CIEMEAP'2016

Third International Conference on

ENERGY, MATERIALS, APPLIED ENERGETICS AND POLLUTION



Edited by

Pr. Mahfoud KADJA
Pr. Abdelouahab ZAATRI
Pr. Zoubir NEMOUCHI
Pr. Rachid BESSAIH
Pr. Smail BENISSAAD
Pr. Kamel TALBI

Organized by the Applied Energetics and Pollution Laboratory(LAEP), Mentouri Brothers' Constantine 1 University, Algeria, in collaboration with :
LM Laboratory, University of Laghouat, Algeria
LATA Laboratory, Mentouri Brothers' Constantine 1 University, Algeria

OCTOBER 30-31, 2016
CONSTANTINE, ALGERIA

Volume 2 **ISBN : 978-9931-9229-3-3**

ICEMAEP'16

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution: Volume 2

October 30-31, 2016, Constantine, Algeria

EDITED BY:

Pr. Mahfoud KADJA
Pr. Abdelouahab ZAATRI
Pr. Zoubir NEMOUCHI
Pr. Rachid BESSAIH
Pr. Smail BENISSAAD
Pr. Kamel TALBI

APPLIED ENERGETICS AND POLLUTION LABORATORY
MENTOURI BROTHERS CONSTANTINE 1 UNIVERSITY
FACULTY OF TECHNOLOGICAL SCIENCES
MECHANICAL ENGINEERING DEPARTMENT
CONSTANTINE, ALGERIA

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution: Volume 2

First Edition, October 2016

ISBN 978-9931-9229-3-3

Publisher: Applied Energetics Laboratory, Mentouri Brothers Constantine 1 University, Route d'Ain El Bey, Constantine 25000, Algeria
www.umc.edu.dz

Printing finished in the month of October 2016
in printing house Er-Rachid workshops Ain Smara, Constantine, Algeria

PREFACE

It gives us great pleasure to welcome all participants of the third international conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution (ICEMEAP2016) in Constantine.

To ensure their economic success all countries in the world must make a good energy management (produce energy at a lower cost) and simultaneously manage air, water and soil pollution (minimize releases). Indeed air pollution by certain gases from combustion (eg CO_2, CH_4, NO_x, etc….) cause the greenhouse effect (global warming) and has a detrimental effect on human health and the health of wildlife and flora, while chemical discharges into rivers or lakes in the nearby of factories cause pollution of groundwater. Also, the release of chemicals into the ground causes progressive soil sterility and thus threatens the food security in the world. These are the reasons for the increase in the number of research works undertaken in this field throughout the world in general and throughout our research centers and universities in particular.

Besides the topics of Energy and Pollution, the conference has also focused strongly on many areas of applied energetics(heat transfer enhancement techniques, fluid-structure interactions, turbomachinery, rheology, etc…) and materials research : synthesis, processing and properties. Many classes of materials were covered, either alone or in combination as composites: ceramics, metals, polymers, organic and inorganic materials.

The main purpose of this conference is to present the results of the research in these four topics by doctoral students, researchers and faculty members. The conference is also a great opportunity for the participants to exchange ideas, strenghten cooperation and to establish new contacts. Here is some information on the conference : We received over 520 proposals, under a third of these were retained after screening by the international reviewing committee. The selected papers were presented by Algerian and foreign scholars and many experts in the four conference topics were invited in order to raise the level of the conference by their debates with the presenters. The conference also allowed participants from the socio-economic sector to learn about the latest developments in the above topics in general and in the subtopics which have a big impact on Algerian economy in particular : renewable energies, new techniques of heat transfer enhancement and the techniques of detection and prevention of air, soil and water pollution.

Finally the Organizing Committee wishes to acknowledge the financial sponsorship of the conference by the following five companies : **Sonatrach**, **Sonelgaz**, **Aéroport d'Alger, Motorest** and **ENTEC**. Sincere thanks and appreciation go as well to the reviewers, the plenary session speakers and session chairs who undoubtedly contributed to the success of the conference. We also thank the officials of our university(the university Rector, the Vice Rector for external relations and the Vice Rector for postgraduate studies and research) and those of our faculty (Dean and Vice Dean of postgraduate studies and research) for the interest given to the conference and for having facilitated our preparation for this conference.

Professor M. KADJA

Conference Chairman

ICEMAEP'16

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution

Organized by the Applied Energetics and Pollution Laboratory (LAEP), Mentouri Brothers Constantine 1 University, Algeria, in collaboration with :
LM Laboratory, University of Laghouat, Algeria
LATA Laboratory, Mentouri Brothers Constantine 1 University, Algeria

October 30-31, 2016

SPONSORS

مـــــطار الجـــزائـــر
Aéroport d'Alger

ENTEC
ENGINEERING TECHNICS

سونلغاز
sonelgaz

سوناطراك
sonatrach

Committees

HONORARY CHAIR

Pr. Abdelhamid DJEKOUN, Rector of Mentouri Brothers' Constantine 1 University

CHAIRMAN

Pr. Mahfoud KADJA, Director of the Applied Energetics and Pollution Laboratory

INTERNATIONAL ADVISORY COMMITTEE

ABID C.	France	BENCHABANE A.	Biskra, Algeria
ALEMANY A.	France	CHEMANI H.	Boumerdes, Algeria
BENNACER R.	France	LOUHAB K.	Boumerdes, Algeria
BIROUK A.	Canada	BOUABDALLAH S.	Laghouat, Algeria
BOUAFIA M.	France	ATIA A.	Laghouat, Algeria
BOUKADIDA N.	Tunisia	BENCHATTI A.	Laghouat, Algeria
BOUAZIZ N.	Tunisia	MEDJELLED A.	Laghouat, Algeria
DRAOUI A.	Morocco	BENHORMA A.	Laghouat, Algeria
HADJADJ A.	France	SEBAA M.	Laghouat, Algeria
KHEZZAR L.	United Arab Emirates	RAHMANI M.	Laghouat, Algeria
LABROSSE G.	France	BENAROUS A.	Chlef, Algeria
LACHI M.	France	ADJLOUT L.	Oran, Algeria
LIMAM K.	France	BENYOUCEF B.	Tlemcen, Algeria
MARTY Ph.	France	CHIKH S.	Algiers, Algeria
NICOLAS X.	France	BOUMARAF L.	Annaba, Algeria
PARISSE J. D.	France	BALISTRO M.	Boumerdes, Algeria
TENAUD C.	France	DIZENE R.	Algiers, Algeria
ZNAIDI L.	France	KHELALFA N.E.K.	Blida, Algeria
ABRUDEANU M.	Romania	BENKOUSAS B.	Algiers, Algeria
EL QARNIA H.	Morocco	CHAOUI K.	Annaba, Algeria
OKA S.	Serbia	BENMOUSSA H.	Batna, Algeria
SAMMOUDA H.	Tunisia	SIAMEUR M.	Batna, Algeria
SEGHIR Z.	Canada	SOUDANI A.	Batna, Algeria
ZEGHMATI B.	France	BOUHADEF K.	Algiers, Algeria
TCHINDA R.	Cameroon	KADJA M.	Constantine, Algeria
ALIYU U.O.	Nigeria	NEMOUCHI Z.	Constantine, Algeria
EFFA J.Y.	Cameroon	BENISSAAD S.	Constantine, Algeria
DJONGYANG N.	Cameroon	BESSAIH R.	Constantine, Algeria
AÏT-MOKHTAR A.	France	TALBI K.	Constantine, Algeria
BENIM A. C.	Germany	MERABET A.R.	Constantine, Algeria
BOUALI M.	Spain	BOUCHOUCHA A.	Constantine, Algeria
COSTA V.	Portugal	MEZIANI S.	Constantine, Algeria
COTTA R.	Bresil	CHERFIA A.	Constantine, Algeria
LOKMANE A.	France	ZAATRI A.	Constantine, Algeria
DOMBROVSKY L.	Russia	NECIB B.	Constantine, Algeria
GABSI S.	Tunisia	MILI F.	Constantine, Algeria
KHATIB J.	United Kingdom	CHAKER A.	Constantine, Algeria
MIMET A.	Morocco	ACHOUR A.	Constantine, Algeria
AGEE J.T.	South Africa	BENMANSOUR T.	Constantine, Algeria

ORGANIZING COMMITTEE

KADJA M.	**Constantine, Algeria**	**BOUKELIA T.E**	**Constantine, Algeria**
BENISSAAD S.	**Constantine, Algeria**	**ZAATRI A.**	**Constantine, Algeria**
BESSAIH R.	**Constantine, Algeria**	**NECIB B.**	**Constantine, Algeria**
TALBI K.	**Constantine, Algeria**	**MILI F.**	**Constantine, Algeria**
CHEMANI H.	**Boumerdes , Algeria**	**RASSIM B.**	**Ouargla, Algeria**
LACHI M.	**Reims, France.**	**BENAROUS A.**	**Chlef, Algeria**
MERABET A.R.	**Constantine, Algeria**	**BOUABDALLAH S.**	**Laghouat, Algeria**
ACHOUR A.	**Constantine, Algeria**	**BENCHABANE A.**	**Biskra, Algeria**
CHERFIA A.	**Constantine, Algeria**	**BENMOUSSA H.**	**Batna, Algeria**

CONTENTS

Plenary Session Abstracts	Page Number
Developments in cost-effective solar tracking. **John T. AGEE.**	XI-XII
Nanoscience and nanotechnology on energy sources. **NP CELE.**	XIII-XIV
Use of thermal energy sources for combined power and cooling production systems. **Alberto CORONAS, James MUYE.**	XV-XX
Control strategy for quality improvement of electrical power produced by stand alone wind energy conversion system. **Noël DJONGYANG.**	XXI
Solar energy and refrigeration by sorption. **Slimane GABSI, Mohamed EL GANAOUI.**	XXII
Phase change materials in temperature-controlled containers. **Abbes KACIMI.**	XXIII-XXIV
Non-exhaust emissions of road vehicle: quantitative and morphological analysis. **Salah KHARDI, Antoine NUEL.**	XXV-XXXI
Air quality assessment in vehicle in-cabin: field and laboratory approaches. **Amine MEHEL, Frédéric MURZYN.**	XXXII-XXXVII
Développements récents sur la convection libre en canal vertical ouvert asymétriquement chauffe : application aux façades double-peau. **Guillaume POLIDORI.**	XXXVIII
Les stimulateurs de défense des plantes comme une alternative agro-écologique pour réduire l'utilisation des pesticides conventionnels. **Ali SIAH.**	XXXIX
Title and Authors	**Page Number**
Influence de l'inclinaison d'un canal asymetriquement chauffe sur le transfert de chaleur en régime laminaire de convection naturelle. **T. KHOUALDI, G. POLIDORI, M. BOURAOUI, M. ROUABAH.**	1-6
Influence du dépôt zéolitique sur la résistance à la corrosion d'alliage d'aluminium 6082 t651. **A. LABED, D. NIBOU, B. IDIR, R. IBAGHOUCHENE.**	7-12
Physicochemical and morphological properties of novel copolymers for application in photovoltaic energy. **L. LAMIRI, B. NESSARK, F. HABALHAMES, L. HASNIOU, L. DJAOUANE, D. LAKHDARI.**	13-17
Effet de la déformation radiale du cylindre intérieur sur l'écoulement dans le système de taylor-couette a surface libre. **A. ABDELALI, H. OUALLI, A. BOUABDALLAH**	18-23
Robust control of a variable-speed wind turbine with variable pitch control and strategy mppt control based on a pmsg. **L. SAIHI, A. BOUHENNA.**	24-30

A quantum chemical calculation (dft):1-(4-nitrphenylo-imino) -1 (phenylhydrazono) - propan-2-one as corrosion inhibitor for mild steel in acidic media. **H. HAMANI, T. DOUADI.**	31-35
Préparation et caractérisation d'un charbon actif à base d'un déchet agricole. **A. NAIT-MERZOUG, A. BENJABALLAH, O. GUELLATI.**	36-41
Etude technico-économique des échangeurs de chaleur a triple tube concentrique. **T. ACHOUR, C. BOUGRIOU.**	42-48
Etude de l'inhibition de la corrosion du cuivre par quelques molécules à base d'amine dans un milieu acide. **R. LAGGOUN, A. HAMDI, M. FERHAT.**	49-54
Analyse du comportement thermique des plaques sandwiches en FGM. A. **HAMIDI, M. ZIDOUR, A. TOUNSI, E. ADDA BEDIA.**	55-60
Flare test on welded steel tubes; 2D simulation. **B.DAHECHE, M.T. HANNACHI, H. DJEBAILI.**	61-66
Rhéologie, calorimétrie et microstructure systèmes nanocomposites « polymère thermosensible-nanoparticules d'argile ». **I. BOUCENNA, L. ROYON, A. MOURCHID.**	67-72
Modelling of global solar radiation on a horizontal surface using artificial neural network: a case study. **M. LAIDI, S. HANINI.**	73-78
Stockage de l'énergie thermique: effet des paramètres physiques et géométriques sur les performances de stockage. **F. BENMOUSSA, H. BENMOUSSA, A. BENZAOUI.**	79-84
Traitement des effluents uranifères par procédé d'adsorption sur le matériau zéolithe kltl. **S. KHEMAISSIA, A. BENTURKI, F. BENDJERIOU, H. BENYOUNES, A. BERRACHED.**	85-90
Convection forcée d'un nanofluide dans un canal poreux avec dissipation visqueuse. **I. FERSADOU, H. KAHALERRAS.**	91-96
Les véhicules électriques hybrides et l'environnement. **M. BOURA, A. BENZEGAOU, B. MEBARKI.**	97-102
Détermination des teneurs en éléments traces métalliques des sols cultives dans la région de Constantine par spectrométrie XRF. **S. NAILI, A. NAIT MERZOUG, G. DÉNÈS, H.MERAZIG, A. LAKEHAL.**	103-109
Convection forcée d'un nanofluide dans un canal rempli d'un milieu poreux anisotrope. **I. FERSADOU, H. KAHALERRAS.**	110-116
La simulation numérique du profil de la température à l'interface outil-copeau par les éléments finis. **R. AOUAD, I. AMARA.**	117-122
Hybrid electrode formed by $ni_{0.3}co_{2.7}o_4$ nanoparticles incorporated into polypyrrole: electrocatalysis of O_2 reduction. **M. MECHOUET, C. BELKESSAM, N. IDIRI, A. KADRI.**	123-128
Green synthesis of α-fe_2o_3 nanoparticles using roman nettle. **N. BADNI, F. Z. BENHERAOUA, B. TADJER, A. BOUDJEMAA, H. EL HAMEUR, K. BACHARI.**	129-133
Production d'entropie dans un fluide viscoelastique dans un milieu poreux sur une surface extensible en présence d'un champ magnétique**. A. BENTEBBA, S. SAOULI.**	134-139
Analyse de la propagation des fissures dans les trous des plaques. **S. CHORFI, B. NECIB**.	140-145
Comparaison des émissions polluantes d'un moteur diesel alimenté avec quatre carburants. **C. KEZRANE, A. BENDRISS, K. LOUBAR, A. SARY, A. LIAZID, M. TAZEROUT.**	146-151

Investigation numérique tridimensionnelle sur l'effet du contrôle actif par soufflage sur le décollement dans une cascade linéaire d'un compresseur axial. **H. DJEDAI, M. AOUISSI.**	152-157
The relationship between the compressive strength and ultrasonic pulse velocity concrete with fibers exposed to high temperatures. **H. BELARIBI, M. MELLAS, F. RAHMANI.**	158-164
Phosphorus deactivation process in silicon submitted to hydrogen plasma. **D. BELFENNACHE, D. MADI, N. BRIHI.**	165-171
Study of the machinability of hardened 100cr6 bearing steel with tin coated ceramic inserts. **M.W. AZIZI, S. BELHADI, M.A. YALLESE, A. LAGRED, A. BOUZIANE, L. BOULANOUAR.**	172-177
Influence of volume fraction of nanoparticles on the laminar forced convection flow around a circular cylinder. **Y. KHELILI, A. ALLALI, K. TALBI, R. BOUAKKAZ.**	178-183
Etude des propriétés thermiques des battitures du laminoir à chaud complexe siderurgique el-hadjar annaba. **B. MAALEM, A. BALASKA, W. ALEM, A. HAMOUDA, S. DJEMILI.**	184-188
Analyse d'un modèle dynamique d'une unité de rafraichissement solaire. **H. MAOUEL, K. MOHAMMEDI, N. YAMANI.**	189-194
Prédiction numérique du coefficient de poussée pour une tuyère surdetendue. **M. NEDJARI, E. MAHFOUDI, A. BENAROUS, R. HAOUI.**	195-200
Ciprofloxacin in conventionally treated urban wastewater: oxidation by uv/h_2o_2 treatment and toxicity assessment. **L. BOUDRICHE, I. MICHAEL-KORDATOU, S. MICHAEL, I. J. STRAVOU, P. KARAOLIA, D. FATTA-KASSINOS.**	201-204
Destratification thermique par application d'un jet turbulent a diffuseur muni de lobes. **A. BENNIA, L. LOUKARFI, A. KHELIL, H. FELLOUAH, M. BRAIKIA, S. NECHAD.**	205-210
Etude du frottement de roulement dans les polymères (approche expérimentale). **M. RAHMANI, M. ZIANI, A. YOUSFI.**	211-217
Conception et optimisation d'un nouveau tribometre utilisant le principe (billes sur plan) pour le contact roulant. **M. RAHMANI, A. YOUSFI, D. BENSAHAL.**	218-223
Mise en évidence des différents types d'endommagements en fatigue d'un composite aramide époxy à l'aide de l'outil acoustique. **Y. MENAIL, A. EL MAHI, B. REDJEL, R. BERBAOUT, M. ASSARAR.**	224-229
Convection mixte dans une cavité a parois latérales mobiles et dont une partie de la paroi inferieure est soumise à un flux de chaleur fixe. **S. KACHI, S. BOUDEBOUS.**	230-235
Synthèse d'un composite ti_3alc_2 à partir d'un mélange tic /al par compression à chaud (HP). **G. RACELMA, K. SAIDANI.**	236-241
Etude de l'élimination du paracétamol par le charbon actif en milieu aqueux. **A. ALOUI, A. ZERTAL.**	242-247
Modélisation et analyse des phénomènes aeroelastique pour aile d'avion en matériaux composites. **H. ZERROUKI, D. BOUTCHICHA.**	248-254
The fouling phenomena in the shell-tube heat exchangers of Algiers refinery. **R. HARCHE, A. MOUHEB.**	255-260
L'influence du cisaillement transverse et des déformations normales sur le comportement des flèches des plaques FGM. **H. SAIDI, S. ABDELBARI, E. A. ADDABEDIA, A. TOUNSI.**	261-266

Synthesis of cobalt ferrite nanoparticles by hydrothermal method for supercapacitors application. **H. KENNAZ, A. HARAT, O. GUELLATI, N. MANYALA, M. GUERIOUNE.**	267-271
Etude de l'appliquabilité du procédé d'électrocoagulation pour le traitement de rejets pétroliers. **N. GOUSMI, K. BENSADOK.**	272-277
Apport des fibres sur les caractéristiques du béton autoplaçant durci. **S. CHAIB, R. LASSOUED.**	278-283
Properties of passive films formed on tin in sodium sulfide and sodium hydroxide solution by EIS. **S. KABOUCHE, S. KAIZRA, Y. LOUAFI, M.TRARI.**	284-288
Etude thermo-elastique en flexions des plaques en materiaux fonctionnellement gradues fgm. **S. MERDACI, H. BELGHOUL, S. BENYOUCEF, A. TOUNSI, E.A. ADDA BEDIA.**	289-295
Immobilisation des déchets riches en métaux lourds dans la structure des matériaux cimentaires : cas des déchets de l'unité saniak. **C. BELEBCHOUCHE, K. MOUSSACEB, A. HAMMOUDI, A. TAHAKOURT.**	296-301
Simulation numérique du transfert de chaleur de nanofluide dans un canal. **A. BOUHEZZA, S. BOUBEGGAR, K. BOUKERMA.**	302-307
Comportement tribologique du couple acier-acier : 42crmo4-20mncr5. **H. BOUHABILA, A. BOUCHOUCHA, R. BENZERGA, C. LE PAVEN.**	308-313
Simulation numérique de la convection mixte double-diffusive dans une cavité rectangulaire partiellement chauffé. **M. TOUIKER, S. GUERBAAI, A. OMARA.**	314-319
Evaluation de l'endommagement des tubes corrodés. **Z. LABED, F. AGGOUNE.**	320-325
Experimental study of drying conditions effect on starch single droplet shrinkage an morphology during drying. **I. GOUAOU, M. S. KOUTCHOUKALI, A. KHARAGHANI**.	326-332
Application de la méthode de taguchi pour l'étude de l'influence des paramètres de réglage sur l'efficacité de fonctionnement d'une machine de forage. **F. Z. DERDOUR, M. KEZZAR, L. KHOCHEMANE.**	333-338
Etude analytique de la convection forcée dans les microtubes en utilisant le modèle d'écoulement à piston. **M. MECILI, S. LATRECHE, H. BOUCHAALA.**	339-344
Etude numérique du transfert thermique en convection mixte pour un tube absorbeur d'un capteur cylindro parabolique à deux différents fluides caloporteurs. **R. TAHTAH, A. BOUCHOUCHA, F. BENKAFADA, C. ABID.**	345-351
Traitement des eaux charges en ions cr (iii) et cr (vi) par la resine amberlite irn150. **N. A. BOUNAB, W. HARIZI, C. BOUKHALFA.**	352-357
Impact des lames nanométriques insérées en sandwichs sur les propriétés vibrationnelles des structures CFC [110]. **F. LEKADIR, R. TIGRINE.**	358-363
l'état de santé de l'éco-complexe des zones humides de guerbes sanhadja : cas de garaet hadj tahar (skikda, nord-est de l'Algérie). **A. KOUTI, L. MEZEDJRI, M. HOUHAMDI.**	364-370
Contribution à l'amélioration du calcul du diagramme de phases du système ge-sr. **H. GHAMRI, C. BELKACEM AMEUR, H. BOUKHENOUFA, A. BELGACEM-BOUZIDA, Y. DJABALLAH**.	371-376
Etude paramétrique d'une installation a absorption améliorée (effet de la pression). **M. BENRAMDANE, S. ABBOUDI, M. GHERNAOUT.**	377-383

Effet du désalignement sur les caractéristiques dynamiques d'un palier hydrodynamique. **I. KAIDI, A. KABOUCHE.**	384-390
Effet du revêtement et des paramètres de coupe sur la rugosité de surface en tournage à sec de l'acier 42CrMo4. **B. HAMADI, A. ACHOUR, M.A. YALLESE, R. ZELLAGUI, A. KHELLAF, M. NOUIOUA.**	391-396
Simulation d'un écoulement de convection forcée dans un canal rempli avec une matrice poreuse anisotrope. **S. BEN AOUA, R. KIBBOUA, F. MECHIGHEL.**	397-402
Parametric study of coating by cooling crystallization. **F. MAMERI, O. KOUTCHOUKALI, J. ULRICH.**	403-408
Etude de la convection à l'intérieur d'une cavité remplie par un fluide conducteur et soumise à un champ magnétique externe. **R. BOUCHAIR, A. OMARA.**	409-414
Elaboration et caractérisation mécaniques et métallographiques des alliages binaires cu-sn_{10}. **A.E. BELHADJ, H. LAHOUAZI, Y. SAHRAOUI.**	415-420
Contribution au séchage convectif des dattes (variété molle). **A. MESSAOUDI, D. FAHLOUL.**	421-427
Etude de l'influence des paramètres opératoires sur la morphologie des cordons de soudure - cas de soudage hybride (laser/mig). **L. BIDI, P. LE MASSON, E. CICALA.**	428-433
Diffusion de magnons dans les films minces ferromagnétiques en présence de défauts paramagnétiques. **O. NAFA, B. BOURAHLA.**	434-439
Etude de la résistance à la fissuration des plaques en l'aluminium réparées par des patchs en composites. **L. ERROUANE, N. DEGHOUL, Z. SEREIR, E.M. BENNEGADI, K. HADJAZI**	440-445
Diffusion-ordered spectroscopy NMR-DOSY: new versatile tool to follow nitroxyde mediated polymerization of polymethyl methacrylaye. **N. CHERIFI, A. KHOUKH, A. BENABOURA, L. BILLON.**	446-451
Etude d'une éventuelle implantation dans les hauts-plateaux d'une centrale à cheminée solaire. **S. KHERRIS, D. ZEBBAR, S. MEKROUSSI, K. MOSTEFA, L. SAIDI.**	452-462
Etude numérique de la convection forcée 3D avec génération d'entropie dans une enceinte cubique remplie d'un nanofluide. **I. ZEGHBID*, R. BESSAÏH.**	463-468
Numerical study of cooling enhancement: heat sink with hollow perforated elliptic pin fins. **F. Z. BAKHTI, M. SI-AMEUR.**	469-474
Elaboration de nanoparticules de stannate de zinc, caractérisation et application dans le domaine de la dépollution environnementale. **L. AMIRACHE, F. BARKA-BOUAIFEL, M. BEN ALI, B. SIEBER, H. ELHOUICHET, R. BOUKHERROUB.**	475-481
Effet d'entaille dans les plaques en traction. **Z. LABED, C. ROUBA, R. CHETTAH.**	482-485
Renforcement des poutres en béton arme par PRF-NSM: développement d'un logiciel de gestion base de données. **F. CHOUANA, N.E. CHIKH.**	486-491
Effets des instabilités convectives sur le fonctionnement des échangeurs de chaleur. **B. LITOUCHE, C. BOUGRIOU, A. TOUAHRIA.**	492-497
Conception d'un capteur solaire hybride photovoltaïque thermique (système-thermosiphon). **MT. BAISSI, K. TOUAFEK, I. TABET, A. KHELIFA.**	498-508

Etude de la nature du milieu sur l'écoulement des gaz dans les canaux d'une pile à combustible de type PEM. **H. BEKKOUCHE, A. CHAKER.**	509-515
Effet de l'épaisseur du profil sur le développement de la couche limite turbulente. **A. ABDOU, L. BAHI.**	516-521
Utilisation de l'énergie géothermale-solaire pour la production d'électricité en Algérie. **A.DJEMAA, A.MERABET, O.KHEMIS.**	522-527
Analysis and numerical modelling of ceramic piezoelectric beam behaviour under the effect of external solicitations. **A. LEBIED, B. NECIB, M. SAHLI.**	528-533
modélisation de la solidification d'un matériau a changement de phase (MCP) dans un cylindre. **D. GUERRAICHE, C. BOUGRIOU.**	534-541
Improved lifetime for large area inverted organic solar cells, using a novel encapsulated method. **D. CHALAL, B. RATIER, D. BENACHOUR.**	542-548
Etude probabiliste d'un composite à base de matériaux recyclés. **K. SAIDANI, G RACELMA, S. ABDI.**	549-554
Etude numérique tridimensionnelle des caractéristiques thermiques du tube absorbeur d'un capteur solaire cylindro-parabolique. **K. BAADACHE, C. BOUGRIOU.**	555-560
L'étude du rendement des cellules solaires mono et double-jonction à base de silicium amorphe par simulation. **L. BENHAMADOUCHE, N. MOUSSAOUI.**	561-566
Etude d'optimisation de la production d'énergie électrique dans un chaine de conversion éolienne par la technique MPPT floue. **A. TAMAARAT, A. BENAKCHA.**	567-573
Numerical Simulation of Multi-Quantum Well Solar Cells GaAs / AlGaAs. **A. TALHI, K. BOUZIDI, A. BELGHACHI, M. B. AZIZI.**	574-579
Numerical study of the mechanical behaviour of railway wheels containing tearing on the tread. **L. BOUSSALIA, A. BELLAOUAR.**	580-585
Enhancing the biomethane production from tannery wastewater by thermal pretreatments. **O. ACHOURI, A. PANICO, M. BENCHEIKH-LEHOCINE, K. DERBAL, F. PIROZZI.**	586-593
State-of-the-art review on a solar absorption cooling systems. **Z. NEFFAH, M. ABBAS, W. TAANE.**	594-599
Adsorption kinetics at different concentrations of cu (ii) onto local marl. **E. BOUZEGHAIA, S. HAFSI.**	600-604
On two-phase flow pressure drop prediction using CFD modeling in horizontal pipe subjected to a sudden contraction: validation. **I. BELGACEM, A. ARABI, Y. SALHI, E-K SI-AHMED.**	605-610
Biological denitrification of nitrate contaminated groundwater with moving bed biofilm reactor. **M. BOUTERAA, A. PANICO, M. BENCHEIKH-LEHOCINE, K. DERBAL, F. PIROZZI.**	611-616
Comparaison des performances des frigorigènes R134a et R1234yf dans un cycle hybride à compression /éjection. **L. BOUMARAF, P. HABERSCHILL.**	617-622
Etude de l'écoulement turbulent dans une conduite courbe par simulation des grandes échelles – champs statistiques. **F. GACI, Z. NEMOUCHI.**	623-628
Numerical investigation of turbulent forced convection in a rectangular channel with transverse ribs. **K. BOUREZG, F. BERRAHIL.**	629-634

Treatment of landfill leachate effluent by chemical coagulation and electrocoagulation: without correction of ph. **A. RABAHI, E.M. BENCHIKH, S. ARRIS.**	635-639
A new higher order shear and normal deformation theory for bending analysis of advanced composite plates. **A.D. BENBAKHTI, H. BELLIFA, A.A. BOUSAHLA, K.H. BENRAHOU.**	640-646
Impedance spectroscopy analysis of the $[(NA_{0.535}\ K_{0.480})_{0.966}\ LI_{0.058}](NB_{0.90}TA_{0.10})O_3$ based lead-free ceramics. **M. SAIDI, A. CHAOUCHI, S. D'ASTORG, M. RGUITI, C. COURTOIS.**	647-652
Determining the preventive replacement period based on the age of spare part. **R. BERREHAL, S. BENISSAAD.**	653-659
Etude du refroidissement des gaz recycles dans un moteur diesel. **R. HADJAB, M. KADJA.**	660-664
Valorisation des eaux rejetées d'abattoirs de poulaillers, pour la fabrication de briques bioclimatiques. **H. CHEMANI.**	665-669
Investigation expérimentale de la capacité d'isolation thermique des matériaux bio-sources à base de fibres de palmier dattier. **A. GHERFI, R. BELAKROUM, A. MERABET.**	670-676
Optimal design and comparison between renewable energy, hybrid energy and non-renewable energy systems: case of Skikda, Algeria. **A. GABOUR, A. METATLA.**	677-682
Plasma-catalytic destruction of textile dyeing wastewater using titanium dioxide. **H. GHODBANE, O. HAMDAOUI.**	683-687
Inhibition de la corrosion du joint de soudure de l'acier x70 en milieu h_2so_4 1n. **M. FERHAT, M.A. DJERIDANE, H.A. BENHORMA.**	688-693
Caractérisation d'un matériau bio-composite à renfort de jute. Y. **DJEBLOUN, M. HECINI, F. HARBOUCHE.**	694-699
Rheological behavior of a porcelain suspension containing maghnia bentonite. **H. BOUSSAK, H. CHEMANI.**	700-705
Etude expérimentale de l'efficacité énergétique d'un plancher solaire direct. **M. H. BENZAAMA, M. LACHI, A. MOKHTARI, C. MAALOUF.**	706-711
L'effet de l'angle d'inclinaison du capteur sur les performances thermiques d'un capteur solaire plan a air. **H. BOUMESLI, D. BENSAHAL, A. YOUSFI, M. RAHMANI.**	712-717
Implémentation d'un modèle hypoelastique pour simuler le comportement mécanique d'un tissu de renfort serge de verre déséquilibre. **S. DEGHBOUDJ, H. SATHA, W. BOUKHEDENNA.**	718-724
Analyse dynamique et statique des poutres non-homogènes épaisses avec l'utilisation du concept de l'axe neutre. **F. BOUKHELF, B. BOUIADJRA, A. KHETIR, A. TOUNSI.**	725-730
Electrochemical and surface characterization of composite material: polymer/ tio_2 and this application. **L. HASNIOU, B. NESSARK.**	731-736
Projets d'énergie solaire photovoltaïque dans le développement durable de l'agriculture dans la région de bourdj bou arredj (enjeux, concept et méthodologie). **B. GOURARI. D. ANTEURI.**	737-742
l'effet du débit volumique sur les performances thermiques d'un capteur solaire plan a air. **H. GUELLOUMA, D. BENSAHAL, A. YOUSFI, M. RAHMANI.**	743-748
Optimisation de la conversion photothermique par les surfaces sélectives, nature et taille de l'absorbeur. **C. BOUTGHAN, A. CHAKER.**	749-754

Analyse de l'interaction fluide structure d'un profil aerodynamique oscillante. **F. ZIANE, A. ABDELLAH EL-HADJ, S. DANOUNI.**	755-760
Long-term performance of an underground thermal energy storage system. **M.A DADA, A. BENCHATTI.**	761-766
Renforcement des pales éoliennes par le collage d'un patch composite à double recouvrement. **T. ACHOUR, F. MILI.**	767-772
Analyse de la vibration forcée d'un nanotube de carbone. **M. ZIDOUR, H. AHMED, B. ADIM, T. BENSATTALAH, K. RAKRAK.**	773-778
Etude dynamique de l'écoulement autour d'un cylindre placé proche d'une paroi. **S. BENSEDIRA, A. ABDELLAH EL-HADJ, D. SEMMAR.**	779-786
Etude numérique du couplage convection naturelle-rayonnement volumique dans une enceinte carrée. **C. MERABET AYECHE, D. OMEIRI.**	787-792
Protection du fer contre la corrosion par des films composites (polymere conducteur/nanoparticules d'oxyde). **C. BENMOUHOUB, A. KADRI, A. PAILLERET, N. BENBRAHIM.**	793-798
Advances in water treatment by adsorption technology: application to the remediation of polluted water by anionic drug. **N. BOUKHALFA, N. DJEBRI, M. BOUTAHALA.**	799-804
Evaluation numérique du facteur d'intensité des contraintes en mode i pour des matériaux a gradient de propriétés mécaniques. **Y. ADJAL, L. ERROUANE, A. MOHAMED, T. HOUSSEM.**	805-811
Gas chromatography–mass spectrometry determination of the migration of phthalate plasticisers from polyvinyl chlorid in food aliments. **M. O. BOUSSOUM, N. BELHANECHE-BEMSEMERA.**	812-818
Effets de l'angle de calage des pales d'une petite éolienne sur sa puissance électrique générée. **I. BOUMRAR.**	819-824
Evaluation expérimentale des températures d'un capteur cylindro-parabolique. **F. BENKAFADA, A. BOUCHOUCHA.**	825-828
Interaction fluide-structure déformable dans le cas d'une pathologie artérielle. **M. MOHELLEBI, A. OUIBRAHIM.**	829-835
Analyse numérique du comportement thermo-convectif d'un écoulement turbulent dans un mini canal en présence des ondulations en forme **V. A. BEGAG, R. SAIM, S. ABBOUDI.**	836-843
Application de l'ACP à une base de données de liquides ioniques. Y. **MOHAMED CHERIF, E. BELARBI, M. DEBDAB, K. ARBAOUI, R. AOUINE.**	844-849
AB-initio study of the structural, electronic and elastic properties of eux (x = se, te) compounds in cubic structures. **F.SOLTANI, H. BAAZIZ, Z.CHARIFI.**	850-856
L'étude par simulation de l'influence du dopage sur les paramètres caractéristiques des cellules solaires à base de silicium amorphe. **N. MOUSSAOUI, M. BOUAFIA, N. BOUARISSA, L. BENHAMADOUCHE.**	857-862
Comparaison des efficacités des ailettes en cascade. **M. MEHEMMAI, H. REZIK, A. MEHIRA.**	863-868
First-principles study of the structural and therodynamic properties of the complexes k_2ptcl_6-structure hydrides ca_2osh_6. **O. BOUDRIFA, A. BOUHEMADOU.**	869-875

Etude du comportement mécanique de matériaux composites à matrice polypropylène et charges minérales. **F. DJEDDI, M. MOHELLEBI.**	876-881
Amélioration de l'efficacité des émetteurs de chaleur dans les locaux d'habitation, nouvelle conception économique du système de ventilation du radiateur à tubes avec un écoulement croise. **A. TOUAHRIA, C. BOUGRIOU.**	882-888
Influence du broyage sur la formation de la phase co(α) lors du frittage du systeme co-c. **L. AOUCHICHE, M. NECHICHE, S. BRAIK, S. AZEM.**	889-894
Valorisation des fraisats routiers et produits de demolition pour la fabrication de mélanges granulaires traites aux liants hydrauliques (MGTLH). **S. MEZHOUD, H. HOUARI, B. FERKOUS, M. BELACHIA.**	895-902
Heat transfer enhancement by using two nanoparticle base fluids in forced convection flows. **K. BOUKERMA, M. KADJA.**	903-908
Evolution de l'usure des outils de coupe en fonction des revêtements. **A. ACHOUR, L. CHEKOUR.**	909-914
Utilisation du polypropylene extrude par le procède d'ecae pour l'amélioration du comportement mécanique de la cupule d'une prothèse totale de hanche. **A. BENHAOUA, B. NECIB, R. BOULAHIA.**	915-920
Elimination d'un colorant acide en milieu aqueux par un procède d'oxydation chimique catalysee par un polyoxometallate de type Dawson. **M. GRABSI, N. ZABAT.**	921-925
Etude du comportement thermique des plaques en matériaux fonctionnellement gradues en utilisant une théorie d'ordre élevé. **M. BOURADA, F. BOURADA, F. BOUNOUARA, B. FAHSI, A. TOUNSI.**	926-931
Calcul d'un réacteur tubulaire non isotherme pour la synthèse du cétène par craquage de l'acétone. **M**. **BOUSSEMGHOUNE, O. SAOULI.**	932-937
Etude analytique du comportement des plaques a l'échelle nanométrique. **H. KHETIR, M. BACHIR BOUIADJRA, F. BOUKHELF, A. FEKRAR.**	938-944
Flow dynamics of an impinging plane jet generating slot tones. **N. KHAROUA, L. KHEZZAR, M. ALSHEHHI.**	945-951
Transferts énergétiques entre le champ turbulent d'un jet impactant de ventilation et le champ acoustique généré. **K. ABED-MERAÏM, H. ASSOUM, A. SAKOUT.**	952-957
Mixed convection and flow-reversal in a differentially and asymmetrically heated vertical channel: application to convection cooling of circuit boards. **F. MECHIGHEL, M. KADJA, S. BEN AOUA, M. LAOUICI.**	958-963
Amélioration de l'isolation thermique des habitats dans les régions chaudes et arides. **H. NECIB, R. BELAKROUM, K. BELAKROUM**.	964-971
Mathematical modelling and energy estimation of anaeorobic bioreactors. **A. ZAATRI, N. AZZIZI, R. KELAIAIA.**	972-977
Etude numérique de la convection mixte dans un canal vertical rempli d'un nanofluide. **E. BELAHMADI, R. BESSAÏH.**	978-984
Simulation numérique de l'échange thermique dans une enceinte rectangulaire, en présence d'un nanofluide. **A. DAAS, S. DERFOUF, N. BELGHAR, M. FALEK.**	985-992

Simulation numérique de la convection solutale dans un milieu confine. **L. FETTAR, M. KADJA.**	993-999
Simulation numérique de l'effet thermocapillaire sur la convection naturelle dans une cavité rectangulaire. **S. BEKKOUCHE, M. KADJA.**	1000-1007
Ecoulement diphasique dans un élargissement brusque. **R. REZKA, M. KADJA.**	1008-1013
Etude des effets de la pollution solide des huiles lubrifiantes sur les performances statiques des paliers hydrodynaiques des machines tournantes. **H. BOUCHERIT, M. LAHMAR, H. BENSOUILAH, A. MOUASSA**	1014-1020
Effet de l'humidité sur les propriétés mécaniques du polymère thermoplastique takmid PA6. **B. GUERIRA, N. DERIAS, S. DERFOUF, M. HADID.**	1021-1029
Etude de l'effet de la vitesse de coupe sur l'usure des outils de coupe en carbure métallique revêtu et non revêtu. **A. BOUZIANE, L. BOULANOUAR, M.W. AZIZI, O. KEBLOUTI**.	1030-1035
Effect of potassium monopersulfate on sonochemical degradation of cationic dye in an aqueous solution. **S. FASSI, C. PETRIER.**	1036-1041
Optimal sizing of a hybrid renewable energy system to feed a clinic in the region of tamanrasset. **T. SEBBAGH, A. ZAATRI.**	1042-1048
Etude numérique d'un contact nonlineaire elastoplastique bidimensionnel en utilisant la méthode des éléments finis. **S DANOUNI, A. ABDELLAH EL-HADJ, F. ZIANE.**	1049-1054
Simulation numérique de l'écoulement d'un fluide incompressible se produisant autour d'un cylindre. **O. MEKHBI, D. OMEIRI.**	1055-1059
Simulation de l'efficacité optique et géométrique d'un concentrateur solaire cylindro-parabolique. **T. REDDAH, H. BENMOUSSA, T.E. BOUKELIA, M. AISSANI.**	1060-1065
Biosorption des ions de métaux lourds par une biomasse fongique pour le traitement des eaux industrielles. **W. BOULAICHE, A. SLATNIA.**	1066-1073
Etude de deux types d'entrée d'air supersoniques à compression externe des statoréacteurs. **R. KADJOUDJ, M. KADJA.**	1074-1079
Etude de l'influence de l'angle d'incidence sur l'écoulement autour du profil NACA0012. **R. DELLALI, M. KADJA, A.M. BEN CHEIKH EL HOCINE, O. SABBOUA.**	1080-1087
Etude du comportement d'un film biodégradable a base de polysaccharides plastifie par le mélange glycerol/acide dl-lactique. **D. AOUFI, A. SERIER.**	1088-1092
Study of turbulent natural convection of a nanofluid in a solar water heater enclosure. **M. GUESTAL, M. KADJA.**	1093-1099
Investigation du transfert de chaleur conjugué dans un échangeur de chaleur ayant des tubes ailettes. **R. MEBROUK, M. KADJA, S. FOHANNO, M. LACHI.**	1100-1108
La qualité des eaux lacustres appartenant aux zones humide du pnek –Algérie. **A.BENDJAMA, L.DJABRI, T.CHOUCHANE, A.BOUKARI, S.TLILI.**	1109-1114
Evolution d'un jet plan laminaire, non confine, impactant une surface plane chauffée. **A. ALIOUALI, K.TALBI, M. KADJA**	1115-1120
Numerical simulation of a new gas-liquid separator. **N. Kharoua, L. Khezzar, M. AlShehhi, M. Meribout**	1121-1127

IMPROVED LIFETIME FOR LARGE AREA INVERTED ORGANIC SOLAR CELLS, USING A NOVEL ENCAPSULATED METHOD

D. CHALAL[1,2], B. RATIER[1], D. BENACHOUR[2]

[1]XLIM UMR 7252, Université de Limoges/CNRS, 123 Avenue Albert Thomas
87060 Limoges Cedex, France.
b.ratier@xlim.fr.
[2]Université Ferhat Abbas Sétif 1, Sétif 19000, Algérie.
chalal.djazia@yahoo.fr

ABSTRACT

In this paper, we study the performance and stability of solution-processed inverted organic solar cells based on photoactive blends composed by the conjugated regioregular poly-(3-hexylthiophene) (P3HT) and [6,6]-phenyl-C61-butyric acid methyl ester (PCBM), using an active area of 2 cm². These inverted organic solar cells are fabricated with a novel top electrode design in which the silver electrode is deposited over the whole substrate to completely cover the photoactive layer, allowing an effective protection of the entire device. Consequently, initial power conversion efficiencies of 3.2% are maintained at 95% after 15h under standard illumination conditions in ambient.

These IOSCs are fabricated with a novel encapsulation method in which the Ag metal top electrode was deposited over the whole ITO substrate to cover completely the photoactive layer, which allowed effective protection of the entire device. PCEs are maintained to 95% and 1 % of the initial values for the encapsulate and the un-encapsulate device respectively when exposed to air and light for15h. Conclusively, we find that the encapsulated device exhibit much higher stability than the un-encapsulated device.

Keywords: *Inverted Organic solar cells, Degradation, Stability, Lifetime.*

NOMENCLATURE

Symbols :

Jsc, short circuit current, mA/cm^2
Voc, open circuit voltage, V
FF, fill factor
Rs, serie resistance, Ω
Rsh, shunt resistance, Ω
PCE, photoconversion efficiency ,%

Subscripts :

Au, gold
Ag, silver
OPV organic photovoltaics
PV photovoltaic parameters
IOSCs Inverted Organic Solar Cells
AM1.5G,standard solar spectrum at the Earth's surface

1. INTRODUCTION

Intensive research has been carried out to understand degradation mechanisms [1, 2] and improve the stability of polymer organic solar cells [3,4]. Stability is an essential issue in polymer solar cells for achieving commercially applicable devices [5]. The device architecture of Inverted Organic Solar Cells (IOSCs) has attracted much attention recently due to the long life time without performance degradation of these IOSCs [6]. The advantage of IOSCs is related to the relative environmental stability of the oxide metal

electron transport layer (e.g. ZnO, TiO_2) and Ag hole-collecting contact. Degradation of OSCs is mostly caused by diffusion of water and moisture in the device through pinholes or grain boundaries of the outer electrode [7–9, 10]. In addition, the deposition of metal leads to its diffusion in the active layer; this will induce reaction with the polymer and alters its semiconducting properties [11, 12]. The degradation mechanism for organic devices is a two stage process: first a rapid decrease, a fast initial drop, followed by a linear degradation as reported in a large number of articles [13-15]. To overcome this problem, several strategies can be employed to improve the device stability like inserting a buffer layer between the active layer and the metal. The most effective approach is to adopt encapsulation techniques that prevent or limit the exposure of organic electronic devices to water vapor and oxygen. Many studies regarding the encapsulation method that can protect organic devices from these aggressive agents, have been conducted [16]. The best encapsulation process was reported in 2007, where the PCE drops by 6% after 6145 h. This encapsulation method is rather complicated since it used atomic layer deposition (ALD) technique [17].

In the present paper, we have fabricated efficient and stable inverted solar cells based on solution processing of P3HT: PCBM, with a large active area of 2cm². In order to enhance the stability of this device, a new encapsulated model was applied. The active layer was entirely covered by a silver layer (anode top contact layer) until ITO substrate edges. With this architecture all devices have retained their power efficiency without apparent degradation. The encapsulated devices were very stable and have retained more than 95% of their original efficiency over an extended measurement period up to 15 h, under continuous illumination in air. The aim of this novel cell architecture, self or auto-encapsulation, was not only to enhance stability, but also to avoid the need for insertion or introduction of ultra-barrier organic/inorganic multilayer to the device, thus reducing the solar fabrication cost.

2. EXPERIMENTAL

In our organic BHJ inverted solar cells, indium tin oxide (ITO)-coated glass substrates purchased from (Vision-Tech) with a sheet resistance of 7/sq, were patterned by wet chemical etching to define rectangular design area of 2cm². First S Ω amples with 2,5× 2,5 cm² were cleaned by successive sonification in detergent, de-ionized (DI) water, acetone, ethanol and IPA for 10 min each followed by the treatment of ultraviolet ozone for 10 min. Before layer deposition, Au and Ag stripes with thickness of 60 nm were deposited separately onto cleaned ITO through a mask by thermal evaporation and ion beam sputtering (IBS) [18-21] respectively for the sub- electrode. Ag stripe was deposited using Ag target with 99,99% purity where the sample of ITO was placed at a distance of 6 cm from the target and oriented with respect to its axis at 60° resulting in growth rate of 1,6 nm/min. Sputtering was carried out at a pressure of $4x10^{-4}$Pa in the vacuum chamber at a power of 6 keV with a current density of about 1 mA/cm^2. Pure argon gas was used as the sputtering gas. Gold and silver sub-electrodes work as conducting electrodes, in order to reduce the resistive loss of ITO [22]. Afterwards ZnO nano-particules-suspension, purchased from Genes Ink (ZnO 5F2) used as electron injecting layer, was spin coated on the substrate and annealed on a hot plate at 130°C for 10 min in air. The photoactive layer was formed from a blended solution of P3HT: PCBM (from BASF and American Dye Source respectively). P3HT and PCBM were dissolved in ortho-dichlobenzene (Sigma–Aldrich) (CARLOERBA) with a ratio of 1:0.8 by weight. The solution was stirred inside the glove box at 50°C during one night and filtered with (PTFE 0,2µm) before processing. The photoactive layer was spin coated in a nitrogen glove box at 780 rpm for 40s, giving a 220 nm thick layer, and subsequently dried at 50°C for 15min. A 40 nm thick layer of PED0T:PSS (from Heraeus, RD CLEVIOS F010) was spin coated on top of the P3HT:PCBM layer in air after passing through (0.45µm) filter. Subsequently, a 100 nm-thick silver top electrode was deposited by thermal evaporation through a shadow mask at a pressure of about 10−6 bar to yield a device area of 2cm². Finally, the complete device was annealed at 110 °C for 30min under inert conditions. The device structure is shown in Fig 1.

The (J-V) characteristics were measured using SMU 2400 keithly source meter unit under illumination of solar simulator (Atlas Solar Constant 575 PV) with 100mW/cm² AM 1,5G spectrum. The calibration of the light intensity was performed using a standard Si photodiode cell. Film thicknesses were measured using a

Bruker Dektak XT profiling system [23]. The ageing process was performed in ambient air under continuous illumination with intensity of 100 mw/cm², the devices were kept at a temperature of 48 °C and tested every 5min for a total duration of 20 h [14].

3. RESULTS

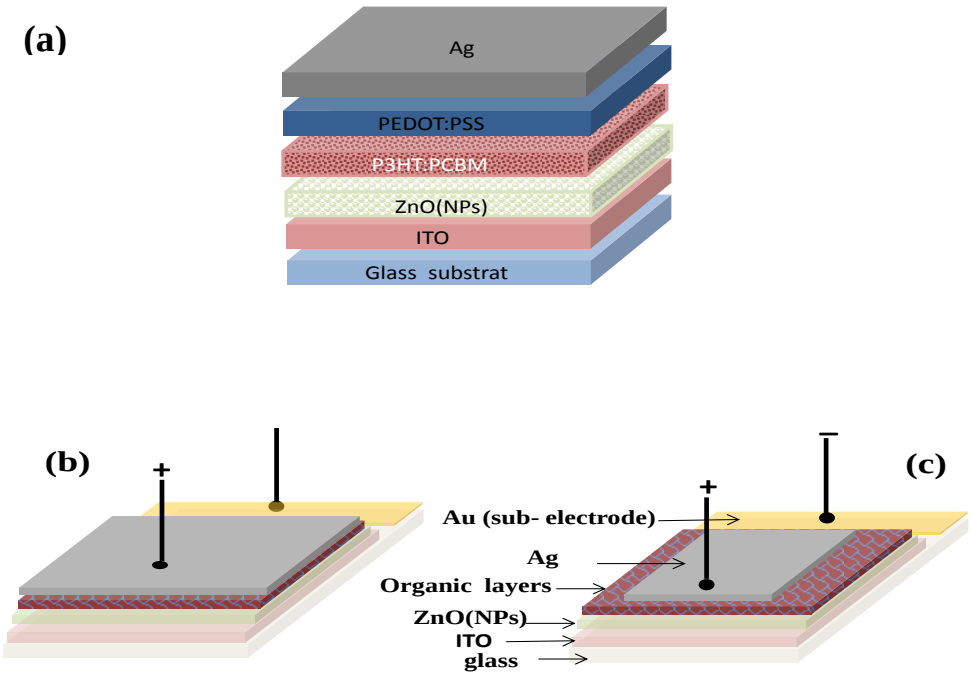


FIGURE1 .(a) structure of inverted architecture solar cell, (b) encapsuled design with Au sub-electrode, (c) un-encapsulated design with Au sub-electrode. The polymer layers are PEDOT:PSS and P3HT:PCBM layers.

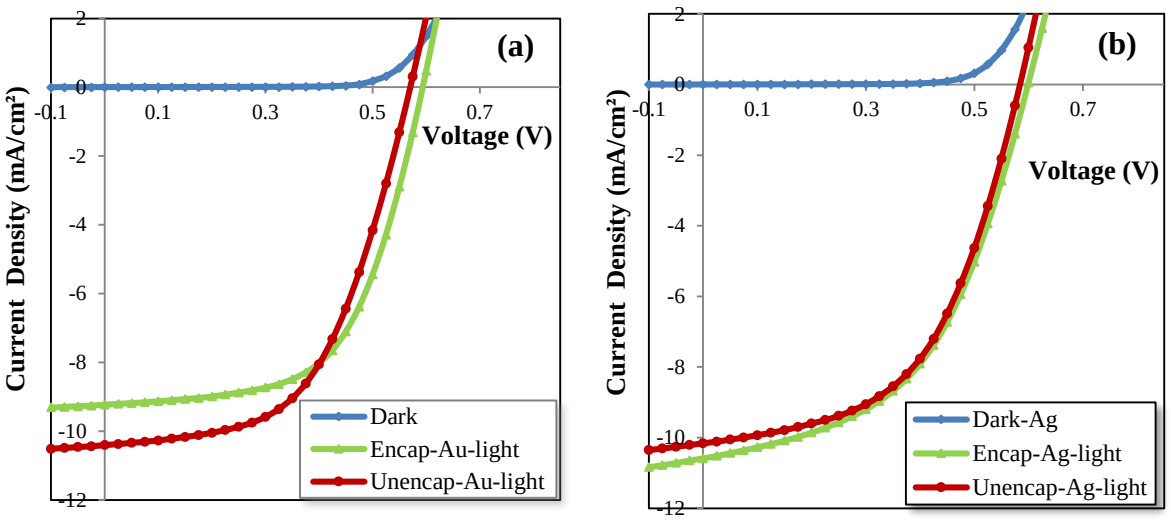


FIGURE 2.Current density versus voltage (J–V) characteristics of inverted organic solar cells fabricated with: (a) gold sub-electrode, and : (b) silver sub-electrode as cathode contact. All measurements were performed under AM 1.5 illumination conditions (100mW/cm²).

Fig.2 shows the J-V characteristics of the inverted solar cells as fabricated, realized with encapsulated and un-encapsulated architectures. These cells with an active area of 2cm², exhibit a power efficiency up to 3%

for the different devices. IOSCs with silver sub-electrode show a short circuit current density (Jsc) of 10.55 mA/cm²), an open circuit voltage (Voc) of 0.58V, a fill factor (FF) of 0.51 and a PCE of 3.16%, while for cells with gold sub metal electrode the performances were: (Jsc = 9.22, Voc=0.59,FF=0.59 and PCE= 3.25%). The devices with gold display the best efficiency attributed to the low series resistance and high shunt resistance which, probably, are due to the high conductivity of gold metal. As presented in Fig 2 the device with silver sub-electrode exhibits a low leakage current, this is not observed on gold sub electrode anode side indicating a more effective electron collection. However, metal sub-electrodes are used to reduce series resistance (Rs) and to improve device performance for large areas [22,26]. The PCEs were practically the same for (n>30) of encapsulated and un-encapsulated devices as fabricated due to the high homogeneity in the active layer by the spin coating process. This method can be used to evaluate the large area IOSCs with high performance. The values of the photovoltaic characteristic before encapsulation and after encapsulation are given in Table 1. The results were similar which means that no significant negative change in the device performance was observed after encapsulation.

Devices	Jsc(mA/cm²)	Voc(V)	FF	η (%)	Rs(Ω)	Rp(Ω)
Encapsulated with Au sub -electrode	**9,22**	**0,59**	**0,59**	**3,25**	**6,75**	**541,24**
Non-encapsulated with Au sub electrode	**10,4**	**0,57**	**0,55**	**3,23**	**7,51**	**408,38**
Encapsulated with Ag sub -electrode	**10,55**	**0,58**	**0,51**	**3,16**	**8,02**	**198,29**
Nonencapsulated with Ag sub -electrode	**10,16**	**0,58**	**0,53**	**3,11**	**7,89**	**247,63**

Table 1. PV parameters for the encapsulated and un-encapsulated inverted devices with gold (or and) silver sub-electrode used as cathode. (more than 30 devices were tested).

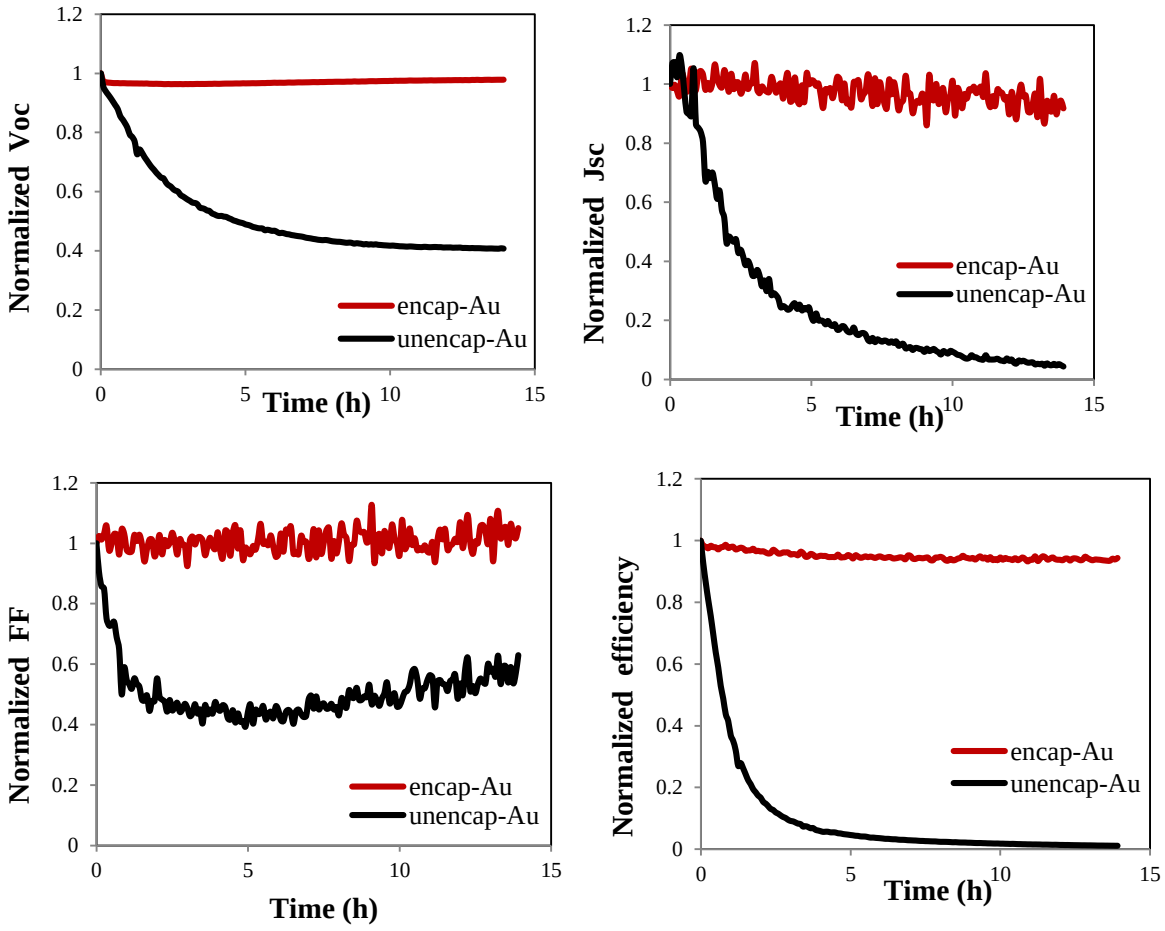


FIGURE 3. Normalized PV parameters for an inverted device with encapsulation (red) and without encapsulation (black) as a function of light exposure time. All devices were fabricated with a gold (Au)sub-electrode as cathode contact

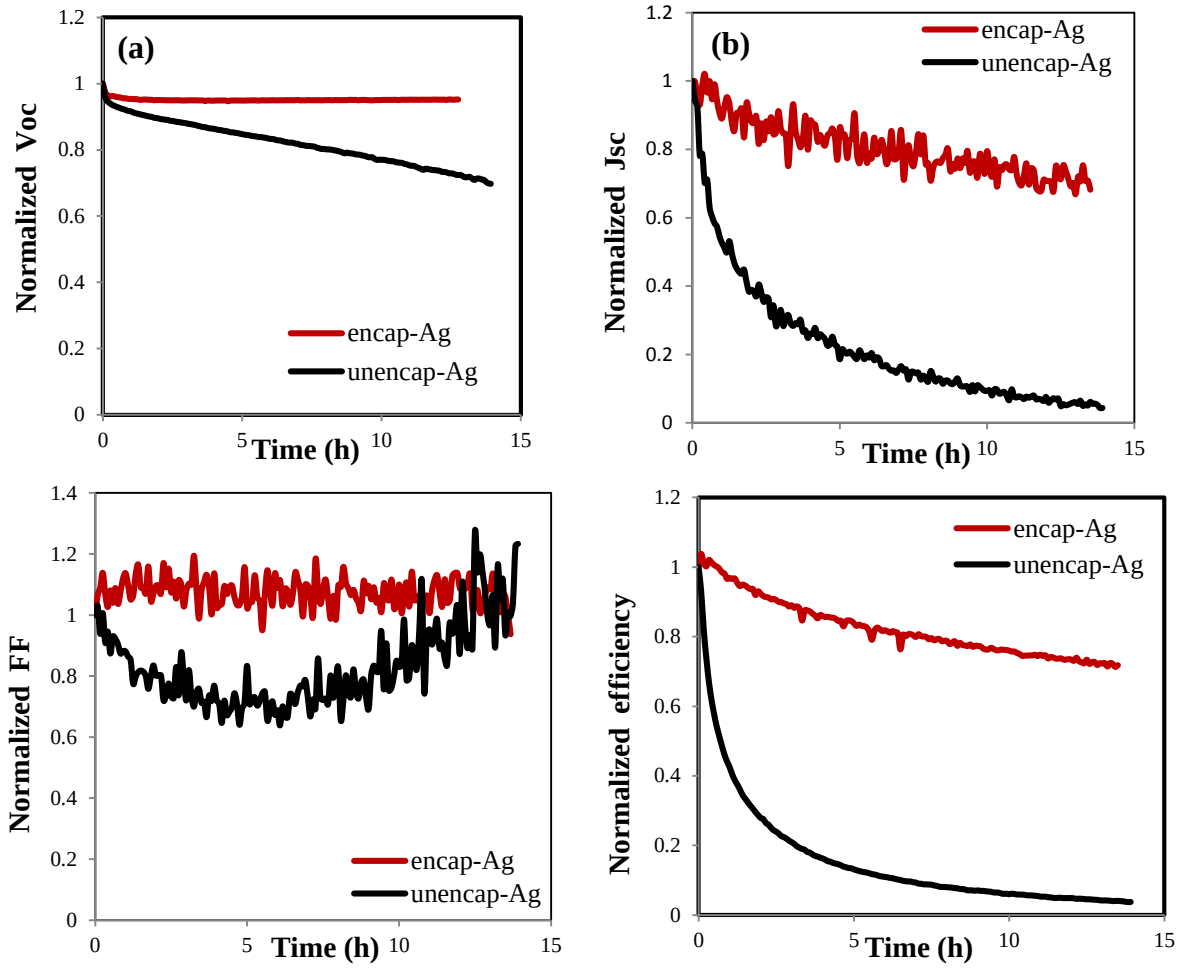


FIGURE 4.Normalized PV parameters for an inverted device with encapsulation (red) and without encapsulation (black) as a function of light exposure time. All devices were fabricated with silver(Ag) sub-electrode as cathode contact.

Identification of the mechanism that causes degradation is done through the study of the evolution of the cell parameters with time. The stabilities of the cells, with and without encapsulation, are shown in (Fig. 3 and 4). Photovoltaic characteristics were measured under AM 1.5 G 1 sun light intensity of 100 mW/cm² and normalized to their initial values. Ageing process was studied in ambient air under continuous illumination at regular intervals. Temperature of the immediate cell environment was kept at 48°C. The performance parameters were compared to their initial values as a function of exposure time, in ambient atmosphere, to investigate the effectiveness of the encapsulation.

Fig.3 shows the relative change of (Voc), (Jsc), (FF) and (PCE) for encapsulated and un encapsulated devices over 20h of exposure time . In the case of the un encapsulated devices, we observed a rapid drop in Voc during the first 2h, then a continuous linear decrease for the remainder duration of the test, while the FF decreases rapidly at the beginning then increases slightly from 55% to 59% after 8h of exposure, followed by a steady increase until the end of the measurement . The drop of the FF is correlated with an increase of the series resistance indicating a reduced charge extraction due to the photo degradation of the organic- electrode interfaces [25]. On the other hand, (Jsc) and (PCE) decrease by about 53% and 80% respectively after 2h exposure, then these two parameters continue to decrease until approaching zero. In contrast with encapsulated device (Voc) and (FF) remain still unchanged over the time of test. It was noted that, particularly (Jsc) decreased very slowly and lost only 5% of its initial performance, thus we may conclude that the device retains its efficiency without degradation even after 15h of exposure time. The

reductions in VOC, FF, JSC and PCE were 2.05 %, 5.5%, 8.04%, and 5.61%, respectively, for the encapsulated devices with gold sub metal contact cathode. On the other hand, these four characteristics decreased by 59.20%, 36.92%, 95.61% and 98.87%, respectively in the case of the un- encapsulated devices. These results indicate the effective device stability achieved through the auto-encapsulation technique we used. As a consequence, the use of the silver anode as a protecting layer will be more appropriate for prolonging the IOSCs life time.

Fig.4 shows the stability plots over time for IOSCs fabricated with silver sub-electrode as cathode contact. The behavior of the encapsulated cells differs from that of the un-encapsultated ones: (Voc) and (FF) remained relatively stable; however, (Jsc) and PCE changed a little at the beginning then decreased by 20% and 15% respectively after 20h of exposure time. For the un-encapsulated devices, the photocurrent dropped sharply during the initial period (up to 4h) and continued to decrease to a lower level until catastrophic failure, causing a large decrease of about 90% in (PCE). From all the above measurements, two distinct degradation mechanisms were observed as already reported in the literature [15]. First, an initial exponential decay in (Jsc) caused by diffusion of water through pinholes or grains in the silver anode, followed by a second catastrophic current loss after a prolonged test duration[18], characterized by a plateau in the degradation curve to indicate a uniform deterioration in the whole active layer of the device. The degradation decay was similar for all the un-encapsulated devices using Ag or Au metal sub-electrode.

Water diffusion though pinholes in silver electrode. H_2O dissociates into H^+ and OH^- ions acting to locally de-dope PEDOT:PSS to a non-conducting state [24]. The first drop in PCE due to the drop in Jsc could be mainly caused by the oxidation of the PEDOT:PSS which leads to the loss of its conductivity, resulting in an increased series resistance and a local delamination of the PEDOT:PSS-Ag interface can occur [18]. In order to elucidate the difference which occurs in photocurrent degradation between the inverted encapsulated and the un-encapsulated devices, a laser beam-induced current mapping system was used to control the photocurrent degradation within the active area of the device.

4. CONCLUSION

We have demonstrated that highly air-stable inverted solar cells can be obtained by the use of a novel encapsulation method. The encapsulated devices have retained 95% of their efficiency even after 20h of exposure, under continuous illumination in air. Encapsulated and un-encapsulated devices, fabricated with a large active area of 2 cm², showed a high power conversion efficiency up to 3.2%. All photovoltaic parameters (short-circuit current density, fill factor, and conversion efficiency) for the inverted solar cells with encapsulation, revealed more stability than those without encapsulation. The new encapsulation technique with the silver back electrode layer was effective to improve the stability of the devices because of the more effective protection for the device exposed to ambient air. The novel encapsulation process acts in blocking the diffusion of water and oxygen within the photoactive active layer through the pinholes and edges of the top electrode. This approach can be useful to improve the lifetime of the IOSC in future commercial applications.

REFERENCES

[1] F.C. Krebs, K. Norrman, Prog. Photovoltaics 15, 697, (2007)

[2] M. Jorgensen, K. Norrman, F.C. Krebs, Sol. Energy Mater. Sol. Cells 92, 686, (2008).

[3] D.H. Wang, S.H. Im, H.K. Lee, O.O. Park, J.H. Park, J. Phys. Chem. C 113, 17268, (2009).

[4] K. Lee, J.Y. Kim, S.H. Park, S.H. Kim, S. Cho, A.J. Heeger, Adv. Mater. 19, 2445, (2007).

[5] P.C.Yang, J.Y.Sun, S.Y.Ma, Y.M.Shen, Y.H.LinC.P.Chen , C.F.Lin , Interface modification of a highly air-stable polymer solar cell, Sol. Energy Mater& Sol Cells 98, 351– 356, (2012).

[6] Y.J.kang,K.lim, S.Jung, D.G.Kim,J.k.Kim, C;S.Kim,S.H.Kim,J.W.kang, spry-coated electron transport layer for air stable inverted organic solar cells ,Sol. Energy ,Mater& Sol Cells 96,137-140, (2012).

[7] K. Norrman, N.B. Larsen, F.C. Krebs, Lifetimes of organic photovoltaics: combining chemical and physical characterization techniques to study degradation mechanisms, Sol. Energy Mater. Sol. Cells 90, 2793–2814, (2006).

[8] M. Jorgensen, K. Norrman, F.C. Krebs, Stability/degradation of polymer solar cells, Sol. Energy Mater. Sol. Cells 92, 686–714, (2008).

[9] M. Boman, S. Stafstrom, and J. L. Bredas, J. Chem. Phys. 97, 12, (1992).

[10] J. Birgerson, M. Fahlman, P. Broms, and W. R. Salaneck, Synth. Met. 80, 125, (1996).

[11] F.C. Krebs, K. Norrman, Analysis of the failure mechanism for a stable organic photovoltaic during 10,000 h of testing, Prog.Photovolt.: Res. Appl. 15, 697– 712, (2007).

[12] K. Norrman,S.A. Gevorgyan,F.C. Krebs, Water-induced degradation of polymer Solar cells studied by H218O labeling, Appl.Mater.Interfaces1,102–112, (2009).

[13] E.Voroshazi, B.Verreet, A.Buri, R. Müller, D. Di Nuzzo, P.Heremans, Influence of cathode oxidation via the hole extraction layerin polymer:fullerene solar cells, Organic Electronics, 12, 736– 744, (2011).

[14] Y. Lare, B. Kouskoussa, S.OuroDjoboK.L. Cattin, F.R. Diaz, Influence of exciton bloking layer on the stability of layered organic solar cells . Journal of Physics and Vhemistry of Solids, 72 , 97-103, (2011).

[15] X.Wang, C.X.Zhao , Gu.Xub, Z.-K.Chena, F.Zhu. Degradation mechanisms in organic solar cells: Localized moisture encroachment and cathode reaction,Sol. Energy Mater . Sol. Cell, 104, 1–6, (2012).

[16] M.Tavakkoli, R.Ajeian, M.N.BadrabadiS.S.ArdestaniS.M.HasanFeiz, K.Elahi.Nasab Progress in stability of organic solar cells exposed to air Sol. Energy Mater. Sol. Cells, 95, 1964–1969, (2011).

[17] H.J.Lee,H.P.Kim, H.M.Kim, J.H.Youn, D.H.Namb, Y.G.Lee, Solution processed encapsulation for organic photovoltaics, Sol. Energy Mater. Sol. Cells, 111, 97–101, (2013).

[18] M.T.Lloyd , G.H.Peters , A.Garcia , I.V.Kauvar ,J. J.Berry , M.O.Reese ,M.D.McGehee , D.S.Ginley , D.C.Olson, Influence of the hole-transport layer on the initial behavior and lifetime of inverted organic photovoltaics, Sol. Energy Mater.Sol. Cells, 95, 1382–1388, (2011).

[19] A. El Hajj, B. Lucas, M. Chakaroun, R. Antony, B. Ratier, M. Aldissi,Optimization of ZnO/Ag/ZnO multilayer electrodes obtained by IonBeam Sputtering for optoelectronic devices, Thin Solid Films, 5204, 666–4668, (2012).

[20] B. Lucas, W. Rammal, A. Moliton, ITO films realized at room temperature by ion beam sputtering for high-performance flexible organic light-emitting diodes, The European Physical Journal Applied Physics, 34, 179–187, (2006).

[21] D. Kim, Y. Han, J.-S. Cho, S.-K.Koh, Low temperature deposition ofITO thin films by ion beam sputtering, Thin Solid Films, 81–86, 377–378, (2000).

[22] S.Y.Park, Y.J.Kang, S.Lee, D.G.Kim,J.K.Kim, J.H.Kim, J.W.Kang, Spray coated organic solar Cells with large-area of 12.25cm²,Sol. Energy Mater. Sol Cells, 95, 852–855, (2011).

[23] S.Vedraine, A. El Hajj ,P.Torchio, B. Lucas Optimized ITO-free tri-layer electrode for organic solar cells, Organic Electronics, 14, 1122–1129 (2013).

[24] J. Kim, P. Ho, C. Murphy, N. Baynes, R.H. Friend, Nature of non-emissive black spots in polymer light-emitting diodes by in-situ micro-Raman spectroscopy, Adv. Mater. 14, 206–20, (2002).

[25] E.Voroshazi,B.Verreet, T.Aernouts, P.Heremans,Long-term operational lifetime and degradation analysis of P3HT: PCBM photovoltaic cells, Sol. Energy Mater.Sol. Cells 95, 1303–1307, (2011).

[26] J.W.Kang ,Y.J.Kang, S.Jung , M.Song, D.G.Kim , C. SuKimS.Kim , Fully spray-coated inverted organic solar cells, Sol. Energy Mater.Sol. Cells, 103 , 76–79(2012).

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds.).

ETUDE PROBABILISTE D'UN COMPOSITE À BASE DE MATÉRIAUX RECYCLÉS

Kamal SAIDANI[1], Ghania RACELMA[2], Said ABDI[3]

[1]Laboratoire LSGM USTHB BAB-EZZOUAR ALGER Email: kamalsaidani@yahoo.fr
[2]Département de chimie, Faculté des scienes, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou, Email : ghaniaracelma@yahoo.fr
[3]Laboratoire LSGM USTHB BAB-EZZOUAR ALGER Email: kamalsaidani@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Le caractère dispersif du comportement du sandwich est introduit par les fonctions de distributions des résistances. Dans ce travail, on présente les résultats d'un calcul probabiliste par application de la loi de weibull, qui permet de tracer les courbes de densités de probabilité et de des fonctions de répartition des composites sandwich à base de matériaux recyclés. Les valeurs des modules de Weibull « m », qui est un paramètre du matériau caractéristique de la dispersion des défauts, ou critère de sensibilité à la rupture pour un matériau donné, obtenues dans cette étude, s'inscrivent dans les plages relatives aux matériaux composites.

Mots clés: *sandwich, conception, expérimental, pobabilité.*

NOMENCLATURE

Symboles :

M- 1C -2T métal, 1 plaque cellulosique, 2 tissus
M- 2C -3T métal, 2 plaque cellulosique, 3 tissus
M- 1C -4T métal, 1 plaque cellulosique, 4 tissus

Lettres grecques :

$\sigma_0 = 0$
σ_u= contrainte seuil

Indices / Exposants :

P_f probabilité de rupture
« v » volume élémentaire
« m » paramètre de Weibull

1. INTRODUCTION

Dans différents domaines de l'ingénierie, notamment l'aéronautique, l'industrie nucléaire ou l'industrie automobile, l'étude de nouveaux matériaux nécessite l'utilisation de statistiques et des méthodes probabilistes pour prendre en compte la variabilité de leurs performances ultimes, afin de définir les facteurs de sécurité. Le but de ce travail est de présenter une approche probabiliste , qui permet de calculer la probabilité de rupture d'une éprouvette de type sandwich composée d'une âme constituée de plaque cellulosique à cannelures enveloppée par un tissu plaque cellulosique, et de semelles constituées de grilles de fibres métalliques.

Les travaux de Daniels et Phoenix [1,2] proposent généralement des approches microscopiques sur la base de l'interaction entre les ruptures des fibres et de la matrice. Ces approches ont surtout été appliquées aux composites unidirectionnels. Deux principales hypothèses peuvent être extraites de ces travaux : le partage global et local entre les charges de rupture des fibres. Dans le cas de partage global de la charge, les travaux entrepris par Daniels et Rosen [1] et [3], ont été repris par Sutcu [4] et Curtin [5] avec l'introduction de la

fragmentation de la matrice et de la contrainte de cisaillement entre les fibres et la matrice. Ces travaux ont été ensuite developpés par Hild et al [6] en introduisant le calcul de traction et de flexion. Néanmoins, les résultats d'analyse restent complexes et la variabilité de la résistance à la rupture n'a pas encore été traitée. Contrairement à la méthode de répartition globale des charges, la répartition locale de la charge considère l'interaction entre deux fibres voisines en termes de partage de charge. Les premiers travaux ont été développés par Zweben et al [7], et les résultats les plus importants ont été obtenus par Harlow et al [8,9,10] et Baddorf [11].

2. PROCEDURE EXPERIMENTALE

2.1 Matériaux utilisés

Les peaux du sandwich utilisées dans le cadre de ce travail (figure 1) sont constituées de grilles de fibres métalliques de diamètre 0,17 mm. La résistance de la fibre à la rupture est de 512,9 MPa. La résine utilisée est une résine époxyde de type STR. L'âme est constituée de plaque cellulosique à cannelures, enveloppée par un tissu. Les caractéristiques mécaniques des différents constituants sont données respectivement dans le tableau 1.

Constituants	Densité	Rm compression (Mpa)	Rm traction par flexion (Mpa)
Résine Medapoxy STR	13,5 ±0,05	>70	25

TABLEAU 1. Propriétés de la résine STR

Le renfort métallique utilisé dans le stratifié est une grille de fils d'acier de diamètre 0,17 mm. Sa résistance à la rupture est de 512,9 Mpa. L'âme combinée est constituée deplaque cellulosique ondulée, qui peut être décrit comme un assemblage rigide de feuilles planes. Cette plaque cellulosique ondulée est enveloppée d'un tissu, composé de fils tissés de nature de coton et de lin. Le collage est toujours assuré par la résine STR. Du fait de la structure de la plaque cellulosique ondulée, il est difficile d'estimer l'influence de la forme ondulée de la cannelure. La plaque cellulosique est alors modélisée, en remplaçant le milieu hétérogène anisotrope par un milieu homogène orthotrope équivalent. Une compression mécanique est appliquée durant 48 H. Les propriétés mécaniques sont données par le tableau 2

Constitu ant	densité	E [Gpa]	σ Elastique [Mpa]	A%
Tissu	1,5-1.6	5,5- 12,6	287-597	7-8
Plaque celulosique	1,45	19-21	350-700	3-7

TABLEAU 2. Propriétés mécaniques

2.2 Procédé d'élaboration des éprouvettes

Les stratifiés ont été réalisés selon le mode de formage à moule ouvert, à une température ambiante. Les plaques obtenues ont été démoulées et rectifiées à l'aide d'une scie diamantée. Les éprouvettes ont été laissées au repos entre neuf (09) et onze (11) jours (recommandation du fournisseur). Plusieurs configurations des séquences d'empilement de la plaque cellulosique avec le tissu ont été considérées.

Matériaux utilisés

Quinze (15) éprouvettes pour chaque type sont réalisées, afin d'éviter une grande dispersion des résultats. La composition et les dimensions moyennes des éprouvettes sont données dans le tableau 3.

Variante	Constituants		L x l x e (mm)	Poids (g)
	Ames	Peaux		
1	1 tissus et 1 plaque celulosique	Grille Métallique	600 x 60 x 19	779,5
2	4 tissus et 1 plaque celulosique		600 x 60 x 24	800
3	3 tissus et 2 plaques celulosiques		600 x 60 x 29	880

TABLEAU 3. Composition et dimensions moyennes des éprouvettes

2.2. Mode d'essai

Nous avons réalisé des essais de flexion 3- points sur trois séries de 15 éprouvettes de sandwichs constitués de deux peaux armées de fibres métalliques imprégnées d'une matrice époxyde de type STR et une âme hybride composée de plaque cellulosique renforcée de tissu. Trois variantes de combinaison ont été considérées. Ces essais sont réalisés sur une machine de marque IBERTEST, équipée d'une cellule de force maximale de 200 KN. Cette machine est pilotée par ordinateur à l'aide d'un logiciel de commande et de traitement des résultats (wintest). La vitesse de chargement est de 10 N / s

Les différentes valeurs des efforts de rupture, des différentes d'éprouvettes numérotées de 1 à 15, des trois variantes considérées dans cette étude, obtenus lors des essais de flexion, sont présentées dans le tableau IV.4 Les valeurs sont classées par ordre croissant. La dispersion est manifestement importante, alors que les éprouvettes sont considérées identiques, étend donné qu'elles sont fabriquées à partir de la même plaque.

3.1 Densité de probabilité

Les différents résultats de l'analyse probabiliste obtenus à partir de logiciel STATISTICA (figures IV.7, IV.8, IV.8) sont présentés par les fonctions de répartition et les densités de probabilité. Les différents sandwichs à âmes combinées, constituées de plaques cellulosiques renforcées par des tissus sont notés : M- 1C- 2T, M- 2C- 3T et M-1C- 4T, définis précédemment.

Désignation du sandwich	Variante 1	Variante 2	Variante 3
N°	M- 1C -2T	M- 2C- 3T	M- 1C- 4T
1	7	6	9,7
2	7,5	6,2	9,8
3	8,5	6,4	9,9
4	9.5	6,6	10
5	10	6,8	10,1
6	10.5	7	10,2
7	11	7,2	10,3
8	11.5	7,4	10,4
9	12	7,6	10,5
10	12.5	7,8	10,6
11	13	8	10,7
12	13.5	8,2	10,8
13	14	8,4	10,9
14	14.5	8,6	11
15	15	8,8	11,05

TABLEAU 4. Efforts résistants (Ri) obtenus par les essais expérimentaux

3. RESULTATS

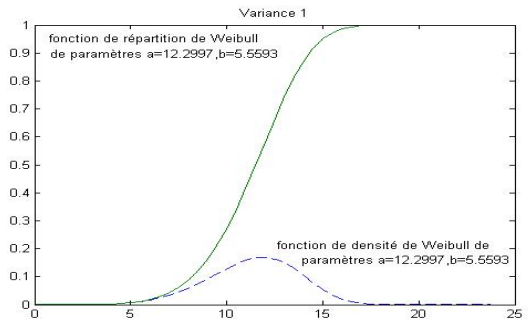


FIGURE 1. Fonction de répartition et densité de Probabilité du sandwich type M- 1C -2T

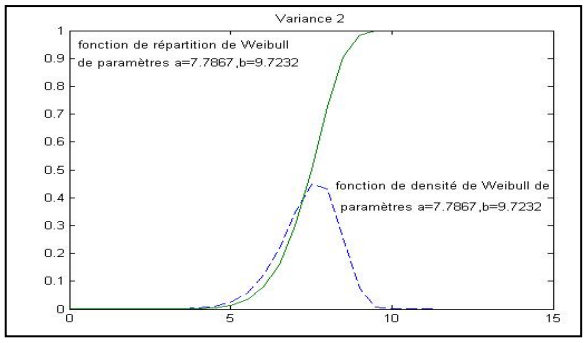


FIGURE 2. Fonction de répartition et densité de probabilité du sandwich type M- 2C -3T

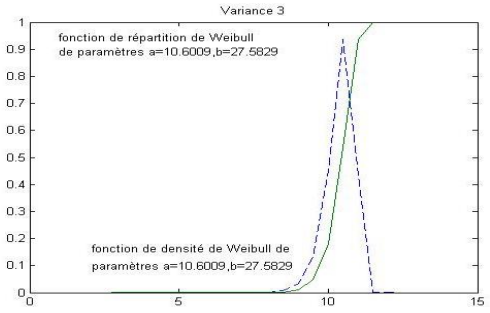


FIGURE 3. Fonction de répartition et densité de probabilité du sandwich type M- 1C -4T

L'estimation de la variabilité de la résistance d'un sandwich peut être obtenue par la détermination de la probabilité de défaillance de la structure sandwich sous l'effet d'un chargement quelconque. Le caractère dispersif du comportement du sandwich est introduit par les fonctions de distributions des résistances. Ces valeurs résultent de plusieurs facteurs indépendants (la réaction avec les peaux, compatibilité, homogénéisation, le caractère des constituants,…).

3.2 Détermination du module de Weibull

La probabilité de rupture P_f d'un matériau de volume élémentaire « v » soumis à une distribution uniforme de flexion, est donnée par :

$$P_f = 1 - \exp\left[-v\left[\frac{(\sigma-\sigma_u)^m}{\sigma_0}\right]\right] \qquad (3)$$

Tels que σ_u, σ_0 représentent respectivement la contrainte seuil au dessous de laquelle la probabilité de rupture est nulle (on considère $\sigma_0 = 0$). Afin de déterminer le paramètre de Weibull « m », la procédure consiste à linéairiser cette équation, ce qui permettra d'écrire :

$$\mathrm{Ln}\left[\left(\mathrm{Ln}\ {}^{1}/_{1-P_f}\right)\right] = m\,.\,\mathrm{Ln}\,(\sigma-\sigma_u) + \mathrm{Ln}(v) - m.\,\mathrm{Ln}(\sigma_0) \qquad (4)$$

La présentation de $\mathrm{Ln}\left[\left(\mathrm{Ln}\ {}^{1}/_{1-P_f}\right)\right]$ en fonction de $\mathrm{Ln}\,(\sigma-\sigma_u)$ est une droite linéaire de tangente « m ».

La probabilité de rupture est déduite par la relation suivante:

$$P_f = \frac{i}{(N+1)} \qquad (5)$$

Dans cette étude, nous avons présenté les tracés caractérisant les modules de Weibull des différents sandwichs à âmes hybrides. La dimension de la maille élémentaire est de 05 mm.

Les courbes sont illustrées par les figures 4, 5 , 6.

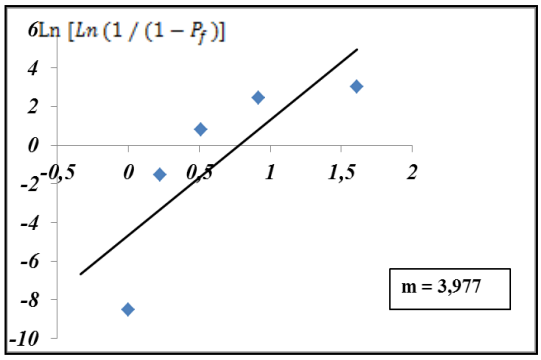


FIGURE 4. Module de Weibull pour le sandwich M - 1C -2T

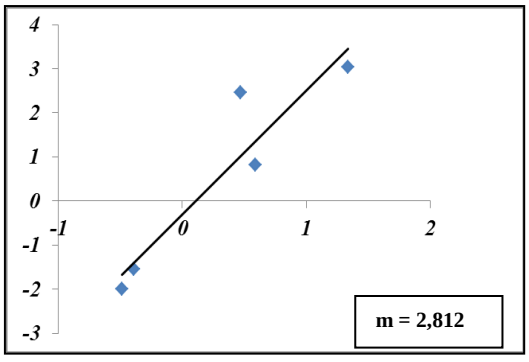


FIGURE 5. Module de Weibull pour le sandwich M- 2C- 3T

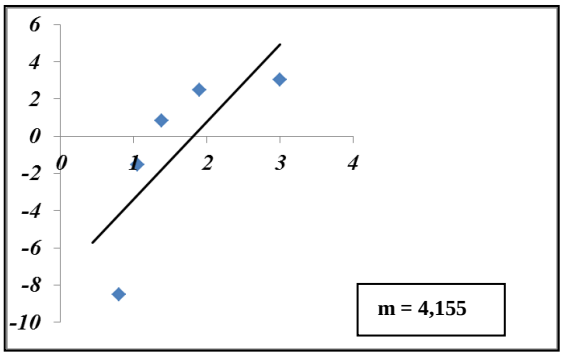


FIGURE 6. Module de Weibull pour le sandwich M-1C- 4T

4. Conclusion

La valeur du module de Weibull renseigne sur la disparité des défauts. Si la valeur est faible, la disparité des défauts dans le matériau est grande. En effet, il y aura une grande disparité sur les valeurs de contrainte d'activation des défauts au sein du volume élémentaire « VER » du matériau étudié. Dans le cas contraire, lorsque le module de Weibull est élevé, la disparité des défauts est faible.

Les résultats obtenus montrent que la valeur du module de Weibull « m » est égale respectivement à 3,977 pour la combinaison M-1C-2T ; 2,812 pour M-2C-3T et 4,155 pour M-1C-4T. Ces valeurs s'inscrivent dans les plages relatives aux matériaux composites, présentées dans beaucoup de travaux de recherche.

REFERENCES

[1] H. E. Daniels, "The statistical theory of the strength of bundles of threads I", Proc. R. Soc., Vol. A183, pp. 405-435, 1945.

[2] S.L. Phoenix, "Statistical issues in the fracture of brittle-matrix fibrous composites", Comp. Science and Technology, Vol. 48, pp 65-80, 1993.

[3] B.W. Rosen, "Tensile failure of fibrous composites", AIAA Journal, Vol. 2, n° 11, pp. 1985-1991, 1964.

[4] M. Sutcu, "Statistical fibre failure and single crack behavior in uniaxially reinforced ceramic composites", J. of Mat. Science. Vol 23, pp 928-933,1988.

[5] W. A. Curtin, "Theory of mechanical properties of ceramic-matrix composites", J. Am. Ceram. Soc., Vol 74, n°11, pp 2837-2845, 1991.

[6] F. Hild, J.M. Domergue, F.A. Leckie & A.G. Evans, " Tensile and flexural iltimate strength of fiber-reinforced ceramic matrix composites ", Int. J. Solids Structures, Vol. 31, n°7, pp 1035-1045, 1994.

[7] C. Zweben, "Tensile failure of fiber composites", AIAA Journal, Vol. 2, pp 2325-2331, 1968.

[8] D. G. Harlow, "Probabilistic models for the tensile strength of composite materials", D. Phil. Thesis, Cornell University, USA, 1977.

[9] D. G. Harlow & S.L. Phoenix, " Probability distributions for the strength of composite materials I : two-level bounds ", Int. J. of Fracture, Vol. 17, n°4, pp 341-372, 1981.

[10] D. G. Harlow & S.L. Phoenix, " Probability distributions for the strength of composite materials II : a convergent sequence of tight bounds ", Int. J. of Fracture, Vol. 17, n°6, pp 601-630, 1981. [11] S. B. Batdorf, Tensile strength of unidirectionnally reinforced composites", J. Reinfor. Plast. & Comp., Vol. 1,

[11] Matthews F.L., Rawlings R.D., Composite materials: engineering and science, Ed. Woodhead Publishing Ltd & CRC Press, 2003.

[12] B. Redjel "The statistical theory of the strength of bundles of threads I", Proc. R. Soc., Vol. A183, pp. 405-435, 1945.

ÉTUDE NUMÉRIQUE TRIDIMENSIONNELLE DES CARACTÉRISTIQUES THERMIQUES DU TUBE ABSORBEUR D'UN CAPTEUR SOLAIRE CYLINDRO-PARABOLIQUE

BAADACHE Khireddine[1], BOUGRIOU Cherif[2]

[1]Unité de Recherche en Energies Renouvelables en Milieu Saharien, URERMS,
Centre de Développement des Energies Renouvelables, CDER, Adrar, Algérie, khbaadache@yahoo.fr
[2]LESEI, Département de Mécanique, Faculté de Technologie, Université de Batna 2, Batna, Algérie

RÉSUMÉ

Le présent document présent une étude numérique et thermique de l'absorbeur d'un capteur solaire cylindro-parabolique, l'absorbeur est constitué de deux tubes coaxiaux, l'extérieur est en verre et l'intérieur en métal, il est soumis au rayonnement solaire direct et diffus en plus de rayonnement refléchi et concentré par le miroir cylindro-parabolique. L'absorbeur a été modélisé comme un tube métallique dans lequel circule un fluide caloporteur (therminol-vp1). Le flux solaire a été modélisé en utilisant (Solar load Model) pour la région d'Adrar, l'analyse complète et la résolution de système d'équations ont été effectuées en utilisant la méthode des volumes finies à l'aide du code CFD ANSYS FLUENT.

Mots Clés : *capteur solaire, absorbeur, rayonnement solaire, Solar load Model.*

NOMENCLATURE

Symboles :		*u, v, w*	composant de vitesse, $m.s^{-1}$
I	intensité de rayonnement, $W.m^{-2}$	*gi*	accélération de la gravité, $m.s^{-2}$
Pr	nombre de Prandtl	*k*	énergie cinétique turbulente
Re	nombre de Reynolds	α	absorptivité
T	température, K	τ	transmetivité
P	pression, $N.m^{-2}$	μ	viscosité dynamique (Pa s)
Lettres grecques :		*R*	réflectivité
ρ	masse volumique, $kg.m^{-3}$		
λ	conductivité thermique, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-}$		

1. INTRODUCTION

Le capteur solaire cylindro-parabolique à absorbeurs tubulaires sous vide est l'un des principales technologies utilisées actuellement dans les centrales solaires thermiques pour la production de l'énergie électrique (température de fonctionnement entre 300°C et 400°C), et utilisé aussi pour la production de chaleur pour l'industrie (température de fonctionnement entre 100°C et 250°C). L'élément important constituant le capteur solaire est le collecteur thermique qui est composé par l'absorbeur plus la vitre, son rôle est de transferer l'énergie solaire en énergie thermique, Figure 1.

Ces dernières années, beaucoup de recherches ont été effectuées sur tous les types de capteurs solaires. Alors que certains visent à réduire les coûts et l'amélioration des performances par de nouveaux modèles, d'autres ont été

axées sur l'amélioration de la fiabilité du récepteur de tube, les performances du revêtement sélectif, et de nouvelles méthodes de mesure pour tester le système cylindro-parabolique [1,2] La plupart des modèles sont basées sur des études de simulation avec l'analyse 1D ou 2D, le flux solaire et le débit sont toujours supposés uniformes, et les nombreuses corrélations utisées dans les modèles sont également basés sur une température constante. Toutefois, en raison du flux solaire non uniforme sur la surface extérieure du tube absorbeur intérieur, le débit est chauffé de manière asymétrique et donc non uniforme [7,8].

Balbir et al [1] on réalisé une étude de dimensionnement d'un capteur solaire cylindro-parabolique, l'étude visait à améliorer le rendement et à réduire le cout du capteur solaire fonctionnat avec de l'huile synthétique et de l'eau. Campo [3] a développé une méthode algébrique simple pour améliorer le transfert de chaleur en régime turbulent dans un tube cylindrique pour différents gaz. Grald [4] a réalisé une étude paramétrique pour déterminer l'influence des propriétés thermophysiques et la performance du capteur solaire cylindro-parabolique.

La présente étude porte sur l'analyse du phénomène de transfert de chaleur par la modélisation complète HCE en utilisant le code CFD basé sur la méthode des volumes finis « ANSYS FLUENT 16 ». Le rayon solaire a été tracée tout au long d'une journée d'été à ADRAR (Localisation géographique -0,27 N 28 E)

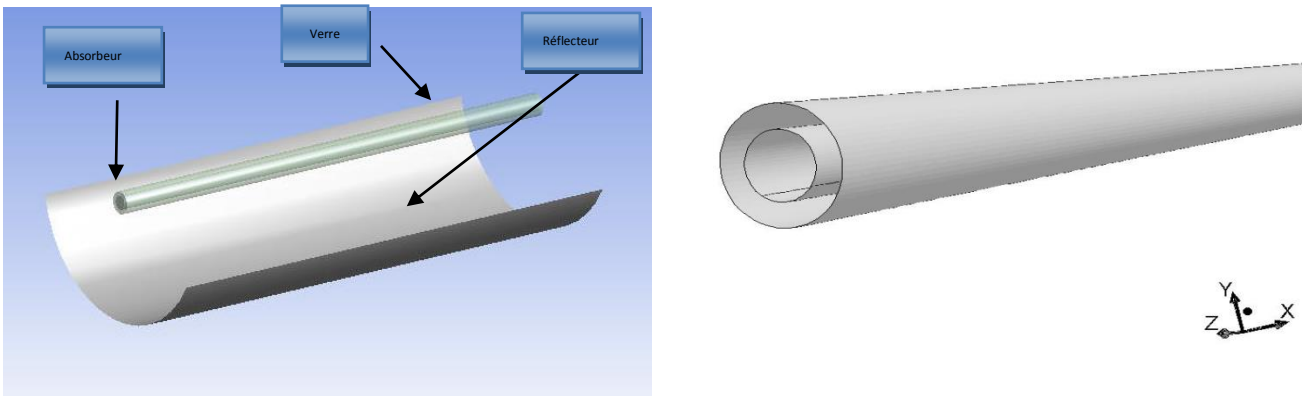


Figure 1: capteur solaire cylindroparabolique

2. MODELE MATHEMATIQUE

L'élément important qui constitue le capteur solaire c'est le collecteur thermique composé de l'absorbeur en plus de la vitre dans lequel le fluide thermique Therminol-VP1 TM [5] circule. Les propriétés des fluides sont très dépendant de la température et les fonctions requises pour ces propriétés sont récapitulées dans le Tableau 1.

Les équations de conservation qui régissent le phénomène peuvent être s'écrire comme suit [6] :

- Equation de continuité

$$\frac{\partial \rho}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho u_i\right)=0 \tag{1}$$

- Equation de mouvement

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho u_i\right)+\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho u_i u\right)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[-\rho\delta_{ij}+\left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j}+\frac{\partial u_j}{\partial x_j}\right)\right]+\rho g_i \tag{2}$$

- Equation d'énergie

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho C_p T\right)+\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho u_i C_p T\right)-\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\lambda\frac{\partial T}{\partial x_j}\right]=S_T \tag{3}$$

- Equation de l'énergie cinétique turbulente

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho k\right)+\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho k u_i\right)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_k\frac{\partial k}{\partial x_j}\right)+\bar{G}_k-Y_k+S_k \tag{4}$$

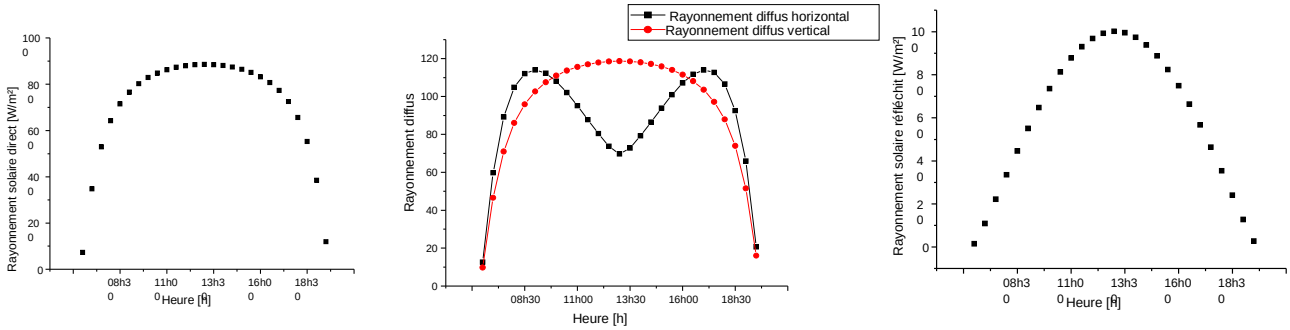
- Equation de la dissipation de l'énergie cinétique

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho w\right)+\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\rho w u_i\right)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\Gamma_w\frac{\partial w}{\partial x_j}\right)+\bar{G}_w-Y_w+S_w+D_w \tag{5}$$

Propriété	Fonctions **(T en °C)**
Masse volumique, (kg.m^{-3})	0.90797 T + 0.00078116 T² - 2.367 10^{-6} T^3+1083.25
Chaleur massique, (J.kg^{-1}.K^{-1})	0.002414 T + 5.9591 10^{-6} T² - 2.9879 10^{-8} T^3 + 4.4172 10^{-11} T^4 + 1.498
Conductivité thermique (W.m^{-1}. K^{-1})	-8.19477 10^{-5} T - 1.92257 10^{-7} T² + 2.5034 10^{-11} T^3 - 7.2974 10^{-15} T^4 + 0.137743
Viscosité Dynamique, (Pa.s)	ρ 10^{-6} Exp[(544.149/(T+114.43))-2.59578]

Tableau 1 : Propriétés thermophysiques du Therminol-VP1

Le module (Solar Load Model) de ANSYS FLUENT fournit un modèle qui peut être utilisé pour calculer les effets des rayonnements provenant des rayons du soleil qui pénètrent dans un domaine de calcul. Il inclut un utilitaire de calculatrice solaire qui peut être utilisé pour construire l'emplacement du soleil dans le ciel pour un temps donné de la journée, la date et la position et peut être utilisé pour modéliser les flux stables et instables. Il permet de simuler des effets de charge solaire et à déterminer la transmission de l'énergie solaire à travers toutes les surfaces vitrées, au cours d'une journée. Les entrées typiques nécessaires sont la position globale (latitude, longitude et fuseau horaire), la date de départ et le temps, l'orientation de la grille, la méthode d'irradiation solaire et le facteur d'ensoleillement. L'orientation de la grille est spécifiée dans le Nord (axe Y négatif, dans le cas présent) et de l'Est (axe Z positif, dans le cas présent) vecteur de direction dans la grille CFD avec la méthode d'irradiation solaire par défaut des conditions météorologique.



(a) (b) (c)

Figure 2 : Rayonnement solaire direct et diffus

3. RESULTATS

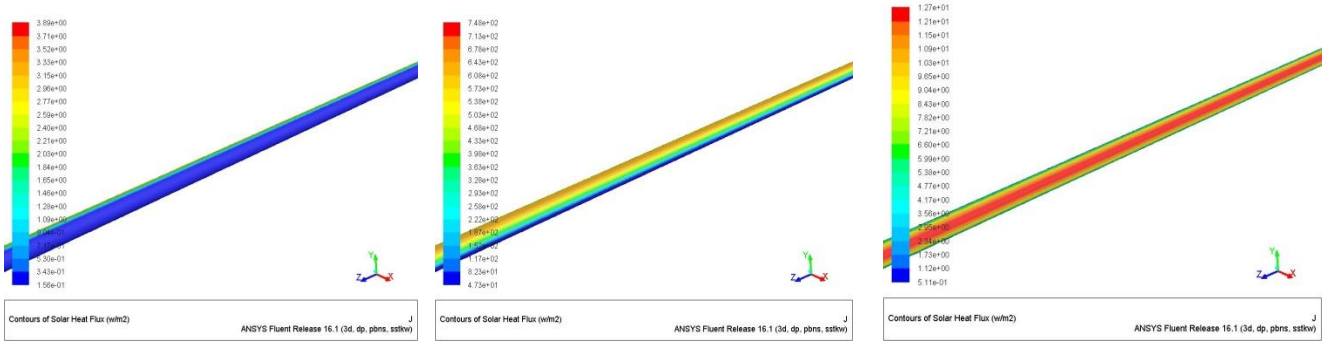
Les analyses des simulations ont été effectuées en utilisant le logiciel ANSYS FLUENT

3.1 Flux solaires

L'effet d'ombrage était un point important pour la détermination de la précision du modèle de charge solaire et du flux de chaleur solaire final, les Figure 3, 4 confirment cette approche de modélisation. On constate que le flux solaire est bien présent sur la face opposée du tube absorbeur et le verre, la figure présente la tache du flux solaire pour différentes instants de la journée (matin, midi et après midi). On constate que la valeur de flux maximal apparu sur la face opposée au soleil et la dégradation du flux est en fonction de l'angle parce qu'avec la variation de l'angle, la normale de la surface ne sera pas perpendiculaire au rayonnement solaire, et la valeur maximale de 748 W/m^2 est enregistré à midi.

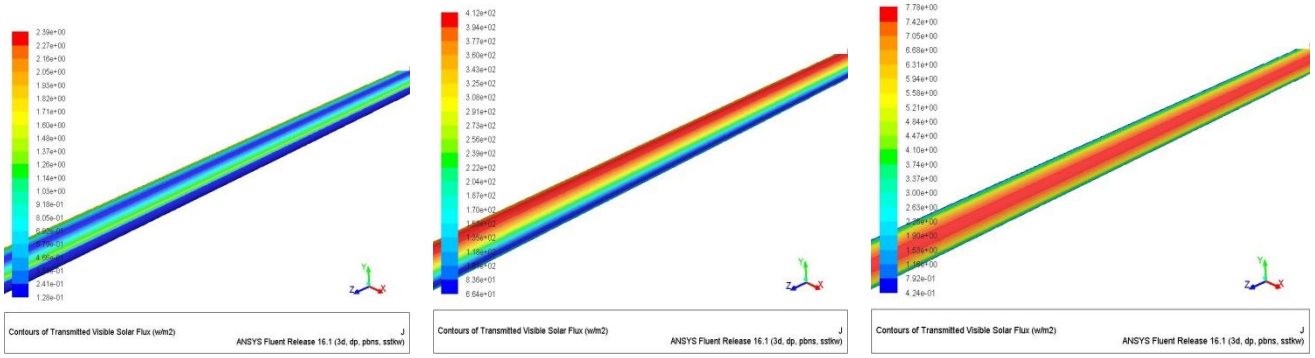
3.2 Variation de la température

La figure 5 montre la variation de la température de fluide caloporteur le long de tube absorbeur, on constate que la température augmente pour arriver à une valeur de 600 °C [6] à la sortie de l'absorbeur, cette augmentation est due principalement au flux thermique concentré par le miroir réflecteur. La figure 7 présente une comparaison entre la température de l'absorbeur et le verre isolant pour les deux saisons l'été et l'hiver. On constate que les plus grandes températures sont enregistrées en été. La figure présente un contour tridimensionnel de la variation de la vitesse de fluide caloporteur en fonction de la position. La figure 8 présente la variation de des propriétés thermophysiques de fluide caloporteur en fonction de la longueur du capteur, on constate que la viscosité diminue le long du tube absorbeur à cause de l'augmentation de la température le long du tube absorbeur par contre les autres propriétés augmentent avec l'augmentation de la température le long de l'absorbeur.



(a) (b) (c)

Figure 3 : flux solaire sur le tube absorbeur (a) matin, (b) midi, (c) après midi



(A) (B) (C)

Figure 4 : flux solaire visible transmise sur le verre (A) matin, (B) midi, (C) après midi

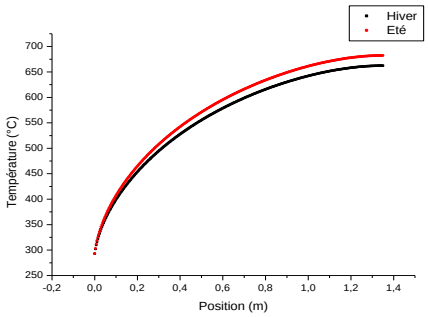


Figure 5 : Profil de température du fluide caloporteur

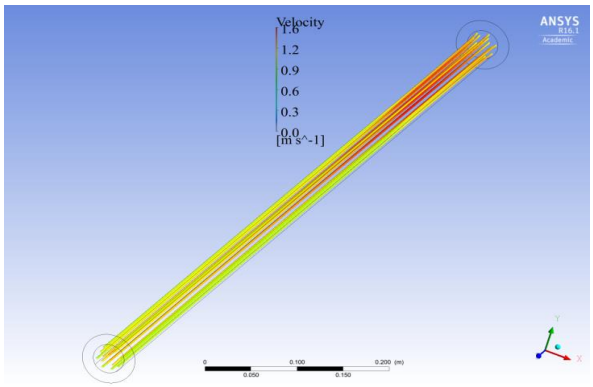
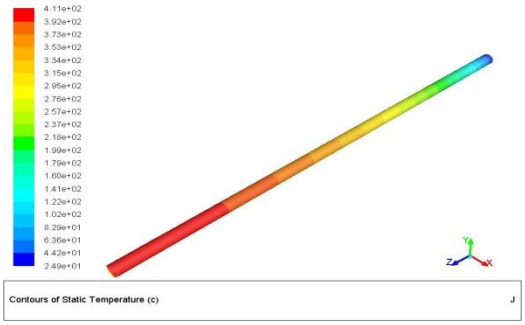
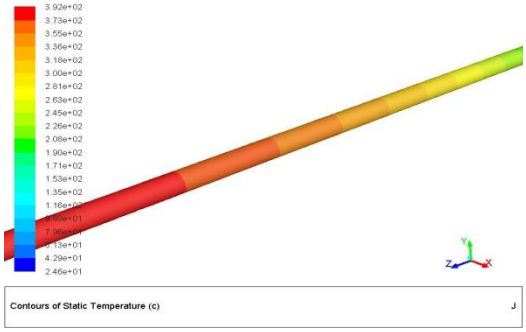


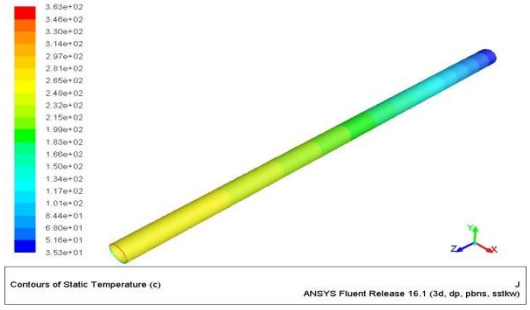
figure 6 : variation de vitesse en fonction la position



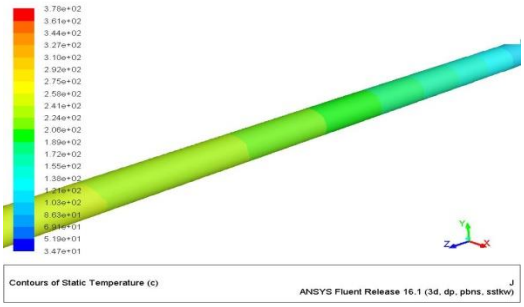
(a)



(b)

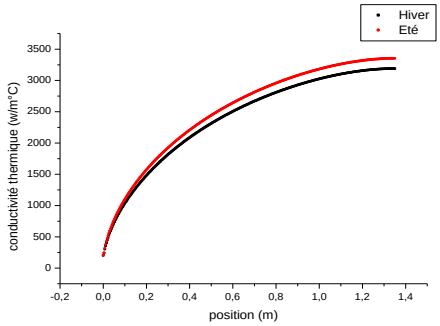


(c)

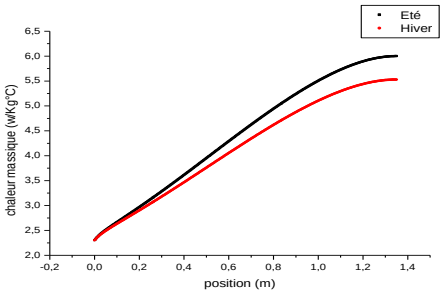


(d)

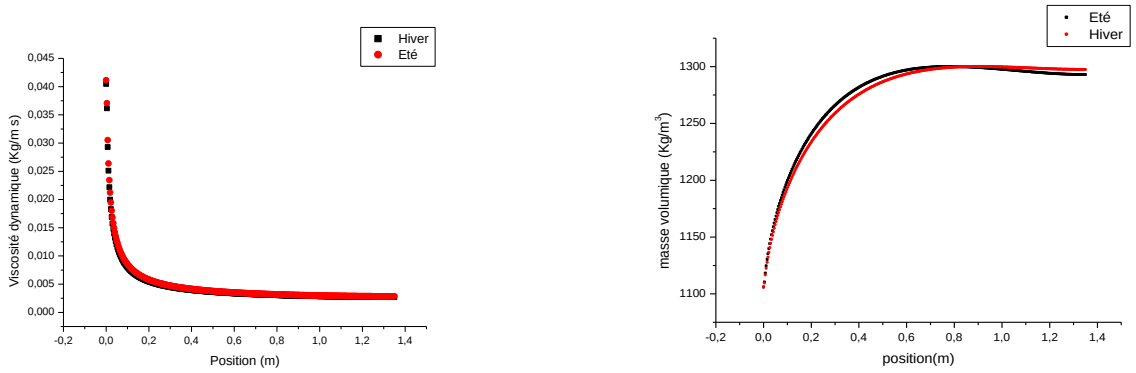
Figure 7 : comparaison pour les deux saisons Eté et Hiver de la température de l'absorbeur et le verre



(a)



(b)



(c) (d)

Figure 8 : propriétés thermo-physique en fonction de la position

4. CONCLUSIONS

Dans cette étude on a analysé les mécanismes de transfert de chaleur en 3D dans l'absorbeur d'un capteur solaire cylindro-parabolique, le rayonnement solaire a été modélisé en utilisant Ray-Tracing pour présenter la tache solaire. La distribution du flux de chaleur et l'évolution de la température ont été réalisées en résolvant les équations (continuité, énergie et quantité de mouvement) en régime turbulent pour des propriétés thermophysiques du fluide variables avec la température et l'écart de température à la sortie de l'absorbeur pour les deux saisons (Eté et Hiver) est de 20 °C. Les résultats montrent une bonne concordance avec la littérature, et le Solar Load Model est un outil très utile pour la simulation de rayonnement solaire direct et diffus.

REFERENCES

[1] Mahinder Singh, B. S., and Sulaiman, F., Designing a Solar Thermal Cylindrical Parabolic Trough Concentrator by Simulation, *World Climate & Energy Event, Rio de Janeiro, Brazil*, pp. 143–149, 2003.

[2] Odeh, S. D., Morrison, G. L., and Behnia, M., Thermal Analysis of Parabolic Trough Solar Collectors for Electric Power Generation, *Energy Conversion and Management*, vol. 44, no.15, pp. 2425–244, 2003.

[3] Campo, A., Quick Identification of Gases for Enhancing Heat Transfer in Turbulent Pipe Flows Using Standard Correlation Equations for the Convective Coefficient and the Friction Factor, *Applied Thermal Engineering*, vol. 25, pp. 2029–2038,2005

[4] Grald, E. W., Performance Analysis of a Parabolic Trough Solar Collector with a Porous Absorber Receiver, *Solar Energy*, vol. 42, pp. 281–292, 1989.

[5] K. S. Reddy , K. Ravi Kumar & G. V. Satyanarayana Numerical Investigation of Energy-Efficient Receiver for Solar Parabolic Trough Concentrator, *Heat Transfer Engineering* , 29(11):961–972,

[6] Ganesh Visavale, CFD Analysis of a Heat Collector Element in a Solar Parabolic Trough Collector *International Conference on Applications of Renewable and Sustainable Energy for Industry and Society", Hyderabad* (REIS-2010)

[7] O. García-Valladares, N. Velázquez Numerical simulation of parabolic trough solar collector: Improvement using counter flow concentric circular heat exchangers, *International Journal of Heat and Mass Transfer* 52 (2009) 597–609

[8] Fernandez-Garcia, E. Zarza, L. Valenzuela, M. Perez. (2010) Parabolic-trough solar collectors and their applications. *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 14, pp. 1695-1721.

L'ETUDE DU RENDEMENT DES CELLULES SOLAIRES MONO ET DOUBLE-JONCTION A BASE DE SILICIUM AMORPHE PAR SIMULATION

Lamia BENHAMADOUCHE, Nafissa MOUSSAOUI

Laboratoire de physique des matériaux et leurs applications, université Med BOUDIAF, M'sila 28000, Algérie
Email : lam_b2001@yahoo.fr

RÉSUMÉ

L'énergie solaire photovoltaïque est l'une des énergies renouvelables et la plus utilisée. Elle consiste à convertir directement le rayonnement électromagnétique (solaire ou autre) en électricité. Cette dernière est l'une des formes non polluantes et silencieuses de conversion de l'énergie solaire, elle se produit au moyen d'un dispositif de conversion appelée « cellule solaire » basé sur l'effet photovoltaïque. Les cellules solaires font actuellement l'objet de multiples recherches dans le but de réaliser le meilleur rapport entre le rendement énergétique et le prix de revient. L'objectif de ce travail est de faire une simulation entre deux cellules solaires en couches minces à simple et double jonction à base de silicium amorphe (ZnO/a-Si(n)/a-Si(p)) et (ZnO/GaAs(p)/a-Si(n)/a-Si(p)) en vue d'optimiser les caractéristiques physiques et géométriques des différentes couches de la cellule. On a étudié l'influence de l'épaisseur des différentes couches (n et p) sur les paramètres caractéristiques de nos cellules telle que le courant de court-circuit Icc, la tension en circuit ouvert Vco, le facteur de forme FF et le rendement de conversion PV (η) avec un éclairement de 1000w/m2 et une température de 300°K. Tout cela dans l'objectif d'améliorer le rendement de conversion de telles cellules à un maximum.

Mots Clés: *a-Si ; cellule solaire ; semi-conducteur ; simple jonction; AMPS-1D.*

NOMENCLATURE

Symboles :

I_{cc} courant de court-circuit
V_{co} tension en circuit ouvert
FF facteur de forme
n concentration des électrons libres.
pt concentration des trous piégés
p concentration des trous libres.
nt concentration des électrons piégés
N^+_D La concentration ionisée de donneur
N^+_A La concentration ionisée d'accepteur
q charge d'électron
J_n densités de courant des électrons
J_p densités de courant des trous
G_{op} taux optique de génération
R taux de recombinaison

Lettres grecques :

η rendement de conversion
Ψ Le potentiel électrostatique.
ε la permittivité

1. INTRODUCTION

On distingue actuellement plusieurs types de sources d'énergies renouvelables : l'énergie hydroélectrique, l'énergie géothermique, l'énergie éolienne, l'énergie de la biomasse et l'énergie photovoltaïque, ces sources d'énergies proviennent directement ou indirectement du Soleil. Elles sont donc disponibles indéfiniment tant que

celui-ci brillera. Les études indiquent également que l'utilisation de seulement 0,1 % de d'énergie solaire incidente sur la surface de la terre est suffisante pour satisfaire la demande actuelle de l'énergie dans le monde entier. Le dispositif qui se base sur cette technologie de production de puissance se nomme cellule photovoltaïque ou pile solaire. Actuellement, le coût de cette électricité solaire photovoltaïque (SPV) est de 4 à 5 fois plus élevé que l'électricité conventionnelle de réseau. Afin de rendre le système SPV économiquement fiable pour des applications terrestres à grande échelle, le coût de module par watt-crête (WC) doit être réduit du taux actuel de 4-6 $ / PW à ≤ 1,00 $ / PW. Ceci peut être réalisé en réduisant le coût des matériaux, ou en améliorant le rendement de conversion de la cellule solaire ou les deux [1]. Les cellules solaires en couche mince à base du silicium amorphe hydrogénée et ses alliages (a-Si:H, a-SiGe:H, etc....) qui sont prometteuses au premier égard, puisque le matériau mère (silice) est largement disponible dans la nature. En outre un autre avantage principal de l'a-Si est son coefficient d'absorption élevé, ce qui lui donne la capacité d'absorber suffisamment le rayonnement incident dans une épaisseur de 0,5 micron à 2 micron seulement. Une couche mince absorbante tient compte également au coût du matériau sensiblement réduit par apport au monocristallin (le silicium monocristallin et le silicium polycristallin sont exigés pour être quelques cent fois plus épais que(a-Si) afin d'absorber même quantité de rayonnement solaire).

C'est dans ce but, et dans le cadre de nos recherches sur les cellules photovoltaïques, que nous nous sommes intéressés à étudier et optimiser les épaisseurs de nos couches d'un type particulier de cellules solaires en couches minces : Les cellules à base de silicium amorphe (a-Si) simple et double jonction et de faire une comparaison entre les deux. Le but de notre travail est de simuler ces cellules en utilisant un outil de simulation très puissant et très connu et bien adapté à ce genre de cellules : AMPS-1D, afin d'améliorer les paramètres photovoltaïques de la cellule et d'aboutir au plus haut rendement possible.

2. SIMULATION DES DEUX CELLULES SOLAIRES

Afin de rendre les systèmes photovoltaïques économiquement viables pour des applications terrestres à grand échelle, des cellules solaire de rendement élevé faites à bon marché et avec un matériau facilement disponible sont exigées. Ceci peut mieux être réalisé avec l'aide d'un modèle modèle unidimensionnel de simulation (AMPS-1D) qui a été développé.

Ce logiciel est un programme informatique unidimensionnel pour simuler la physique de transport dans les dispositifs à semi-conducteur. Il résout numériquement les trois équations du dispositif (l'équation de poisson, équation de continuité pour les trous libres et celle pour les électrons libres) sans faire à priori des suppositions à propos des mécanismes de transport dans ces dispositif. Pour ces trois variables d'état, les concentrations des porteurs, la densité de courants, les tensions, la température … etc. peuvent être alors calculée par :

L'équation de poisson :

Dans l'espace unidimensionnel, l'équation de Poisson est donnée par :

$$\frac{d}{dx}\left(-\varepsilon(x)\frac{d\psi}{dx}\right) = q[p(x) - n(x) + N_D^+(x) - N_A^-(x) + pt(x) - nt(x)]$$

Les équations de continuité :

Les équations de continuité dans les états délocalisés de la bande de conduction et de valence ont la forme :

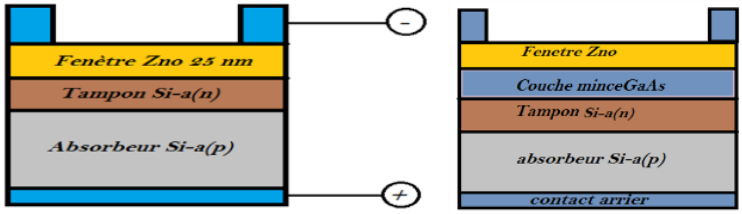
Pour les électrons libres

$$\frac{1}{q}\left(\frac{dJ_n}{dx}\right) = -G_{op}(x) + R(x)$$

Pour les trous libres

$$\frac{1}{q}\left(\frac{dJ_p}{dx}\right) = G_{op}(x) - R(x)$$

Dans notre cas, il s'agit d'optimiser les paramètres photovoltaïques pour deux cellules solaires par l'influence de l'épaisseur et faire la comparaison. Le modèle de la première cellule est de type simple jonction N-P du silicium amorphe comme matériaux actif (a-Si) se compose d'une couche fenêtre, de couche tampon et absorbante (ZnO/a-Si (n) /a-Si(p)) et le modèle de la deuxième cellule se compose d'une couche fenêtre, de couche tampon et absorbante (ZnO/GaAs(n)/a-Si(n)/aSi(p)) (voir fig.1), avec un éclairement de 1KW/m^{2}et une température de 300°K. Les paramètres des deux modèles pour les couches sont donnés dans les tableaux (1 et 2). Nous atteindrons notre objectif, en faisant varié l'épaisseur de différentes couches qui constituent nos deux cellules et voir son effet à travers la simulation de la caractéristique (I-V), le rendement (η), le facteur de forme (FF) et l'énergie de gap (Ep).



a- Structure de la cellule à couche mono- jonction). b- Structure de la cellule à couche multi jonction).

FIGURE 1. Schéma des cellules simulées à base de a-si.

a) propriétés des contacts :

	surface frontal	**Surface arrière**
Φ_b (eV)	0 Ev	**0.8 Ev**
S_e (cm/s)	10^7 cm/s	**$10^{7'}$ cm/s**
S_t (cm/s)	10^7 cm/s	**10^7 cm/s**
Réflectivité	**0.02**	**0.8**

TABLEAU 1 : propriétés des contacts.

b) propriétés des différentes couches :

	ZnO	Si-a(n)	Si-a(p)	GaAs
Épaisseur	150 nm	50 nm	1050 nm	2500 nm
Constant diélecitrique	9	10	13.6	10
Mobilité d'électrons	100 cm^2 /Vs	100 cm^2 /Vs	100 cm^2 /Vs	8500 cm^2 /Vs
Mobilité des trous	25 cm^2 /Vs	25 cm^2 /Vs	25 cm^2 /Vs	400cm^2 /Vs
Bande de gap	3.3 eV	1.72 eV	1.72 eV	1.39 eV
Densité effective NC	2.2 x 10^{18} cm^{-3}	2.2 x 10^{18} cm^{-3}	2.2x$10^{18}$$cm^{-3}$	4.6x$10^{18}$$cm^{-3}$
Densité effective NV	1.78 x 10^{19} cm^{-3}	1.78x$10^{19}$$cm^{-3}$	1.78x$10^{19}$$cm^{-3}$	5.00x$10^{18}$$cm^{-3}$
Les affinities des électrons	4 eV	3.8 eV	4.1 eV	4.07 eV
Les densities	N_D : $10^{18}$$cm^{-3}$	N_D : 2 x 10^{18} cm^{-3}	NA : 2 x 10^{16} cm^{-3}	NA : 4 x 10^{16} cm^{-3}

TABLEAU 2. Les paramètres des différentes couches minces de cellules.

3. RESULTATS

1-l'influence de l'épaisseur sur la cellule mono-jonction :

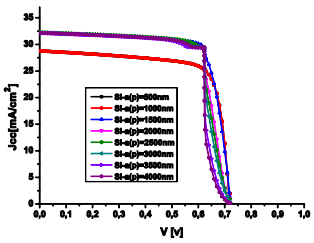


FIGURE 2. L'effet de L'épaisseur de la couche absorbeur a-Si (p) sur les caractéristique J-V.

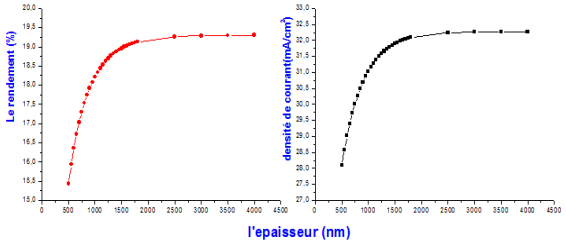


FIGURE 3. l'influence de l'épaisseur de la couche a-Si (p) sur le rendement et la densité de courant.

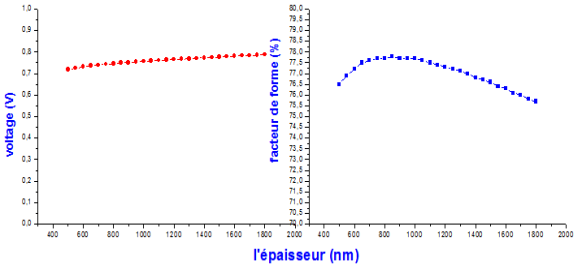


FIGURE 4. l'effet de l'épaisseur de la couche a-Si (p) sur le voltage et le facteur de forme

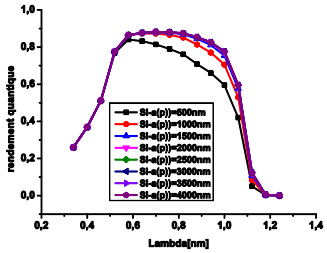


FIGURE 5. Effet de l'épaisseur de la couche absorbeur sur la réponse spectrale.

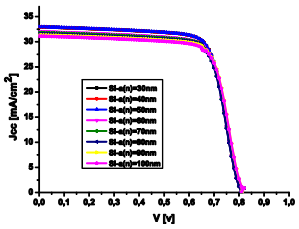


FIGURE 6. L'effet de L'épaisseur de la couche tampon a-Si (n) sur les caractéristique J-V.

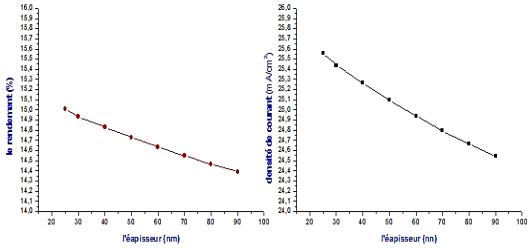


FIGURE 7. l'effet de l'épaisseur de la couche a-Si(n) le rendement et la densité de courant de cellule.

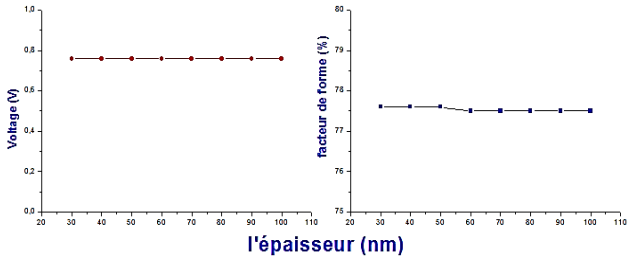


FIGURE 8. L'effet de l'épaisseur de la couche Si (n) sur le voltage et facteur de forme.

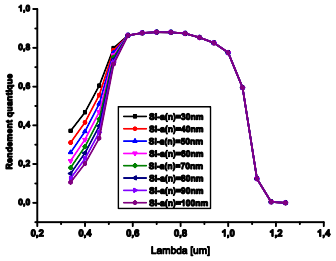


FIGURE 9. L'effet de L'épaisseur de la couche tampon a-Si (n) sur la réponse spectrale

2-l'influence de l'épaisseur sur la cellule double-jonction :

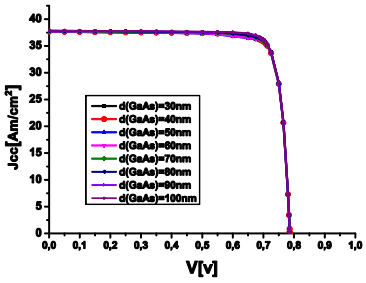
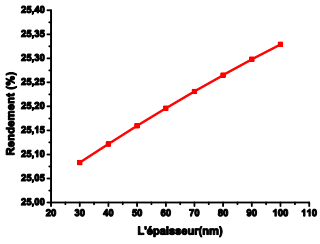


FIGURE 10. L'effet de L'épaisseur de la couche GaAs sur les caractéristique J-V



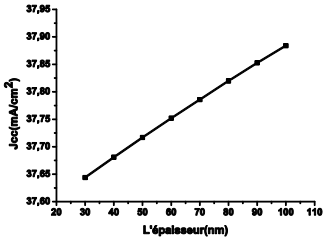


FIGURE 11: l'influence de l'épaisseur de la couche GaAs sur le rendement et la densité de courant de cellule

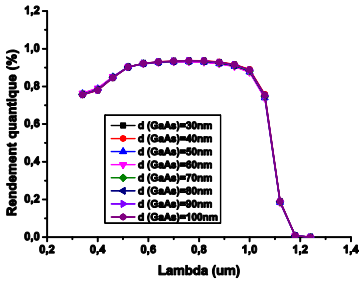


FIGURE 12. L'effet de L'épaisseur de la couche GaAs sur la réponse spectrale

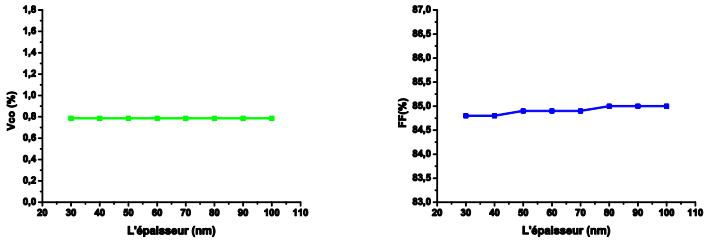


FIGURE 13. l'influence de l'épaisseur de la couche GaAs sur le voltage et facteur de forme.

4. CONCLUSIONS

Dans ce travail, nous avons utilisé un outil de simulation très puissant AMPS-1D pour optimiser les paramètres photovoltaïques de dispositif pour deux cellules substrats à base de Silicium amorphe.
On a montré l'impact de l'épaisseur : l'épaisseur de l'absorbeur a-Si (p), l'épaisseur de la couche tampon de a-Si (n) et l'épaisseur de la couche mince (GaAs) sur les performances photovoltaïques de nos deux cellules solaires.
D'après la première proposition qui est la cellule mono-jonction, on a trouvé que le meilleur rendement est de 19.300%avec Une valeur optimale de l'épaisseur de l'absorbeur a-Si (p) de d=2500nm et Une valeur optimale de l'épaisseur de la couche tampon a-Si (n) de d=50nm.
Et d'après la deuxième proposition de la cellule double- jonction, on a trouvé que le rendement max est de 25.329% avec Une valeur optimale de l'épaisseur de l'absorbeur (GaAs) d=100 nm.
On remarque que lorsqu' on joute une couche d'épaisseur de GaAs, elle fait un grand changement sur le rendement dans la cellule tandem.

REFERENCES

[1] Francis Levy. Traité des matériaux. Physique et technologie des semiconducteures. Presses polytechniques et universitaires Romandes(1995).

[2] S. M. SZE, Physics of Semiconductor Devices, John Wiley & Sons, 1981.

[3] Kuwano Y et al., Conference Record of the 16th IEEE Photovoltaic Specialists Conference, 1338–1343, IEEE (1982).

[4] Tanaka K, Matsuda A, Mater. Sci. Rep. 2, 139–184 (1987).

[5] P.Chatterjee, 6th Int'l PVSEC,New Delhi, Feb.10-14(1992) 329.

[6] R.De Bastiani, A.M.Piro, M.G.Grimaldi, E.Rimni: Nuclear Instruments and Methods in Physics Research B257 (2007) 572-576

[7] A.A Boussettine, Y. Belbadji. Modeling of tandem solar cell a-Si/a-SiGe using AMPS-1D program energy procedia 18 2012 693-700

[8] S. Haroouni et A. Maafi. Publication de l'association internationale de climatologie ; Vol 15, 2003

[9] E. Kechar, E. Azzag , A. Touaibia. International journal of scientific research & Engineering Technology (IJSET) Vol 3,pp 71-77 , copyright IPCO 2015

ETUDE D'OPTIMISATION DE LA PRODUCTION D'ENERGIE ELECTRIQUE DANS UN CHAÎNE DE CONVERSION EOLIENNE PAR LA TECHNIQUE MPPT FLOUE

A. TAMAARAT[1], A. BENAKCHA[2]

[1]Unité de Recherche en Energies Renouvelables en Milieu Saharien, URERMS. Centre de Développement des Energies Renouvelables CDER 01000, Adrar, Alegria, a.tamaarat@yahoo.fr
[2]Laboratoire LGEB, Université de Biskra. B. P 145 Biskra, Algérie

RÉSUMÉ

L'objectif de ce travail est l'association de la commande par logique flou à la commande MPPT puis analyser le comportement de la turbine éolienne utilisant une génératrice asynchrone à double alimentation (GADA). Dans l'étude présentée ici, le rôle du régulateur flou est d'assurer une poursuite convenable de la consigne de la vitesse de rotation de l'entrainement éolien qui correspond au point optimal. Ce qu'il peut assurer un fonctionnement avec un rendement énergétique maximal. Les résultats de simulation obtenus lors de l'application de la technique basée sur la logique floue montrent que les performances de la commande sont acceptables. D'après ces résultats, on peut dire que la technique basée sur la logique floue peut se présenter comme une solution raisonnable pour l'optimisation de la conversion énergétique dans les systèmes éoliens, car elle offre une grande possibilité pour éviter les problèmes soit techniques ou économiques liés à des stratégies conventionnelles.

Mots Clés: *Eolienne; Générateur asynchrone à double alimentation (GADA); Extraction de la puissance maximale (MPPT); Logique floue; Rapport de vitesse optimal. Coefficient de puissance.*

NOMENCLATURE

Lettres grecques :

ρ	densité de l'air (kg/m^3)
Λ	Rapport de vitesse ($\lambda=R.\Omega_{turb}/v_v$)
β	l'angle de calage des pales (degré).

Symboles :

S	surface balayée par les pales (m^2)
V_v	vitesse du vent en (m/s).
R	rayon des pales de l'aérogénérateur
C_p	coefficient de puissance
P_m	puissance mécanique captée par la turbine (W)
Ω_{turb}	vitesse de rotation sur l'axe lent (rad/s)
J	inertie totale (kg.m^2)
C_{vis}	couple des frottements visqueux (Nm)
$P_{aéro}$	Puissance aérodynamique captée -estimée- (W)
$P_{élec}$	Puissance électrique produite par la génératrice (W)
Δp	Somme des pertes (W)
P_{Js},P_{Jr}	Pertes Joule dans le stator et le rotor (W)
P_{frot}	Pertes mécaniques par frottements et ventilation (W)

1. INTRODUCTION

Ces dernières années, la production des énergies renouvelables, particulièrement celle produite par des éoliennes, augmente dans le monde d'une façon remarquable. Dans la chaîne de conversion éolienne, l'aérogénérateur utilise l'énergie cinétique du vent pour entraîner l'arbre de son rotor ; celle-ci est alors convertie en énergie mécanique puis elle-même sera transformée en énergie électrique par une génératrice électromagnétique. Notre étude est consecrée à la zone de fonctionnement où l'angle de calage des pâles est fixé et la vitesse de rotation est

contrôlable pour capter le maximum de puissance. Dans cette zone délimitée par la vitesse du vent de démarrage et la vitesse de vent où l'éolienne tourne à sa vitesse nominale, la partie de la courbe est caractérisée par une puissance proportionnelle au cube de la vitesse de rotation. Dans ce cas, le système doit être arrangé de manière à tirer le maximum de l'énergie cinétique de vent et générer le maximum d'énergie électrique possible. Ceci se fait en maximisant le coefficient de puissance *Cp*. C'est dans cette zone que l'on parle des stratégies MPPT (Maximum Power Point Tracking), la sortie du système MPPT est une vitesse optimale variant selon la vitesse du vent capturée.

Plusieurs travaux ont abordé le problème d'optimisation de la production d'énergie éolienne, en utilisant différentes techniques MPPT. Ces dernières diffèrent selon le type d'informations dont elles ont besoin pour délivrer la référence de vitesse. On peut classer ces techniques en deux familles, selon que la vitesse du vent et les caractéristiques aérodynamiques sont nécessaires ou non à la génération de la référence: La méthode de la vitesse spécifique optimale (*Tip Speed Ratio-TSR*), la commande en boucle de puissance (*power signal feedback -PSF)*), méthode de commande Perturbation et Observation (*P&O*) et la méthode d'optimisation basées sur la logique floue (*Fuzzy Logic Control - FLC*). Récemment, la commande par logique floue a été utilisée dans les systèmes de poursuite du point maximum de puissance (MPPT) [1,2]. Contrairement à des méthodes MPPT conventionnelles, cette commande offre quelques avantages comme: elle ne nécessite pas la connaissance exacte du modèle à réguler [3,4]. Elle ne dépend ni des paramètres du système ni des paramètres climatiques. Ainsi, elles peuvent traiter des non linéarités. Il y a des techniques se basant sur d'autres méthodes intelligentes comme les réseaux de neurones [5,6]. Il y a aussi des méthodes hybrides [7].

L'objectif de cette étude est d'utiliser la logique floue affin de poursuivre le point maximum de puissance MPPT et d'analyser le comportement de la turbine éolienne avec cette technique avancée de commande.

2. ETUDE THEORIQUE

A) Modélisation de la partie mécanique d'éolienne: En considérant un dispositif de récupération de l'énergie du vent sur une surface *S* et en faisant l'hypothèse que la vitesse du vent est identique en chaque point de cette surface, le volume d'air qui traverse cette surface en 1 seconde est égal à ρ *S*. Par conséquent, la puissance incidente du vent est cinétique et dépend de la surface que le capteur éolien propose au vent, cette puissance P_v est définie par la relation suivante:

$$p_v = \frac{1}{2}.\rho.S.V_v^2 \tag{1}$$

En pratique la puissance captée par une turbine de vent de rayon *R* est exprimée par le coefficient C_p appelant ainsi coefficient de puissance.

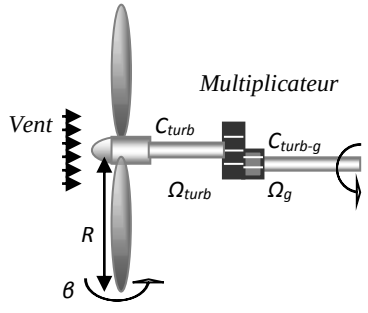


FIGURE 1. Modèle d'une turbine éolienne

Chaque turbine éolienne est caractérisé par sont propre coefficient de puissance, ce coefficient est donné par:

$$C_p = \frac{p_m}{P_v} = \frac{2.p_m}{\rho.S.V_v^3} \leq 0.59 \tag{2}$$

Pour définir une approximation mathématique de la courbe de C_p, il est possible d'utiliser une optimisation numérique comme par exemple:

$$C_p = [0{,}73.(\frac{151}{\lambda'}) - 0{,}002\beta - 0{,}58\beta - 13{,}2]\exp(\frac{-18{,}4}{\lambda'}) \tag{3}$$

avec : $\lambda' = 1/(\frac{1}{\lambda + 0{,}08\beta} - \frac{0{,}035}{\lambda^3 + 1})$

Sur la figure. 2, on donne la représentation graphique de C_p en fonction de λ et pour différentes valeurs de β.

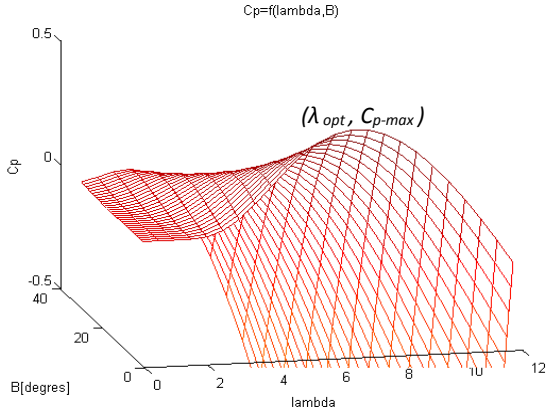


FIGURE 2. Représentation de coefficient C_p

On obtient le couple mécanique de la turbine en divisant la puissance P_m captée par l'éolienne sur la vitesse de rotation de l'arbre.

$$C_{turb} = \frac{P_m}{\Omega_{turb}} = \frac{1}{2\Omega_{turb}} Cp(\lambda)\rho\pi R^3 V_v^2 \tag{4}$$

L'évolution de la vitesse mécanique est déterminée à partir de la somme des couples totaux appliqués au rotor de la génératrice:

$$J\frac{d\Omega_{mec}}{dt} = C_{turb-g} - C_{em} - C_{vis} \tag{5}$$

B) MPPT basées sur la logique floue (Fuzzy Logic Control - FLC): La commande utilisant la logique floue n'est que le prolongement de la méthode perturbation et observation. L'objectif principal de ce travail est d'utiliser la commande MPPT floue afin d'optimiser l'extraction d'énergie électrique dans la chaîne de conversion éolienne. La structure du contrôleur floue proposée est montrée sur la figure. 3.

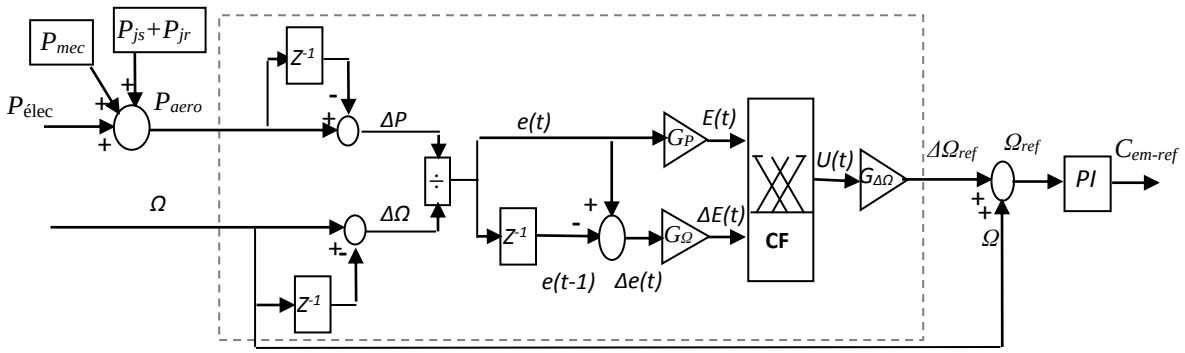


FIGURE 3. Schéma synoptique de contrôle pour suivre le point (MPPT) en utilisant la logique floue

La vitesse de rotation de la génératrice est régulée de manière à suivre la vitesse de référence ($\Delta\Omega_{ref}$) obtenue à la sortie du régulateur flou. Le régulateur de vitesse détermine alors la référence du couple électromagnétique de la génératrice. Il faut noter qu'il est impossible de mesurer directement le couple mécanique de la turbine et la puissance aérodynamique est un paramètre inaccessible dans la réalité [8]. Dans notre cas, on mesure la puissance électrique et les différentes pertes (électriques ou mécaniques) et on déduit la puissance aérodynamique captée par l'éolienne. On néglige toutes les pertes dans les convertisseurs et dans le filtre et on ne prend en compte que les pertes mécaniques et les pertes Joule dans le stator et le rotor de la machine. Dans ce cas, on peut écrire:

$$\begin{aligned} \hat{P}_{aéro} &= P_{élec} + \Delta p \\ \hat{P}_{aéro} &= P_{élec} + p_{frot} + p_{Js} + p_{Jr} \end{aligned} \tag{6}$$

Sachant que :

$$\begin{aligned} p_{Js} &= 3R_s I_s^2 = 3R_s (i_{ds}^2 + i_{qs}^2) \\ p_{Js} &= 3R_r I_r^2 = 3R_r (i_{dr}^2 + i_{qr}^2) \\ P_{mec} &= f\,\Omega^2 \end{aligned} \tag{7}$$

Le régulateur flou possède deux entrées (la puissance aérodynamique P et la vitesse de rotation Ω) et une seule sortie (le changement de consigne de vitesse $\Delta\Omega_{ref}$). Ces variables sont définies pendant une période d'échantillonnage par les équations suivantes:

$$\begin{aligned} \Delta P &= P[t] - P[t-1] \\ \Delta\Omega &= \Omega[t] - \Omega[t-1] \\ \Omega_{ref}[t] &= \Omega[t-1] + \Delta\Omega_{ref}[t] \end{aligned} \tag{8}$$

L'erreur et sa variation est donné par l'expression suivante:

$$\begin{aligned} E(t) &= G_e \frac{\Delta P}{\Delta\Omega} \\ \Delta E(t) &= G_{\Delta e}\,[e(t) - e(t-1)] \end{aligned} \tag{9}$$

Où, G_e, $G_{\Delta e}$ et G_u sont des facteurs d'échelle ou des gains de normalisation associés à *e(t)*, *Δe(t)*, *u(t)* respectivement. Ils permettent de changer la sensibilité du régulateur flou sans en changer la structure. Les grandeurs *[E(t), ΔE(t), E (t)]* sont donc les grandeurs normalisées à l'entrée et à la sortie du CF. Pour les fonctions d'appartenance, on a choisi pour chaque variable les formes triangulaires et trapézoïdales comme le montre la figure suivante:

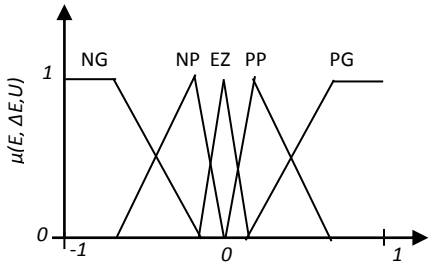


FIGURE 4. Ensembles flous de l'erreur, la variation d'erreur et de la commande

Les variables linguistiques sont notées comme suit: *NG* pour négatif grand, *NP* pour négatif petit, *EZ* pour environ zéro, *PP* pour positif petit, et *PG* pour positif grand. Les règles d'inférences sont illustrées sur le tableau suivant:

E / ΔE	NG	NP	EZ	PP	PG
NG	NG	NG	NG	NP	ZE
NP	NG	NP	NP	ZE	PP
EZ	NP	NP	ZE	PP	PP
PP	NP	ZE	PP	PP	PG
PG	ZE	PP	PP	PG	PG

TABLEAU 1. Table des décisions floues

3. RESULTATS

Nous allons tester le comportement de la turbine éolienne lors de variations de la vitesse du vent. La figure.5 présente les résultats de la simulation du système en appliquant la technique MPPT flou.

ZOOM **ZOOM**





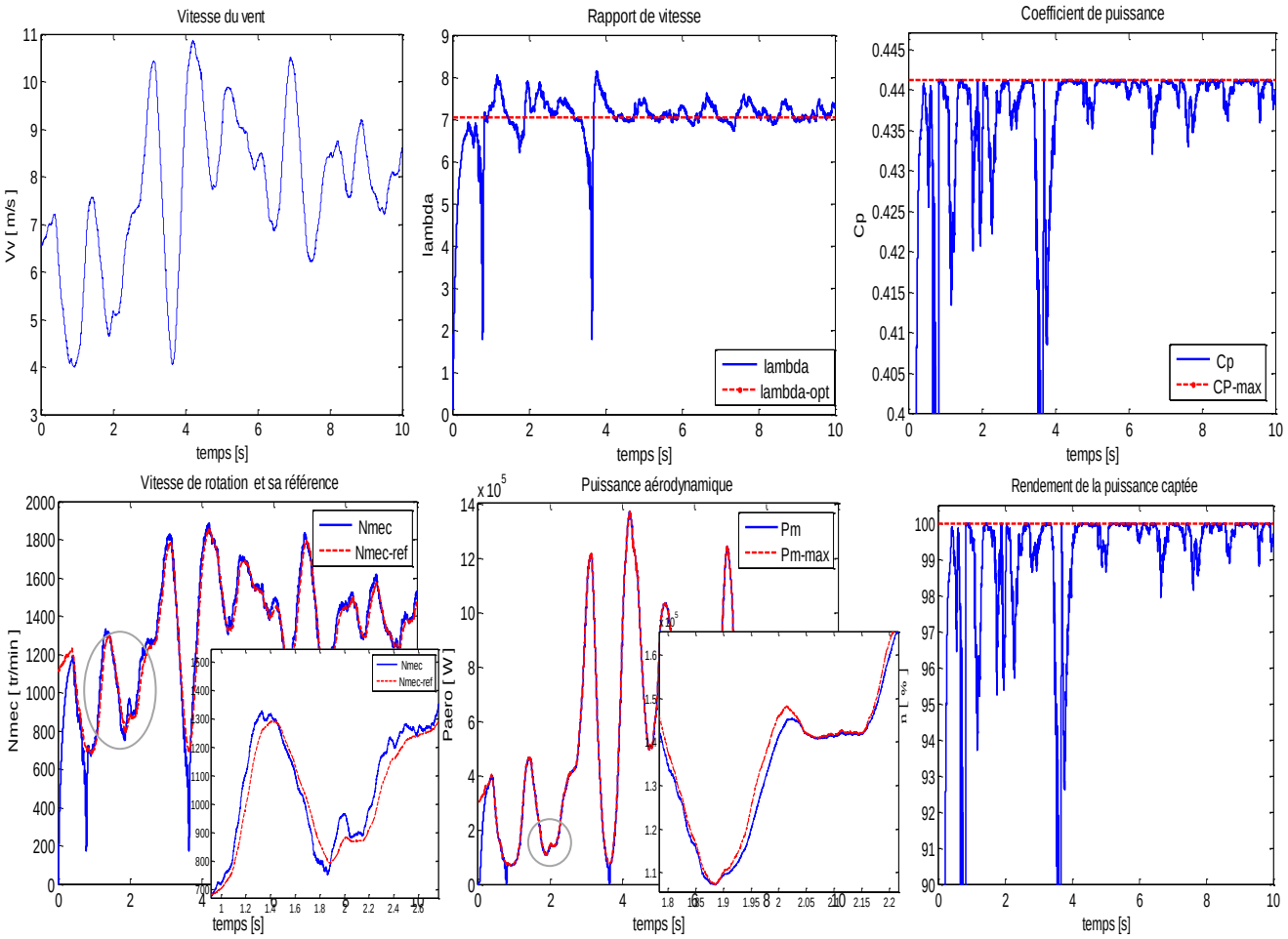


FIGURE 5. Résultats de simulation obtenus lors de l'application de la technique basée sur la logique floue

4. CONCLUSIONS

Pour optimiser le transfert d'énergie dans les systèmes éoliens, différentes techniques MPPT existent. Parmi ces techniques, nous avons proposé celle basée sur la logique floue. Malgré les performances un peu réduites de l'MPPT floue. Pour plusieurs raisons, cette dernière technique peut remplacer les techniques classiques d'optimisation. En pratique, l'efficacité des méthodes MPPT conventionnelles dépend principalement de la précision des informations données et de la vitesse du vent ou de la connaissance des propriétés aérodynamiques de système éolien. Cela suppose cependant de disposer d'un anémomètre; ce qui augmente le coût de système. En plus, ces mesures sont généralement imprécises. Ainsi, la connaissance des propriétés aérodynamiques exige du constructeur des essais un peu complexes et couteux. De plus, ces caractéristiques changent d'une turbine à l'autre. Elles varient aussi avec les conditions climatiques ce qui diminue la fiabilité du système. Il est mieux de choisir donc les stratégies de commandes qui ne dépendent pas de ces paramètres.

REFERENCES

[1] V. Galdi, A. Piccolo and P. Siano,"Exploiting maximum energy from variable speed wind power generation systems by using an adaptive Takagi–Sugeno–Kang fuzzy model". *Energy Convers Manage* 2009;50(2):413–21.

[2] S. Abdeddaim and A. Betka, "Optimal tracking and robust power control of the DFIG wind turbine". *Int J Electr Power Energy Syst* 2013; 49:234 e 42.

[3] H. Joanne, B. Alireza and K.J. Praveen, "An Adaptive Approximation Method for Maximum Power Point Tracking (MPPT) in Wind Energy Systems". 978-1-4577-0541-0/11.2011. *IEEE*.

[4] A. G. Abo-Khalil, D. C. Lee, and J. K. Seok, "Variable Speed Wind Power Generation System Based on Fuzzy Logic Control for Maximum Output Power Tracking" *in the Proceedings of the IEEE PowerElectronics Specialists Conference* 2004, pp. 2039-2043.

[5] K. Ro and H. Choi, "Application of neural network controller for maximum power extraction of a grid-connected wind turbine system". *Electr Eng*. 53–45:(1)88;2005

[6] H. Li, KL. Shi and PG. McLaren, Neural-network-based sensorless maximum wind energy capture with compensated power coefficient. *IEEE Trans Ind Appl* .56–1548:(6)41;2005.

[7] A. Meharrar, M. Tioursi, M. Hatti and AB. Stambouli, "A variable speed wind generator maximum power tracking based on adaptive neurons-fuzzy inference system". *Expert Syst Appl* 2011;38(6):7659–64.

[8] Xiao Yunqi, "A Novel Optimum Power Fuzzy Control Strategy for Doubly-fed Wind Turbine", *8th IEEE International Conference on Control and Automation*. Xiamen, China, June 9-11, 2010.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds..).

NUMERICAL SIMULATION OF MULTI-QUANTUM WELL SOLAR CELLS GAAS / ALGAAS

TALHI Abdelkrim[1, 2], BOUZIDI Kamel[3] , BELGHACHI Abderrahmane[2], AZIZI Mohammed Benyoucef[2]

University Centre of Tindouf [1]
Laboratory of semiconductor devices physics, University of Bechar [2]
University Bachir El Ibrahimi; Bordj Bou Arreridj [3]
karim.talhi@gmail.com

ABSTRACT

Inserting Multi-quantum well into solar cells proved to be a promising technique for producing high efficiency third generation solar cells. The presence of quantum well increases the absorption spectra into longer wavelengths, therefore increasing the short-circuit current density while maintaining the open-circuit voltage at acceptable level [2;3]. In this work;we evaluate the generated photocurrent in an $Al_xGa_{1-x}As/GaAs$ *p-i-n* solar cell using a simple approach. Firstly Schrödinger equation is solved numerically to determine the confined energy states in a single quantum well; the second step consists of calculating the absorption coefficient $\alpha(\lambda)$ taking into account the allowed valence to conduction bands transitions. Finally the total photocurrent is analysed for various structure parameters specifically; width, height (related to the Aluminum concentration x), and number of wells inside the intrinsic layer. The simulated results confirm the enhancement brought about by the presence of quantum wells.

Key Words: *solar cell, quantum well, absorption coefficient.*

1. INTRODUCTION

The quantum well solar cell (QWSC) was first introduced by Barnham and co-workers [1] as a novel device in which a series of quantum wells (QWs) forms the *i*-layer of a *p-i-n* solar cell. Studies have shown that the insertion of such a series of quantum wells into the depletion region of a solar cell can significantly enhance the cell's short-circuit current and hence the efficiency of the solar cell [2, 3]. Higher photocurrent can be generated if wells are deeper, since longer wavelengths are then absorbed [4]. The incorporation of the multiple quantum wells (MQWs) has two counteracting effects: the short-circuit current is increased because of the additional absorption of low-energy photons in the lower band-gap quantum wells; and the open-circuit voltage is decreased because of the increased recombination of carriers trapped in the quantum wells [5]. The photocurrent is then determined by lower-band-gap (well) material, while the output voltage would be determined by barrier material. The characteristics of the well, its width and depth, determine the absorption edge and the spectral response of the MQW solar cell. Longer wavelengths can be absorbed if the quantum well is deeper, leading to a higher photocurrent in the cell. Whereas, the output voltage is related to the width of the host material band gap, the recombination in the well and interfaces between barriers and wells. Therefore, in choosing the depth of the wells one has to compromise between the photocurrent and the output voltage. The number of wells is an important factor too, wider wells improve the absorption, but a smaller number of wells fit in the intrinsic region. Whereas, a large number of narrow wells with lower photon absorption can be inserted in the same intrinsic layer. Increasing the number of wells enhances the photocurrent provided the recombination at the interfaces is reduced.

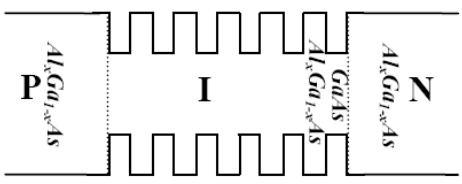


Fig. 1. Schematic diagram of the investigated *p-i-n* $Al_xGa_{1-x}As$/ GaAs MQW/ $Al_xGa_{1-x}As$ solar cell. Layers parameters respectively are: ***P***; 0.05 µm, $p = 10^{19}cm^{-3}$, ***I***; 1µm, $n = p = 1.79 \times 10^{6}cm^{-3}$, ***N***; 1µm, $n = 10^{19}cm^{-3}$

2.1 ABSORPTION COEFFICIENT

The calculation of the absorption coefficients of $Al_xGa_{1-x}As$ MQW Schrödinger equation for one dimensional single square quantum well is numerically solved. The quantum-mechanical motion of a carrier inside the well is described by a wave function $\psi_{e,h}(z)$ solution of the Schrödinger equation for the unperturbed potential for electrons *(e)* and holes *(h)* as follows:

$$\left[-\frac{\hbar^2}{2m^*_{e,h}}\frac{d^2}{dz^2}+V_{e,h}(z)\right]\psi_{e,h}(z)=E_{e,h}\psi_{e,h}(z) \qquad 01$$

Where $\hbar$ is Planck constant, $m^*_{e,h}$ is the carrier effective mass, $E_{e,h}$, the carrier energy and $V_{e,h}(z)$ is the potential energy of the finite well determined by the energy discontinuity between well and barrier material [5].
In the GaAs /AlGaAs system, this discontinuity can be expressed as *1.247 x* at *T = 300 K* for *x < 0.45*, where *x* represents the mole fraction of the Aluminum in the alloy. The finite difference technique is used for the solution of the Schrödinger equation mainly due to its simplicity and efficiency for this kind of problems[6;7].The well absorption coefficient is then calculated by summing over the electron-heavy hole and electron-light hole transitions:

$$\alpha_w(E)=\alpha_c(E)+\sum_n \alpha_{e_n-hh_n}(E)+\sum_n \alpha_{e_n-lh_n}(E) \qquad 02$$

Where $\alpha_c(E)$ is the absorption coefficient of the continuum:

$$\alpha_c(E)=A\left(h\nu-E_g\right)^{1/2} \qquad 03$$

Where $A = 3.5.10^4$ cm^{-1} (for $Al_xGa_{1-x}As$ for $x < 0.4$), and $E_g(x) = 1.424$ eV + x 1.247 eV [8]. $\alpha_{e_n-hh_n}(E)$ and $\alpha_{e_n-lh_n}(E)$ are the well absorption coefficients of the confined *n*th heavy and light holes transitions respectively.
To calculate these parameters we adopt the ideal quantum well model suggested by Rimada and revised later by Lade et al [7]:

$$\alpha_{e_n-hh_n}(E)=\frac{\pi q^2 E_p}{4\pi\varepsilon_0 n_r c m_0 E \ell \hbar}\,\frac{m_{e,w_{xy}}m_{hh,w_{xy}}}{m_{e,w_{xy}}+m_{hh,w_{xy}}}Y(E-E_n) \qquad 4.a$$

$$\alpha_{e_n-hh_n}(E)=\frac{\pi q^2 (E_p/3)}{4\pi\varepsilon_0 n_r c m_0 E \ell \hbar}\,\frac{m_{e,w_{xy}}m_{lh,w_{xy}}}{m_{e,w_{xy}}+m_{lh,w_{xy}}}Y(E-E_n) \qquad 4.b$$

where Y is the step function and ℓ is the quantum thickness of the heterostructure, where E_p = 23 eV;, $m_{e,w}$ and $m_{hh,w}$, are the well electron and heavy hole effective masses, ε_0 is the dielectric constant, n_r is the well refractive index, E_n are the transition energies, *q* the electronic charge, *c* the speed of light in a vacuum, $\hbar$ is the Planck constant m_0 is the free electron mass. For the electron-light hole transitions E_p is replaced by E_p /3 and the heavy hole masse by the light hole masse $m_{lh,w}$ Eq. (4*b*).Figure 2 represents the calculated absorption coefficient $\alpha(E)$ versus the photon energy (*E*) for different well widths (50, 100 and 200 Å) for a fixed aluminium molar fraction *x* = 0.4 (E_g = 1.922 eV) in the barrier. The absorption coefficient of the continuum is plotted for comparison. It can be seen clearly that the absorption inside the quantum well is significant, which can be explained simply by the lower confined energy levels inside the well and a shift of the absorption energy threshold towards lower energies. Two distinct regions can be observed; the first one is due to the transition from the bound states in the well and corresponds to low energies. This fraction of the curve has a stair-like shape which fits well with discrete transition levels in both the valence and conduction bands. The number of stairs depends on the number of allowed transitions. The second part of the curve matches with the absorption by the continuum. In figure 3, the absorption coefficient is plotted versus photon energy for different aluminium fraction *x* in the barrier material (0.2, 0.3 and 0.4) while maintaining the well width at 100 Å. The absorption coefficient of GaAs (*x* =0) is plotted for comparison. The curves comprise of two distinct regions the first one (stair-like form) illustrates the contribution of the bound states in the well while the second represents the absorption of the continuum energy range. As the fraction *x* is increased the depth of the well is increased then absorption threshold shifts to greater energies and the number of stairs is also increased.

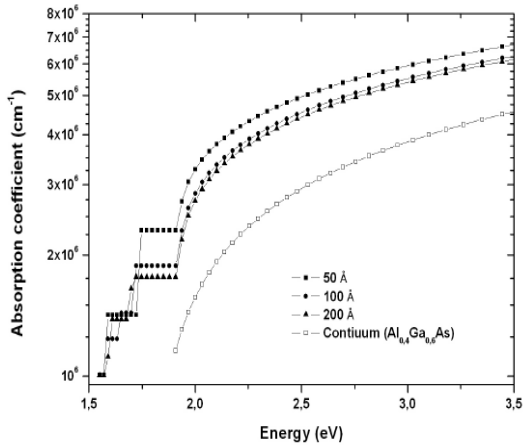


Fig. 2. Absorption coefficient of a $Al_{0.4}Ga_{0.6}As/GaAs/Al_{0.4}Ga_{0.6}As$ single quantum well for different thicknesses

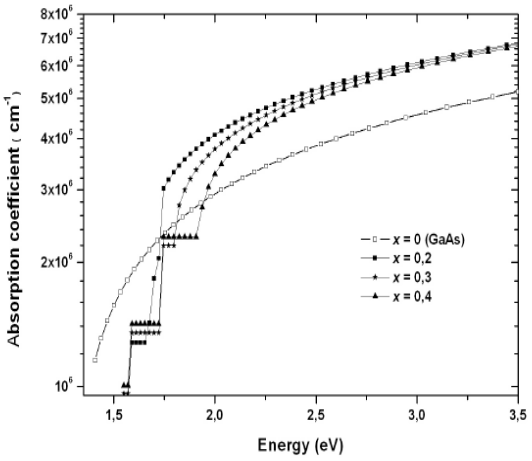


Fig. 3. Absorption coefficient of a $Al_xGa_{1-x}As/GaAs/ Al_xGa_{1-x}As$ 100 Å single quantum well for different aluminium molar fractions *x*.

2.2. SPECTRAL RESPONSE

The total photocurrent generated by the quantum well solar cell is the sum of the photogenerated current at the *n* and *p* layers together with current at the intrinsic layer[9].

$$J_{ph}(\lambda) = J_{Ph,n}(\lambda) + J_{Ph,p}(\lambda) + J_{ph,IQW}(\lambda) \qquad 05$$

The spectral response is defined as:

$$SR(\lambda) = \frac{J_{Ph}(\lambda)}{qF(\lambda)\left[1-R(\lambda)\right]} \qquad 06$$

Where $F(\lambda)$ is the number of incident photon $/cm^2/s$ per bandwidth, and $R(\lambda)$ the fraction of these photons reflected from the surface. The analysis is carried out under one AM1.5. Empirical expression approximating photon flux density $F(\lambda)$ is adopted from Ref. [10]. Figure 4 shows the spectral response of $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$/GaAs MQW/$Al_{0.4}Ga_{0.6}As$ solar cell with 20 wells for different well widths respectively 50, 100 and 200 Å. From this figure we can see that for greater wavelengths $(\lambda > 0.6\mu m)$ the spectral response improvement is significant, particularly for wider wells. This is attributed to the absorption of photons with longer wavelengths. In this region of the spectre the *SR* has a stair-like shape this is because of the wells absorption coefficient, as discussed above. Whereas for wavelengths between 0.2µm and 0.6 µm there is a slight improvement as the wells width is increased. The limitation of the wells number is due to restriction of the intrinsic layer thickness, which is limited to 1 µm in this work.The effect of the number of wells (10 to 30 wells) on the spectral response of $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$/GaAs MQW/ $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$ solar cell is shown in figure 5; the wells are 100 Å wide.

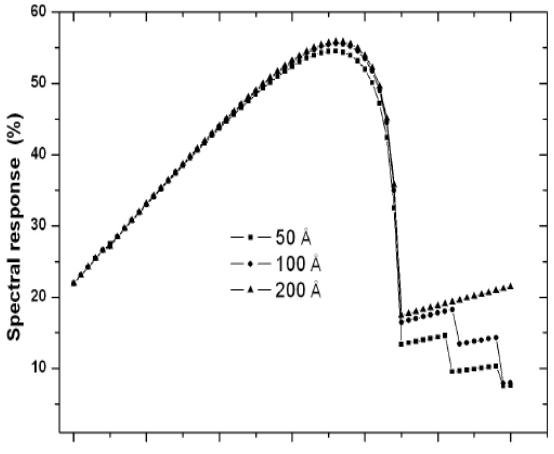
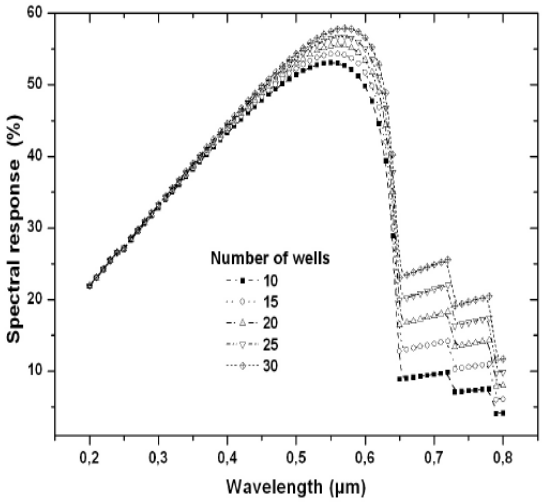


Fig. 4. Internal spectral response SR (λ) of $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$/GaAs MQW /$Al_{0.4}Ga_{0.6}As$ solar cell with 20 wells for different thicknesses.



The improvement of the *SR* is remarkable, particularly for longer wavelengths (λ >0.6 µm). This could be explained by the absorption of an increased numbers of photons with longer wavelengths. The increase of the wells number has the tendency of widening the part of semiconductor (*GaAs*) having smaller energy band gap (*1.424 eV*), thus more 'longer wavelengths' photons are absorbed. This situation is very similar to the case of double junction tandem solar cell with $E_{g1} = E_{g,\text{AlGaAs}}$ and $E_{g2} = E_{g,\text{ GaAs}}$. We can deduce from the dependency of the internal spectral response on the width and the number of wells in the intrinsic layer of an $Al_xGa_{1-x}As$/GaAs MQW/ $Al_xGa_{1-x}As$ solar cell that the best cell should have as many as possible wider wells. Unfortunately, there are many technological and physical factors that act against this, therefore a compromise is needed. The main limit is the size of the intrinsic layer which could not be much thicker, to maintain the uniform electric field and ensure an even absorption. On the other hand, increasing the number of wells will augment the number of interfaces leading to a growing recombination.

3. Photocurrent Density

Figure 6 shows the total photocurrent of $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$/GaAs MQW/$Al_{0.4}Ga_{0.6}As$ solar cell versus the wells thickness for different number of wells. From this graph we can see that the photocurrent generally increases when the numbers of wells is increased, while it has the tendency to saturate if the well thickness is increased. Therefore, the only limit to improve the performance is the maximum number of wells that the intrinsic layer could host. From the conducted investigation we arrived to an optimal configuration of the $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$/GaAs MQW/ $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$ solar cell, that is; 20 wells of 100 Å in 1µm thick intrinsic layer. The photocurrent of this optimized structure is 29.2 mA/cm^2 compared to 20.5 mA/cm^2 of a single $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$ *p-i-n* cell, which represents a gain of more than 40%. To make this type of cells more competitive other aspects has to be analyzed i.e., it is needed to reduce its dark current in order to minimize the reduction of the open circuit voltage therefore improving the energy conversion efficiency.

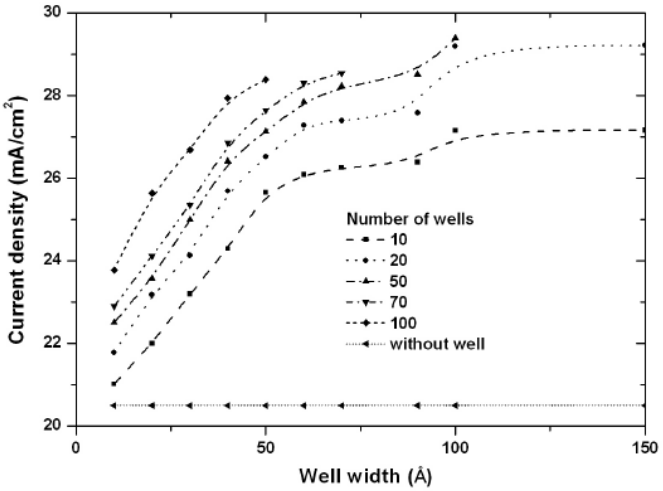


Fig. 6. Total photocurrent of $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$/GaAs MQW/ $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$ solar cell plotted as function of the wells thickness for different number of wells.

5. Conclusion

There is no doubt that the insertion of quantum wells in a *p.i.n* structure solar cell will improve its short circuit current. In the conducted study we showed that the width in addition to the number of wells has a remarkable effect on the photocurrent of $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$/GaAs MQW/ $Al_{0.4}Ga_{0.6}As$ solar cells. Using a simple approach with the previously revised model of Rimada applied to an idealised quantum well, we were able to demonstrate that the photocurrent of a quantum well solar cell will augment with increasing either the width or the number of wells in the intrinsic region. This improvement could be achieved provided that thickness of the intrinsic layer is not over taken. In addition, the thickness of the *i*-layer should not be too thick to avoid the perturbation of the electric field, which is essential for photogenerated carriers' collection. Alternatively, the insertion of a large number of quantum wells (lower band gap) in the *i*-layer is expected to reduce the open circuit voltage, thus it is important to deal with these opposing effects. A complementary work is under way to examine the effect of quantum wells parameters (depth, width and number) on the dark current, open circuit voltage and the energy conversion efficiency.

References

[1] K.W.J. Barnham and G. Duggan, A new approach to high-efficiency multi-band-gap solar cells, J. Appl. Phys. 67 (1990) 3490.

[2] J.C. Rimada, L. Hernandez, J.P. Connolly, K.W.J. Barnham, Conversion efficiency enhancement of AlGaAs quantum well solar cells, Microelectronics Journal 38 (2007) 513.

[3] X.B. Xiang, W.H. Du, X.L. Chang, H.R. Yuan, The study on high efficient Al*x*Ga*1-x*As/GaAs solar cell, Solar Energy Materials & Solar Cells 68 (2001) 97.

[4] A. Belghachi and A. Helmaoui, Analysis of photocurrent in the i-layer of GaAs-based *n–i–p* solar cell, Solar Energy Materials & Solar Cells 90 (2006) 1721.

[5] G. Bastard and J. A. Brum, Electronic states in semiconductor heterostructures, IEEE Journal of Quantum Electronics, QE-22, No. 9 (1986) 1625.

[6] G. Lengyel, K. w. Jelley, and R. H. Engelmann, A Semi-Empirical Model for Electroabsorption in GaAs/AlGaAs Multiple Quantum Well Modulator Structures, IEEE Journal of Quantum Electronics, 26, No 2, (1990) 296.

[7] S.J. Lade, A. Zahedi, A revised ideal model for AlGaAs/GaAs quantum well solar cells, Microelectronics Journal 35 (2004) 401.

[8] F. K. Rault, A. Zahedi, Computational analysis of the refractive index of multiple quantum wells for QWSC applications, Microelectronics Journal 34 (2003) 149.

[9] S.M. Sze, Physics of Semiconductor Devices, second ed., Wiley, New York, 1981. [10] J.J. Liou (Ed.), Advanced Semiconductor Device Physics and Modeling, Artech House, Norwood, MA,1994.

NUMERICAL STUDY OF THE MECHANICAL BEHAVIOUR OF RAILWAY WHEELS CONTAINING TEARING ON THE TREAD.

L. BOUSSALIA[1], A. BELLAOUAR[1]

[1]Laboratory of Transportation Engineering and Environment, Faculty of Engineering Sciences, University of Mentouri brothers, Constantine, Algeria, boussalia.latifa@yahoo.fr; bellaouar_ahmed@yahoo.fr

ABSTRACT

With the intention of ensuring security and diminishing the costs of service in the railway systems, it is necessary to characterize the mechanical behavior of the zone containing tearing of metal caused by a manufacturing defect which can be at the origin of breaks. The influence of these defects, present in the metal of the wheel was studied by simulating three geometrical forms: circular defect, elliptical defect and any form defect. The constraints and distortions were analyzed in the immediate neighborhood of these defects. The Calculations were performed for a level of load corresponding to the weight of the trailer of the new railcars in Algeria and to the assistant of a code of calculation by finished elements (ANSYS).

Key Words: *damage, railway wheel, numerical modeling, tearing of metal, constraints*

NOMENCLATURE

Symboles :

E modulus of elasticity (Young's modulus) N/mm^2

υ Poisson's ratio

λ, μ are the lamé coefficients

1. INTRODUCTION

I treated an encountered problem at the AMF on the new railway wheels of the new rail cars which are characterized by a metal extraction on the wheels' rotation table. Therefore I changed the geometric model by creating singularity of forms close to those encountered on the rotation table: extraction under circular, elliptical form and under any form of the same dimensions and with different depths at the level of contact wheel- rail. Then we made a static analysis, initially, to observe the resultant mechanical behavior and to compare the outcomes with the flawless ones.

This second technique is, currently, widely used in railways. However, it was noted that damages occur most often in these zones which can have serious consequences on security and comfort during operation.

In this study, i offer a modeling of flake defects. The first defect is modeled by circular and introduction. elliptical forms, and the second is modeled by any forms. This modeling is accomplished by the method of finished elements and with the aid of calculation code (ANSYS V14).



Figure1. The different defects on tread (Photos taken in the railway maintenance workshop (RMW) SMK Constantine .

1. STRUCTURE OF WHEELS AND TERMS OF PARTS

A solid wheel of a railway vehicle (hereinafter "wheel") consists of three parts, as shown in Fig. 1. They include a hub, where in an axle is inserted, a rim that contacts the rail, and a web that unites the two parts. The outer circumferential surface of the rim, which contacts the rail, is tread, and the projected part is flange.

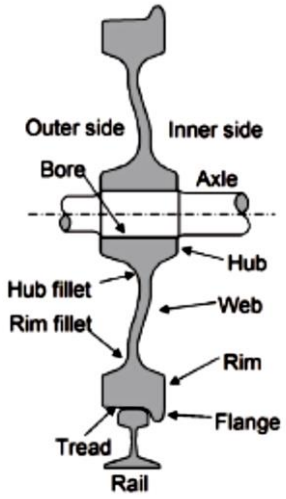


Figure 2. Designation of each part of solid wheel [1]

2. CHARACTERISTICS OF MATERIAL

The steel of wheel is of nuance ER8 with chemical composition and mechanical characteristics as follows:

IN %

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Cu	Mo	Ni	V	Cr+Mo+Ni
ER8	**≤0.56**	**≤0.40**	**≤0.80**	**≤0.020**	**≤0.015**	**≤0.30**	**≤0.30**	**≤0.08**	**≤0.30**	**≤0.06**	**≤0.50**

TABLE 1. The Chemical Composition of Steel ER8 [2]

Steel grade	rim			web		υ: Poisson's ratio	E(Young's modulus)
	ReH(N/mm2) (1)	Rm (N/mm2)	A5 %	Decrease Of Rm ≥(N/mm2) (2)	A5 %		
ER8	**≥ 540**	**860/980**	**≥ 13**	**≥ 120**	**≥ 16**	**0.3**	**2.1e5 (N/mm²)**

(1)If the elastic limit related cannot be distinguished, the conventional limit to Rp0.2 must be determined.
(2) Decrease Tensile strength compared that rim on the same wheel

TABLE 2. The mechanical characteristics of steel ER8 [3]

. **3**. BEHAVIOR LAW

Submitted to a constraint, the material deforms linearly compared to this constraint provided the deformation generated is low. When the stress is removed, the material returns to its standard state reversibly. This observed behavior for all materials is said elastic. In static, the state of stress on the wheel is defined by the following expressions:

3.1. Relationship between deformation and displacement

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \\ \varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \\ \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial Z} \\ \gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \\ \gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \\ \gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \end{cases}$$

3.2. Relationship between deformation and constraint:

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \frac{1}{E}\left[\sigma_X - \upsilon(\sigma_y + \sigma_z)\right] \\ \varepsilon_y = \frac{1}{E}\left[\sigma_y - \upsilon(\sigma_x + \sigma_z)\right] \\ \varepsilon_z = \frac{1}{E}\left[\sigma_z - \upsilon(\sigma_x + \sigma_y)\right] \end{cases}$$

$$\begin{cases} \sigma_x = \frac{E}{1+\upsilon}\left[\frac{1-\upsilon}{1-2\upsilon}\varepsilon_x + \frac{\upsilon}{1-2\upsilon}(\varepsilon_y + \varepsilon_z)\right] \\ \sigma_y = \frac{E}{1+\upsilon}\left[\frac{1-\upsilon}{1-2\upsilon}\varepsilon_y + \frac{\upsilon}{1-2\upsilon}(\varepsilon_x + \varepsilon_z)\right] \\ \sigma_z = \frac{E}{1+\upsilon}\left[\frac{1-\upsilon}{1-2\upsilon}\varepsilon_z + \frac{\upsilon}{1-2\upsilon}(\varepsilon_x + \varepsilon_y)\right] \end{cases}$$

3.3 The Von Mises stress

$$\sigma_{vm}^2 = \sigma_x^2 + \sigma_y^2 + \sigma_z^2 - \sigma_x\sigma_y - \sigma_x\sigma_z - \sigma_y z + 3(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{xz}^2)$$

With:

$E = \frac{\mu(3\lambda+2\mu)}{\lambda+\mu}$ and $\upsilon = \frac{\lambda}{2(\lambda+\mu)}$

4. MODELING DEFECTS

a- CIRCULAR DEFECT

The section of defect is circular of diameter D=16 mm, located in a depth varying 2, 5, 8, 11 and 14 mm, which is subjected to the maximum pressure of Hertz Po=890 MPA (which corresponds to the empty weight by wheel wish is 9.5 tones with 850 of diameter).

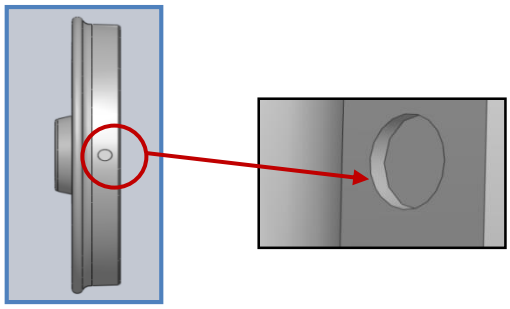


Figure 3. Circular defect

b- DEFECT OF ELLIPTICAL FORM

The section of defect is in elliptical form (a=16; b=4 mm) and the applied load (Po=890 MPA). As for circular defect, we varied the depth of defect from 2 to 14 mm.

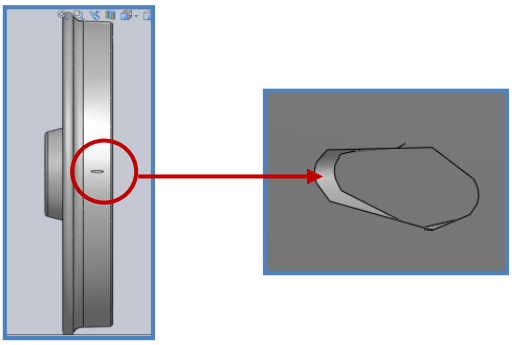


Figure 4. Elliptical defect

c- DEFECT OF ANY FORM

We modeled another defect having any form. The applied load corresponds is the same, and the section of defect S3=201 mm^2 equivalent to the sections of other defects. Scaling the depth h varying from 2 to 14 mm.

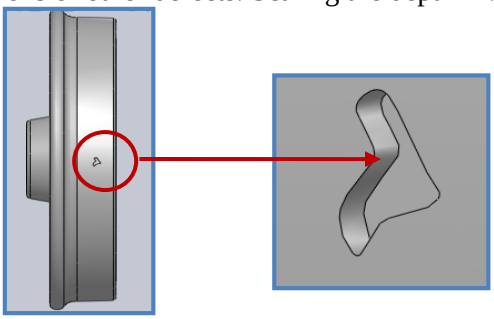


Figure 5. Any form defect

5. SIMULATION BY THE FINISHED ELEMENTS METHOD

We therefore simulated the mechanical behavior of the wheel by considering different shapes linked to defects mentioned above. These defects are located on the tread in depths varying between 2, 5, 8, 11 and 14mm. The load is applied in form of pressure in the straight case.

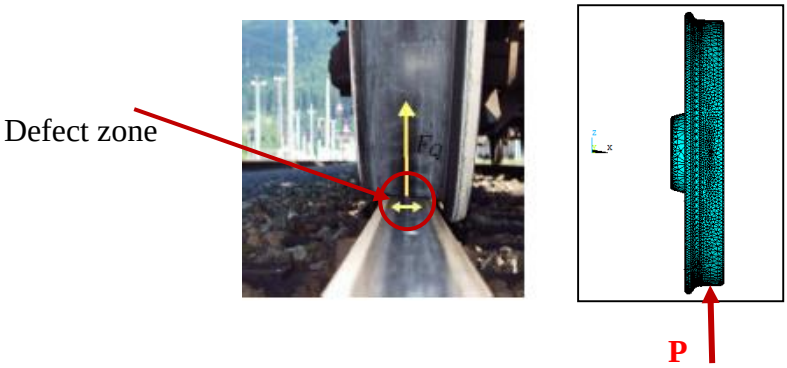


Figure 6. The load in the straight case (in the contact zone) [3]

5.1 MESH SIZE AND LOAD:

Calculations are performed with the hypothesis of a wheel without rubbing, for a state of distortions there 3D. The chosen elements are Solid 185 of code ANSYS 14 [4] and the reaction of the static load as shows it the figure 7.

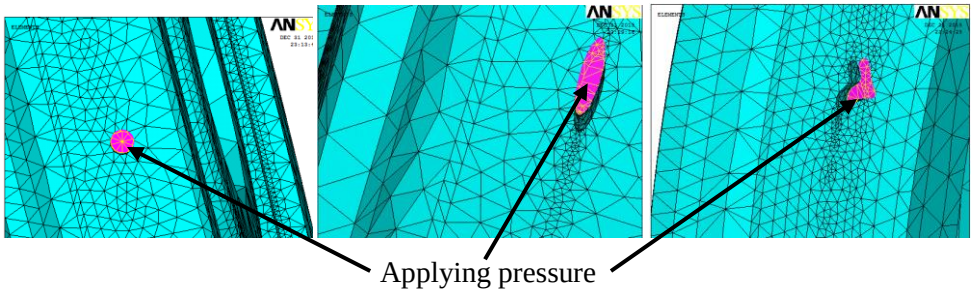


Figure 7. The mesh models

5.2 CONDITION IN BORDERS

In this simulation, we fixed the wheel on the hub assumed rigid which leads us to assume a zero displacements at the boring level (Ux = Uy = Uz=0).

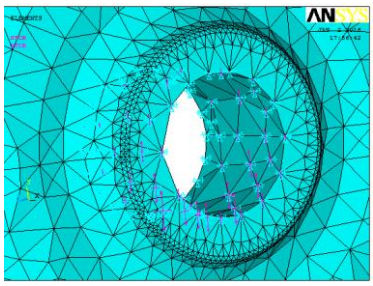


Figure 8. Condition in border (wheel fixed on the hub)

6. RESULTS AND DISCUSSION

Among got results, we represented in the figure 9 the distribution of the pressure of Von Mises and the total Von Mises strain. Through this result we can see that the Von Mises stress and the total Von Mises strain are highest in the vicinity of the defect. This is valid for all the geometric shapes of defects considered.
To highlight the influence of the form of defect, we for the same section respectively pressure and distortion according to the depth. We compared the influence of the defects of circular, elliptical and any forms of the same section (S=201 mm2) by making vary the depth from 2 to 14 mm, in case of a maximum pressure po=890 MPa.

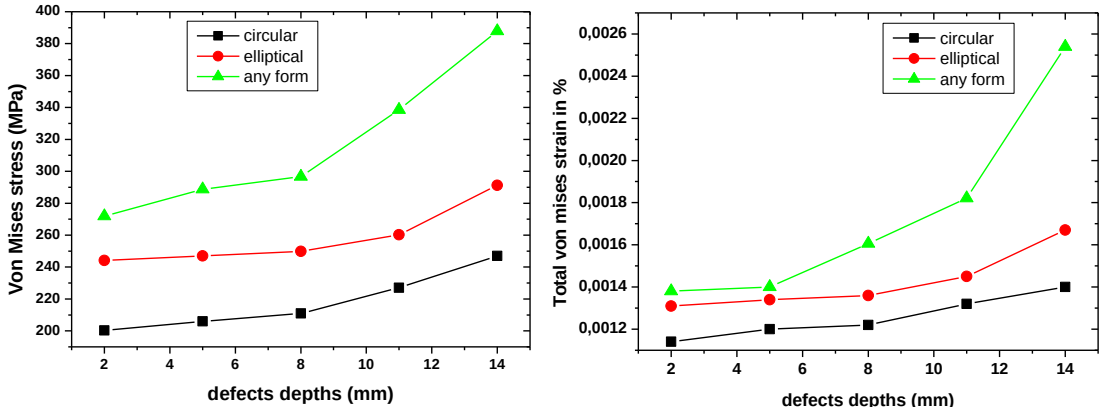


Figure 9. Varying the Von Mises Stress and the total Von Mises Strain versus depth of defects

7. CONCLUSION

According the results of the stress and total strain of Von Mises, obtained by numerical simulation we found after analyzing these results the event of default of a tearing metal in any form is more dangerous than the default in the elliptical shape followed by the circular defect.
The Von Mises stress and total strain are very important when is close to the contact surface. On the other hand; these parameters fade quickly when the default is located more and more away from the contact surface. It appears that the external actions are enhanced only in the vicinity of the defect at the contact zone. Finally the presence of metal tearing failure lying on the surface of the wheels causes the reduction of hours of life.

REFERENCES

[1] Y. Okataga. Tech. R UDC 629. 11. 012. 3. nippon steel & sumitomo metal technical report No. 105 (2013) .

[2] Standard UIC (internationnal union of railway).

[3] R. Hamam, Doctoral thesis.Simulating the propagation of fatigue cracks in the webs of train wheels under variable amplitude loading. ENS Cachan (2006).

[4] J. BENABES. PhD thesis. Nonlocal energy approach life time calculating structures multiaxial fatigue under variable amplitude loadings. Application to a railway train wheel. - Materials Laboratory Damage Reliability and Process Engineering ENSAM CER Bordeaux (2006).

[5] Help ANSYS APDL V14 Software.

ENHANCING THE BIOMETHANE PRODUCTION FROM TANNERY WASTEWATER BY THERMAL PRETREATMENTS

Ouafa ACHOURI[1], Antonio PANICO[2], Moussaab BENCHEIKH-LEHOCINE[1], Keroum DERBAL[3], Francesco PIROZZI[4]

[1]Process Engineering Faculty, Environmental Engineering Department, University of Constantine 3, Ali Mendjeli Nouvelle Ville, Constantine, ALGERIA
[2]Telematic University Pegaso, Piazza Trieste e Trento 48, 80132, Naples, ITALY
[3]Process Engineering Department, National Polytechnic School of Constantine, Bp 75, A, Nouvelle Ville RP, Constantine, ALGERIA
[4]Department of Civil, Architectural and Environmental Engineering, University of Naples Federico II, via Claudio 21, 80125, Naples, ITALY

ABSTRACT

Anaerobic Digestion (AD) is often chosen as a suitable treatment for tannery wastewater (TWW) since this waste stream is rich in organic matter. Nevertheless, the high organic load and the presence of compounds commonly used in the leather production process and responsible for inhibiting the biological activity (e.g. chromium and sulphide) limit the full capitalization of the whole potential in producing biomethane from this low-cost and interesting source of renewable energy. Pretreatment of substrates is considered by most as the solution to overcome this negative aspect as a higher biomethane production in a shorter time is expected after that. Actually in this study three different temperatures have been tested, in detail, 90, 80, and 70 °C, to pretreat a real TWW prior to a mesophilic AD process conducted in a series of batch biomethane potential (BMP) tests aimed at evaluating the optimum temperature that can result in increasing the soluble COD content and consequently the AD performance .

After the pretreatment, the soluble COD concentration increased from a minimum of 11% to a maximum of 80%: which resulted in an increase of the biomethane production compared with the raw substrate. The highest temperature (90°C) investigated gave the highest increasing in soluble COD but had a negative effect on AD process performance, as the final production of biomethane was 178 ml CH_4/g TVS, more than 4 folds less than the maximum yield of 891 ml CH_4/g TVS obtained from the sample pre-treated at 80°C where the increase in soluble COD was by 57%.

These results highlight the critical aspect of the thermal pretreatment: the increase of temperature can enhance the biomethane production as well as reduce it, therefore the choice of the most suitable temperature depends strongly on the characteristics of the substrate and it can be made only through experimental tests.

Key Words: *Thermal pretreatment, Biomethane, tannery wastewater, anaerobic digestion.*

1. INTRODUCTION

Anaerobic Digestion (AD) is commonly used to treat high organic load wastewaters, stabilize sludge from municipal wastewater treatment plants and process organic solid wastes of different origins [1]. When AD is operated at full scale, not only it prevents the environmental pollution, but also it can be used as a system to produce sustainable energy and recover nutrients. [2]

In the past, many studies have been conducted on the AD process with the aim of improving its performance as well as maximizing the biogas production and pre-treatment methods, in particular, those using the effect of heating, are resulted in the most promising [4].

Actually, a thermal pretreatment leads to pathogen removal, reduces the viscosity in the digesting matrix [5] and promotes the cells break [6; 7]. Furthermore, high temperatures destroy lignin bonds [7; 9] and convert complex lipids and proteins into lower molecular weight compounds [10], thus improving the hydrolysis of particulate organic matter and consequently the substrate biodegradability [11]. Costs for heating the substrate represent the critical aspect of this method if the biogas produced by AD is not enough to supply with power the heating system [7]

Ivet et al [12] investigated the effect of a low-temperature pretreatment (70 ◦C) on the efficiency of thermophilic AD of primary and secondary settlement wastewater sludges: the study was aimed at optimizing the process time ranging from 9 to 72 hours in terms of volatile dissolved solids (VDSs), volatile fatty acids (VFAs) and biogas production through thermophilic batch tests. The results showed an initial enhancement of organics solubilization (VDS increased nearly 10 times after 9 h), followed by a gradual generation of VFA (from 0 to about 5 g L-1 after 72 h). Biogas production increased up to 30%. A similar work was conducted by Mottet et al [11], where wastewater activated sludge (WAS) was thermally pretreated at a higher temperature, i.e. 110, 165 and 220°C. 165 °C was found to be the optimal condition for the thermal pretreatment resulting in an increase of chemical oxygen demand (COD) and volatile solids (VS) solubilization by 18 and 15% respectively as well as an enhance of biodegradability ranging from 47 and 61%. Nevertheless, extremely high-temperature treatment promoted the production of slowly and hardly biodegradable compounds, like Amadori compounds and melanoidins [11].

Carrère and al. [13] studied the effect of heat treatment (70-190 ° C) on AD of pig manure to maximize methane production in batch biomethane potential (BMP) tests at the mesophilic condition: methane potential of manure soluble fraction increased with the temperature whereas temperatures higher than 135 °C were necessary to improve the methane potential of the total fraction.

Ariunbaatar et al.[14] examined the effects of thermal pretreatment on food waste (FW) by heating the substrate constituting by FW either singularly or mixed with inoculum at 50, 60, 70 and 80 °C with different operating times: the results showed that the better improvements in biomethane production by 44–46% were achieved with a thermophilic pretreatment at 50°C for 6–12 h and a thermal pretreatment at 80°C for 1.5 h; thermophilic pretreatments at higher temperatures (>55°C) and longer operating times (>12 h) yielded a higher soluble chemical oxygen demand (CODs) but had a negative effect on the methanogenic activity [14]

Pontoni et al [15] investigated the effect of thermal pretreatment on the AD of aromatic compounds present in olive oil mill wastewater (OMWW); in BMP tests at a laboratory scale, samples of OMWW pretreated at mild (80 ± 1 °C), intermediate (90 ± 1 °C) and high temperature (120 ± 1 °C) were studied; the results showed an increase by 34% in specific methane production (SMP) for OMWW treated at the lowest temperature and a decrease by 18% for treatment at the highest temperature, The total phenols (TP) and total COD removal efficiency was for both the highest at

80 °C (i.e. 62.7% and 63.2% for TP and COD, respectively) and lowest at 120 °C (i.e. 44.9% and 32.2% for TP and COD, respectively).

On the base of these positive results, and in the view of improving the efficiency of the AD process performed on tannery wastewater (TWW), in this study, thermal pretreatments were conducted on a real tannery wastewater prior AD and the effect of pretreatment was evaluated by biomethane production and COD removal.

2. EXPERIMENTAL METHODS

2.1. Substrate

TWW was collected from the Tannery Manufacturer DMD spa located in Solofra, Italy. Wastewater was composed of two waste streams produced during the skin treatment: the first stream was produced by the pretanning step (soaking, fleshing, unhairing, liming, etc...) and the second from the main tanning step (chrome tanning followed by synthetic tanning) and dyeing. The mixture used in the experiments was obtained mixing the previously mentioned streams according to a ratio of 50:50 in volume (v/v). The resulting mixture was stored at 4°C in the fridge before further use. The characteristics of the raw wastewater are shown in table1.

TABLE 1. Characterization of tannery wastewater

Parameters	Values[1]
pH	3.23
TS	15300
TVS	5860
COD_t	23718.67
COD	20612.5
SO_4^{-2}	1309.5
Cl^-	4299.1
S^{-2}	380
Total Cr	150
NH3-H	22.90

[1]All values are expressed as mg/L except pH

2.2. Inoculum

Activated sludge from a municipal wastewater treatment plant located in Nola, Italy, was used as inoculum. It was degassed for 30 days at a temperature of 35° C in air-tight batch reactors in anaerobic conditions. This operation was necessary to adapt the inoculum to the new operating conditions (i.e. anaerobic) and ensure the complete degradation of residual organic matter present in the sludge.

2.3 Thermal treatment

In the present study, TWW was thermally pretreated at three different temperatures: 90, 80 and 70°C and then used as a substrate in biomethane potential (BMP) tests. The thermal pretreatment process was performed using a drying oven (ARGO LAB TCN115, ITALY): 1000 mL samples of TWW were placed in 2000 mL heat resistant glass bottle and treated for 30 minutes at the different temperatures mentioned before. After cooling, samples were collected and chemically analysed for

evaluating total and soluble COD to evaluate the effect of the heat treatment on solubilization of organic solids.

2.4. BMP test

According to a previous work of the authors [16] on the treatment of TWW by AD, a ratio inoculum/substrate (I/S) equal to 1.5 (m/m) in terms of total volatile solids (TVS) was used for performing BMP tests.

Experiments were carried out in 1000 mL serum Schott (Germany) bottles with air-tight caps equipped with a system composed of capillary pipe and valve useful to collect biogas. Different volumes of pretreated as well as untreated (as control test) samples of wastewater were mixed with a fixed 100 mL volume of anaerobic sludge according to have for all BMP tests the same I/S ratio: micro and macronutrients were also added to each sample. Furthermore, tap water was added up to have a working volume of 600 ml.

BMP tests were performed in duplicate on both untreated and pretreated substrates. A further BMP test was conducted with inoculum and no TWW to measure the biogas produced by inoculum during the endogenous phase; in all BMP tests, the initial pH was adjusted at 7 by adding properly small volumes of NaOH solution.

Before starting the BMP tests, the head space of each reactor was flushed with nitrogen gas to remove oxygen and to set anaerobic conditions, and then the bottles were hermetically closed for preventing the entrance of air into the reactors.

Bottles were kept at 35°C in a temperature-controlled water bath. Daily production of biogas was measured by the technique of displacement of the water: an acid solution of 1% HCl with 2% NaCl was used. The BMP tests were stopped when no significant biogas production was detected.

2.5. Analytical methods

The composition of TWW was analyzed measuring the following parameters (see Table 1): pH; total solids (TS); TVS; alkalinity; total chemical oxygen demand (CODt); soluble chemical oxygen demand (COD_s). All measurements were conducted according to the standard analytical methods for water and wastewater (APHA, AWWA, and WEF). The sulphide content was analyzed by oxidation with an excess of iodine solution of 0.025 N .A solution of thiosulfate 0.025 N was used for titration. SO_4^{2-} and Cl^- concentrations were measured by 761 Compact IC Ω Metrohm (JASCO, Switzerland), total Cr was measured using the Atomic Adsorption Spectrometer (Spect AA. VARIAN, Australia) and biogas composition was assessed by Gas Chromatography (Varian Star 3400 Australia)

The rate of COD solubilization was calculated by the following equation (1):

$$COD\ solubilization\ (\%) = \frac{\text{soluble COD measured after pretreatment}}{\text{total COD measured after pretreatment}} \text{x}100 \qquad (1)$$

3. RESULTS

3.1 Effects of thermal pretreatment on COD solubilization

Results from the thermal pretreatment are listed in table 2.

Table 2. Effect of Thermal Pretreatment

Temperature	Increase	Removal

	COD_S %	NH3-H%	TS%	TVS %
70°C	23.87	35.94	2.15	0.94
80°C	57.00	25.85	2.19	1.36
90°C	81.36	15.72	10.06	36.68

The effect of thermal pretreatment on COD solubilization and COD_s was evaluated (Figure. 1): a value of 71% COD_s compared to COD_t (SCOD=14843.9 mg/L) was measured in the untreated TWW. In all thermally pretreated samples the fraction of COD_s compared to COD_t increased up to 95% in the sample pretreated at 80°C (i.e. COD_s=28599.0 mg/L). This result indicates that the organic particulates in TWW were liquidized to soluble carbohydrates, lipids, and proteins or converted into lower molecular weight compounds by thermal pretreatment.

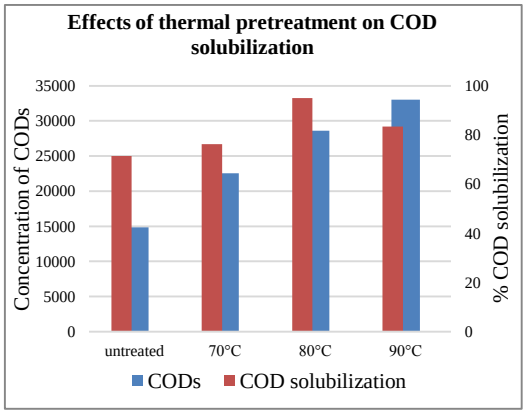


Figure1. Effects of thermal pretreatment on COD solubilization

3.2. Impact of thermal pretreatment on the anaerobic digestion of tannery wastewater

Cumulative volumes of biomethane produced during the AD process from substrates pretreated at different temperatures are shown in Figure 2.

At the beginning of the incubation, the biomethane production from all BMP tests was low and increased progressively after 15 days of incubation. The cumulated biomethane production curves in Figure 1 show a trend really similar to those obtained from substrates rich in lipids [17]: a low biomethane production rate on the first days of incubation could be reasonably attributed to the longer times required by lipids to be hydrolyzed and turned to be biologically converted to biomethane TWW are actually rich in lipids [19].

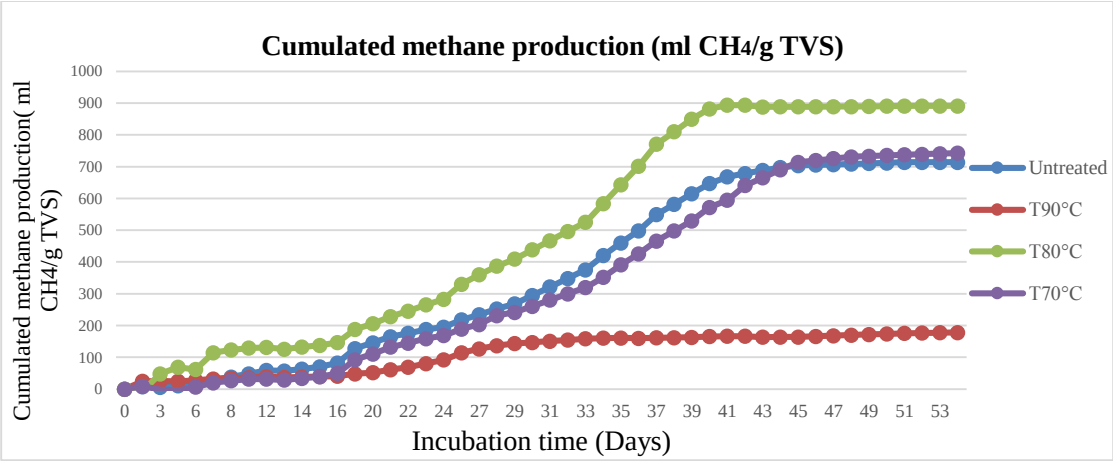


Figure 2. Effect of thermal pretreatments on biomethane production from TWW.

The daily production of methane from the pretreated substrate at 90° C showed very low values, i.e.178 ml CH4 / g TVS, this temperature had a negative effect on AD process performance, as already found by Ariunbataar et al. [14]. Pretreatments of FW at higher temperatures (>80°C) could reduce the production of biomethane, giving values lower than expected, due to the loss of organic substances by volatilization as well as the formation of chemical bonds that result in the agglomeration of organic solids making them less available for microorganisms.

Substrate thermally pretreated at 80°C showed the highest specific methane production since the beginning of the experiment. The cumulative specific methane volume after 54 days of incubation was 891 mlCH4/gTVS, a value 25% higher than that obtained at the same day of incubation from the untreated substrate that achieved a total specific volume of 714 ml CH4 / g TVS. Although lower than 80°C, also the substrate pretreated at 70°C resulted in a biomethane production higher than untreated TWW.

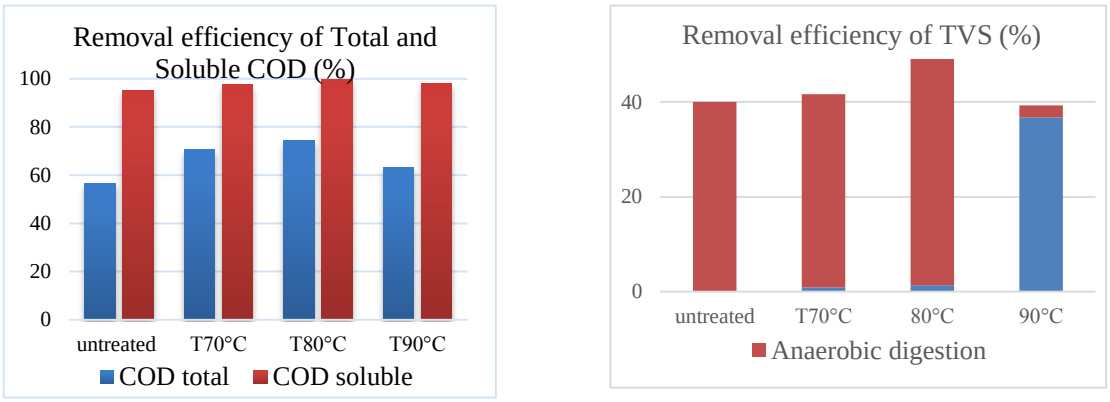
3.3 The impact of thermal pretreatment on the characteristics of digestate

Accordingly to the methane production, the maximum total COD (COD_t) removal was achieved in the BMP test fed with the substrate pretreated at 80°C. The COD_t removal efficiency ranged from 56% for the untreated TWW to 70 and 74% with TWW pretreated at 70 and 80°C respectively: an increase by around 30% was therefore achieved thanks to the thermal pretreatment at those temperatures. This result confirms the positive effect of thermal pretreatment on biodegradability of organic solids and consequently on AD process performance of TWW by optimizing the biomethane production and making TWW less harmful when discharged into the environmental after treatment.

Considering the soluble fraction of COD (COD_s) all BMP tests showed high removal efficiency ranging from 95% for the untreated TWW to 99.5% for the pretreated TWW at 80°C.(see Figure 3)

The low performance of AD process in terms of biomethane production conducted on substrate pretreated at 90°C can be easily explained considering that after pretreatment the substrate lost 36.68% of TVS by volatilization and therefore the biomethane yield was lower when compared to other BMP tests because produced from the residual amount of TVS. In figure 3 are shown the removal efficiency of organic solids measured in terms of COD and TVS during the whole cycle of treatment, i.e. thermal pretreatment followed by AD. The maximum removal efficiency was obtained with the TWW pretreated at 80°C in agreement with the results previously presented,

resulting in a total removal efficiency of 49%, obtained summing 1.4% after pretreatment to 47.6% after AD



(A) (B)

Figure 3. Removal efficiency of total and soluble COD (A) and TVS (B)

4. CONCLUSIONS

This study has shown the positive as well as contrasting results from thermal pretreatment of TWW prior AD process. Compared to untreated TWW, a heating pretreatment at 80°C resulted in an increase by 25% and 31% of biomethane production and COD_t removal, respectively. Nevertheless 10°C more in the pretreatment were sufficient to lead the process at experiencing an evident underperformance as resulted from the BMP tests filled with substrate pretreated at 90°C

The results presented in this paper are promising for the careful use of thermal pretreatment on tannery wastewater prior AD in order to increase the biomethane production and to promote the organic solids removal.

ACKNOWLEDGEMENTS

This research has been conducted in the framework of the International Project AL16M002 of Scientific and Technological Cooperation 2016-2018 promototed by the Ministries of Foreign Affair of Algeria and Italy.

The authors want to express their gratitude to Doctor Gaetano Maffei of the DMD spa Factory in Solofra and Doctor Gianpiero Cesaro of the Municipal Wastewater Treatment Plant of Nola.

REFERENCES

[1] G. Esposito, L. Frunzo, A. Panico, and F. Pirozzi, Enhanced bio-methane production from co-digestion of different organic wastes, *Environmental technology*, 33(24), 2733-2740, 2012.

[2] Y.Chen, J. J. Cheng, Anaerobic processes in waste treatment. *Water Environment Research*, *77*(6), 1347-1388, 2005.

[3] B. Ruffino, G. Campo, G.

Genon, E. Lorenzi, D. Novarino, G. Scibilia, , and M. Zanetti, Improvement of anaerobic digestion of sewage sludge in a wastewater treatment plant by means of mechanical and thermal pre-treatments: performance, energy and economic assessment. *Bioresource technology*, *175*, 298-308, 2015.

[4] A. Lagerkvist, F. Morgan-Sagastume, The effects of substrate pretreatment on anaerobic digestion systems: a review. *Waste Management*, *32*(9), 1634-1650, 2012.

[5] E. Neyens, J. Baeyens, A review of thermal sludge pre-treatment processes to improve dewaterability, *Journal of hazardous materials*, *98*(1), 51-67, (2003).

[6] C. Bougrier, C. Albasi, J. P. Delgenès, and H. Carrère, Effect of ultrasonic, thermal and ozone pre-treatments on waste activated sludge solubilisation and anaerobic biodegradability. *Chemical Engineering and Processing: Process Intensification*, *45*(8), 711-718, 2006.

[7] T. A. Shepherd, Pre-treatment technologies for increasing biogas potential of agricultural wastes, 2006.

[8] R. T. Haug, D. C. Stuckey, J. M. Gossett, and P. L. McCarty, Effect of thermal pretreatment on digestibility and dewaterability of organic sludges. *Journal Water Pollution Control Federation*, 73-85, 1978.

[9] Z. Mladenovska, H. Hartmann, T. Kvist, M. Sales-Cruz, R. Gani, and B. K. Ahring, Thermal pretreatment of the solid fraction of manure: impact on the biogas reactor performance and microbial community. *Water Science and Technology*, *53*(8), 59-67, 2006.

[10] T. L. Y. Y.Noike, Upgrading of anaerobic digestion of waste activated sludge by thermal pretreatment. *Water Science and Technology*, *26*(3-4), 857-866, 1992.

[11] A. Mottet, J. P. Steyer, S. Déléris, F. Vedrenne, J. Chauzy, and H. Carrère, Kinetics of thermophilic batch anaerobic digestion of thermal hydrolysed waste activated sludge. *Biochemical Engineering Journal*, *46*(2), 169-175, 2009.

[12] I. Ferrer, S. Ponsá, F. Vázquez, and Font, Increasing biogas production by thermal (70 C) sludge pre-treatment prior to thermophilic anaerobic digestion. *Biochemical Engineering Journal*, *42*(2), 186-192, 2008.

[13] H. Carrère, B. Sialve, and N. Bernet, Improving pig manure conversion into biogas by thermal and thermo-chemical pretreatments. *Bioresource Technology*, *100*(15), 3690-3694, 2009.

[14] J. Ariunbaatar, A. Panico, D. H.Yeh, F. Pirozzi, P. N. Lens, and G. Esposito, Enhanced mesophilic anaerobic digestion of food waste by thermal pretreatment: Substrate versus digestate heating. *Waste Management*, *46*, 176-181, 2015.

[15] L. Pontoni, G. d'Antonio, G. Esposito, M. Fabbricino, L. Frunzo, and F. Pirozzi, Thermal pretreatment of olive mill wastewater for efficient methane production: control of aromatic substances degradation by monitoring cyclohexane carboxylic acid. *Environmental technology*, *36*(14), 1785-1794, 2015.

[16] O. Achouri, A. Panico, M. Bencheikh-Lehocine, K. Derbal, F. Pirozzi, Effect of the Inoculum/Substrate ratio on the anaerobic digestion of tannery wastewater. submitted to *Environmental Technology* 2016.

[17] D. G. Cirne, X. Paloumet, L. Björnsson, M. M. Alves, and B. Mattiasson, Anaerobic digestion of lipid-rich waste—effects of lipid concentration. *Renewable energy*, *32*(6), 965-975, 2007.

[18] S. Jain, S. Jain, I. T.Wolf, J. Lee, and Y. W.Tong, A comprehensive review on operating parameters and different pretreatment methodologies for anaerobic digestion of municipal solid waste. *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, *52*, 142-154, 2015.

[19] S. Goswami, D. Mazumder, Scope of biological treatment for composite tannery wastewater, *International journal of Enviromental science, 5, No3, 2014.*

STATE-OF-THE-ART REVIEW ON A SOLAR ABSORPTION COOLING SYSTEMS

Z. NEFFAH, M. ABBAS, W. TAANE

Unité de Développement des Equipements Solaires, UDES/Centre de Développement des Energies Renouvelables, CDER, Bou Ismail, 42415, W. Tipaza, Algérie
n_masse2001@yahoo.fr

ABSTRACT

solar cooling is considered attractive because solar radiation is in phase with cooling demand .One of the technologies for applying solar cooling is absorption systems. solar cooling effectiveness needs to be evaluated based on various performance indicating parameters. Type of collectors should be carefully selected to make solar absorption cooling system more attractive from energy and cost view point. Several solar thermal cooling performance, developments, including the cost and feasibility, are presented and discussed.

Keywords: *Solar energy,absorption system,thermal cooling, water/lithium bromide*

1. INTRODUCTION

Recently, many studies have been carried out in the development of absorption cooling prototypes operating with ammonia/water [1] and water/lithium bromide [2–9]. These two mixtures have been the most used since they have great advantages; however they have some disadvantages. for these reasons many studies have been focused in the developpment of new absorption cooling working fluid that present best property than conventionnel binary fluids.
Initial solar cooling possibilities operating with solar energy were investigated by Tabor [10] .It can be classified as electric and thermal powered systems. The main thermal solar cooling systems are; absorption,adsorption, and desiccant. These systems can operate with low energy source and environmental friendly refrigerants.It is showed that solar thermal cooling systems is less performent than electric cooling system using PV [11]. Furthermore, energy conversion using thermal cooling system is significantly more attractive than solar energyconversion by PV systems [12].

2. SOLAR THERMAL COOLING

The most common solar electricity driven cooling technology is a vapor Compression Cycle (VCC) driven by a Photovoltaic (PV) system. PV solar cooling is suitable and requires low maintenance [13] , but production by PV is limited to sunshine hours only. However, storage of cooling produced during the sunshine hours for later use is a promising solution. [14]. The results showed that in solar thermally driven cooling systems, the heat from a solar collector can be used to produce mechanical power to compress the refrigerant vapor in VCC. single effect absorption chillers with LiBr are the most commercially developed [15, 16, 17, 18, 19 ,20].

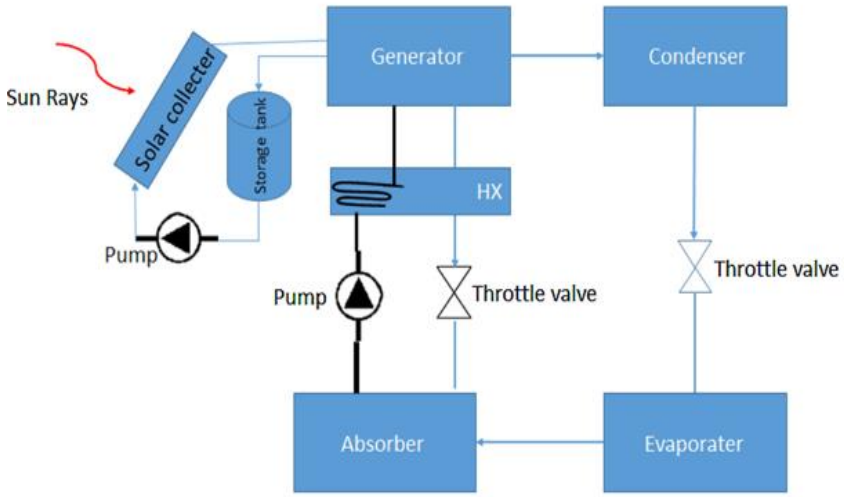


FIGURE1. Configuration of solar thermal sorption cooling system

It is composed of two circuits:the refrigerant circuit from generator to absorber and LiBr–water solution circuit from the absorber to generator through the heat exchanger. Among all absorption chiller types, single effect absorption chiller has a simple configuration and fewer components figure 1.It can be used for both air conditioning and freezing application.

3. EFFECT OF COLLECTOR TYPES

Concentrating collectors use only the direct normal irradiance (DNI) as opposed to FPCs and ETCs which can also harvest solar diffuse radiation. to make solar absorption cooling system more attractive from energy and cost view point , a careful selection of collectors should be carried out . studies indicated that the best choice for solar collector type is related to several factors such as; number of absorption effect, solar radiation level and percentage of DNI. Mass production of efficient solar collectors will reduce their cost and help the cooling system to be cost competitive with the conventional cooling technologies [21]. The effect of solar collector types on the performance of solar absorption systems has been examined [22]. Their results showed that parabolic collector is the best choice for the absorption system. However, the authors did not estimate the fraction of DNI to the defuse irradiation. the evacuated flat plate collector powered double-effect absorption chiller is thermally efficient [23] . The double-effect chiller with evacuated flat plate collectors [24] show a good energetic and economic performance under different climatic conditions. The triple-effect chiller with parabolic trough collectors gives the most energy-efficient and cost-effective plant.Reduction in the total cost and an increased COP of the system can be obtained using concentrated solar cooling systems with higher source temperature [16]. Medium temperatures applications (solar cooling) are presently supplied mostly by evacuated tube heat pipe solar collectors that have some disadvantages like low thermal efficiency at medium to high temperature range. high concentrating compound parabolic concentrators and numerous evacuated tube heat pipe solar collectors use permit to reach Medium temperatures needed for solar cooling. Currently, evacuated tube heat pipe solar collectors and the flat plate collectors are used to operate solar thermal air-conditioning systems and other medium temperature applications. It has been noted that evacuated tube solar collectors have low heat dissipation compared to convectional flat plate due to the fact that the absorber is vacuum enveloped [25,26 ,27, 28, 29].

4. EXPERIMENTAL STUDIES

Solar cooling technologies have been the object of experimental analysis. The analysis were based on the needed generator input temperature. Based on this, it is considered that solar collectors designed and tested as a critical component for solar cooling absorption systems. Along with aqua-ammonia systems, several experimental studies have been carried out concerning the LiBr–water systems . Much of the experimental work have also been conducted over LiBr–water systems [30]. Experimental analysis of a domestic-scale 4.5 kW solar powered LiBr–water absorption system equipped with a 1000 l cold storage was performed by[31] .Vacuum tube solar collectors were used with the collector area of 12 m^2 in the experiment. The experimental results indicated a COP of 0.58 while producing the chilled water at a temperature of 7.4 C° in the cold storage. The experimental analysis of a LiBr– water absorption system powered by evacuated tubular and flat plate solar collectors and integrated with four hot water storage tanks was studied by[32]. Their experimental results indicated that a COP of 0.69 could be achieved when supplied by the heated water at 96.3 1 C° by the solar collectors. Table 1 shows experimental evaluation of binary fluid in absorption cooling systems.

Authors	Year	Fluid
Agarwal and Bapat	1985	DMF/R22
Herold et al.	1991	NaOH–KOH– CsOH/Water
Hou and Tan	1992	LiBr/Water
Iyoki and Uemura	1989	LiBr/Water
Iyoki and Uemura	1990	LiBr–ZnBr2– LiCl/Water
Jeter et al.	1992	LiBr/Water
Lenard et al.	1992	LiBr/Water
Patterson and Perez-Blanco	1998	LiBr/Water
Wen and Lin	1992	LiBr/Water
Zaltash et al.	1991	LiBr/Water

Table 1 indicates some experimental of different binary fluid in absorption cooling systems.

5. SIMULATION ANALYSIS

Simulation studies aims to predict the performance of solar cooling systems before the design and experimental evaluation. Besides aqua-ammonia, the LiBr– water represents another commonly used refrigerant–absorbent working pair in solar powered absorption refrigeration system. Simulation studies were carried out. Recently, a simulation study related to this subject using the mathematical code developed in FORTRAN simulation software was presented [33]. In this study, he draws a comparison between single effect and double effect absorption systems. His results showed that the double effect systems have COP approximately double to that of single effect systems. His case study revealed a COP of 1.22– 1.42 for the double effect systems where the single

effect system could only reach a COP of 0.73–0.79 when operating under the same conditions. He also measured the optimum generator temperature. MATLab software was used by [34] to simulate the hourly performance. Their results showed that the total exergy loss in the collector are between 10 to 70% which is higher than the other components of solar absorption cycle carried out a parametric study of the COP of the LiBr–water system under variable operating parameters was carried out by [35]. The results indicated that solution heat exchanger increases the coefficient of performance by 44% compared to refrigerant heat exchanger . Both the 1st law and 2nd law thermodynamic analysis of LiBr–water system for single effect, double effect and triple effect systems were performed [36] . He showed that the maximum second law efficiency for (single double and triple) effect systems are in the range of 0.125–0.232, 0.143–0.251 and 0.177–0.252 respectively. The 1st law results show that the COP of series flow double effect cycle is 60 to 70% greater than the single effect cycle [37]. The 1st and 2nd law thermodynamic analysis of LiBr– water absorption chiller were steadied by [38]. The results revealed that irrespective of the working conditions, the generator presents the highest exergy loss component.

6. CONCLUSION

Solar thermal systems can be used to produce cooling. It has positive economic,environmental, and social effects on human life. Solar thermal absorption systems are feasible for industrial or domestic applications,considering that solar radiation is unlimited and available in most parts of the world.Designed and tested solar collector is a critical component for solar cooling absorption systems.The study reveals that evacuated tube collectors are best option for solar cooling than the other types and the double-effect absorption chiller with evacuated flat plate collectors show a good energetic and economic performance under different climatic conditions.In other hand, in spite of, there are various working fluids that have theoretically shown good performance, there is still a need to experimentally verify it.

REFERENCES

[1] N. Massarotti, F. Arpino, R.W. Lewis, and P. Nithiarasu, Fully explicit and semi-implicit CBS procedures for incompressible flows, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 66, 1618-40, 2006.

[1] U. Jakob, U. Eicker, D. Schneider, A.H. Taki, M.J. Cook, Simulation and experimental investigation into diffusion absorption cooling machines for air-conditioning applications, *Appl. Therm. Eng*. 28 ,1138–1150, 2008.

[2] M. Qu, H. Yin, D.H. Archer, A solar thermal cooling and heating system for a building: experimental and model based performance analysis and design, *Sol.Energy* , 166–182, 2010.

[3] F. Agyenim, I. Knight, M. Rhodes, Design and experimental testing of the performance of an outdoor LiBr/H2O solar thermal absorption cooling system with a cold store, *Sol. Energy* ,84, 735–774,2010.

[4] M. Venegas, M.C. Rodríguez-Hidalgo, R. Salgado, A. Lecuona, P. Rodríguez, G.Gutiérrez, Experimental diagnosis of the influence of operational variables on the performance of a solar absorption cooling system, *Appl. Energy*, 88 ,1447–1454, 2011.

[5] M. Achuthan, A. Venkataraman, R. Rathnasamy, Experimental analysis on the performance and characteristics of compact solar refrigeration system, *Distrib.Gener. Altern. Energy J*. 26,3, 66–80, ,2011.

[6] A. González-Gil, M. Izquierdo, J.D. Marcos, E. Palacios, Experimental evaluation of a direct air-cooled lithium bromide-water absorption prototype for solar air conditioning, *Appl. Therm. Eng*. 31, 3358–3368, 2011.

[7] R. Lizarte, M. Izquierdo, J.D. Marcos, E. Palacios, An innovative solar-driven directly air-cooled LiBr/H2O absorption chiller prototype for residential use,*Energy Build*. 47, 1–11, 2012.

[8] R. Lizarte, M. Izquierdo, J.D. Marcos, E. Palacios, Experimental comparison of two solar-driven air-cooled LiBr/H2O absorption chillers: indirect versus direct air-cooled system, *Energy Build*. 62 , 323–334, 2013.

[9] Y.L. Yin, X.Q. Zhai, R.Z. Wang, Experimental investigation and performance analysis of a mini-type solar absorption cooling system, *Appl. Therm. Eng*. 59, 267–277, 2013.

[10] Tabor H. Use of solar energy for cooling purposes. *Sol Energy*,6(4),136–42, 1962.

[11] D.S. Kim, C.A.I. Ferreira, Solar refrigerationoptions—a state-of-the-artreview, *Int. J. Refrig*,31,3–15,2008.

[12] T. Otanicar, R.A. Taylor, P.E. Phelan, Prospects for solar cooling—an economicand environmental assessment, *Sol. Energy* ,86 , 1287–1299, 2012.

[13] Kim DS, Infante Ferreira CA. Solar refrigeration options—a state-of-the-art review.*Int J Refrig*,31:3–15, 2008.

[14] Mehdi Zeyghami D Yogi, Goswami Elias, Stefanakos. A review of solar thermo-mechanical refrigeration and cooling methods. *Renew Sustain Energy Rev* ,51,1428–1445, 2015.

[15] Baniyounes AM, Ghadi YY, Rasul MG, Khan MMK. An over view of solar assisted air conditioning in Queensland's subtropical regions,Australia. *Renew Sustain Energy Rev*, 26,781–804, 2013.

[16] Henning HM. Solar assisted air conditioning of buildings – an overview. *ApplTherm Eng* ,27,1734–49, 2007.

[17] Grossman G. Solar-powered systems for cooling, dehumidification and air-conditioning. *Sol Energy* ,72,1,53–62, 2002.

[18] Herold H, Radermacher R, Klein SA. Absorption chillers and heat pumps. BocaRaton, Florida: *CRC Press*, 1996.

[19] Arun, et al. Performance of comparison of double-effect parallel-flow and series flow water–lithium bromide absorption systems. *Appl Therm Eng*, 21,1273–9, 2000.

[20] Marcos JD, Izquierdo M, Palacios E. New method for COP optimization in water- and air-cooled single and double effect LiBre water absorption machines. *Int. J. Refrig*,34,1348–59, 2011.

[21] Choudhury Biplab, Saha Bidyut Baran, Chatterjee Pradip K, Sarkar Jyoti Prakas, Choudhury B. An overview of developments in adsorption refrigeration systems towards a sustainable way of cooling. *Appl Energy*,104,554–67, 2013.

[22] B. Kundu, P.K. Mondal, S.P. Datta, S. Wongwises, Operating designconditions of a solar-powered vapor absorption cooling system with anabsorber plate having different profiles: an analytical study, *Int. Commun.Heat Mass Transf.* 37 , 1238–1245, 2010.

[23] F. Calise, High temperature solar heating and cooling systems for differentMediterranean climates: dynamic simulation and economic assessment,*Appl. Therm. Eng*, 32, 108–124, 2012.

[24] Ali Shirazi, Robert A. Taylor, Stephen D. White, Graham L. Morrison, Asystematic parametric study and feasibility assessment of solar-assistedsingle-effect, double-effect, and triple-effect absorption chillers for heating and cooling applications, *Energy Convers. Manage*. 114, 258–277, 2016.

[25] kwettaDN,SmythMervyn.Comparative field performance study of concentrator augmented array with two system configurations,92,800–8, 2012.

[26] Bong TY, Ng KC, Bao H. Thermal performance of flat-plate heat pipe collector array. *Sol Energy*,50,491–8,1993.

[28] Hull JR. Comparison of heat transfer in solar collectors with heat pipe versus flow through absorbers. *J Solar Energy Eng*;109:253–8, 1987.

[29] Chi SW. *Heat pipe theory and practice*. New York: McGraw-Hill; 1976.

[30] Chua HT,Toh HK,Malek A,NgKC,SrinivasanK.Improved thermodynamic property fields of LiBr/H2O solution. *IntJ Refrig*,23:412–29,2000.

[31] Agyenim F, Knight I, Rhodes M. Design and experimental testing of the performance of an outdoor LiBr/H2O solar thermal absorption cooling system with a cold store.*Sol Energy*,84,735–44,2010.

[32] Darkwa J, Fraser S, Chow DHC. Theoretical and practical analysis of an integrated solar hot water-powered absorption cooling system.*Energy*,39,395–402,2012.

[33] Gomri R.Second law comparison of single effect and double effect vapour absorption refrigeration systems.*Energy Convers Manage*,50,1279–87,2009.

[34] Onan C,Ozkan DB,Erdem S.Exergy analysis of a solar assisted absorption cooling system on an hourly basis in villa applications.*Energy*,35,5277–85, 2010.

[35] Kaynakli O,KilicM. Theoretical study on the effect of operating conditions on performance of absorption refrigeration system.*Energy Convers Manage*,48,599–607,2007.

[36] Gomri R.Investigation of the potential of application of single effect and multiple effect absorption cooling systems.*Energy Convers Manage*,51,1629–36,2010.

[37] Kaushik SC,Arora A.Energy and exergy analysis of single effect and series flow double effect water–lithium bromide absorption refrigeration systems. *Int Jrefrig*,32,1247–58,2009.

[38] Kilic M,KaynakliO.Secondlaw-based thermodynamic analysis of water– lithium bromide absorption refrigeration system,32,1505–12,2007.

ADSORPTION KINETICS AT DIFFERENT CONCENTRATIONS OF Cu (II) ONTO LOCAL MARL

El Atra BOUZEGHAIA[1], Said HAFSI[2]

[1] Laboraty of Applied Chemisty and Materials Technology, University Larbi Ben Mhidi, Bp1022 Oum El Bouaghi, 04000, Algeria, bouzeghaia_atra@yahoo.com
[2] Laboraty of Applied Chemisty and Materials Technology, University L'arbi Ben Mhidi, Oum El Bouaghi, 04000, Algeria, hafsi_said@yahoo.fr

ABSTRACT

Copper is known to be commonly used heavy metals. This metal, which find many useful applications in our life, are very harmful if they are discharged into natural water resources and many pose finally a serious health hazard .Therefore it is necessary to treat copper containing wastewater before discharging in to water streams.In this work ;kinetic investigations were carried out to evaluate the applicabiIity of used marl found in located in Oum-El-Bouaghi region (Algeria) as a low-cost adsorbent to the removal of copper ions from aqueous solutions.Marl was characterized with FTIR and SEM. The effects of initial concentration and temperature on adsorption of Cu(II) were investigated.,also Kinetic aspects of sorption of Cu(II)on marl has been studied through batch sorption experiments and test of experimental data with pseudo-first and -second order rate models.

Key Words: *Adsorption, Copper, Kinetic, Marl, Characterization.*

NOMENCLATURE

Symbols :		**Greek Letters:**	
V	solution volume, L	λ	wavelength,nm
m	marl mass, g	**Indices / Exponents:**	
t	contact time, min	i	initial
T	température absolue, K	1	pseudo-first-order
k	rate constant	2	pseudo-second-order
q	amount of Cu^{2+} adsorbed	e	equilibrium
Δq	relative error		

1. INTRODUCTION

Environmental pollution and its abatement have drawn keen attention for a long time. The problem of removing pollutants from water and waste water has grown with rapid industrialization. Heavy metals, dyes, oil and other salts, which are toxic to many living life and organisms, are present in the waste water streams of many industrial processes, such as dyeing, printing, mining and metallurgical engineering, electroplating, nuclear power operations,aerospace,battery manufacturing processes, etc .The presence toxic heavy metals has been responsible for several health problems with animals, plants, and human beings. Numerous metals such as Sb, Cr, Cd, Zn, Ni, Cu, Pb, Hg, etc. have toxic effects on human and environment. Since copper is a widely used material, there are many actual or potential sources of copper pollution[1]. Copper may be found as a contaminant in

food, especially shellfish, liver, mushrooms, nuts, chocolate, etc. Containers involving copper materials may contaminate the products such as food, water or drink. Copper is essential to human life and health however, like all heavy metals, it is also potentially toxic. As an example, continued inhalation of copper-containing spray is linked with an increase in lung cancer among exposed workers[2]. The permissible limit of Cu is 2.5mg/Lin water[3]. The adsorption technique has become one of the most preferred methods for the removal of heavy metals due to its high efficiency and low cost.The aim of the present work was therefore to study the removal of copper (II) using marl as an adsorbent . The kinetics of cu(II)adsorption on marl is discussed through batch experiments under the various conditions :the factors affecting the rate constant and the adsorption capacity were investigated with different kinetic models.

2. MATHEMATICAL MODEL/EXPERIMENTAL METHOD

2.1. Materials:

Marl was used as an adsorbent for the removal of copper (II) from aqueous solution. It was collected from Oum El Bouaghi mountain ,this adsorbent was washed with distilled water, and dried at temperature ambiant.After drying it was sieved under 180 mesh size and used as such without prior treatment The solution of copper (II) was prepared by dissolving a suitable amount of $CuSO_4,5H_2O$ (M=249,68g/L) in distilled water.

2.2. Sem images:

The microstructure of marl was examined by SEM (30-XL PHILIPS).

2.3. Characterization by infrared spectroscopy:

FTIR Analysis in the solid phase was performed using a Fourier transform infrared spectrometer (Jasco 460).Adsorbent powders was blended with IR-grade KBr in an agate mortar and pressed into tablet. Spectra of the marl before Cu(II) sorption was recorded and measured in the absorbance mode in the range of 400-4000 cm^{-1}.

2.4. Batch experiments:

Kinetic studies were carried out with a simple batch technique.Expirements were performed in a series of 500 mL conical, Each flask was filled with 25 mL solution of Cu(II) of desired concentration and adjusted to the desired temperature. A known amount of marl was added to each flask and kept in isothermal shaker , the solution was centrifuged to remove the marl particles and analyzed spectrophotometrically at λ =810nm_max for the concentration of Cu(II) remained in the solution. The effect of temperature on the adsorption of Cu(II) at different Heating (293K, 298K, 303 K), Cu(II) adsorption was also studied in concentration range of 1000–4000 mg/L. The amount of Cu(II) adsorbed was calculated by the above method (Eq. (1)).

$$q_t = \left(C_i - C_t\right)\frac{V}{m} \qquad (1)$$

3. RESULTS

3.1. Characterization by infrared spectroscopy:

Analysis FTIR is presented in fig 1. Data shows the peak of 3631cm^{-1} for the presence of free (AlOH) and SiOHgroup stretching vibrations while intermolecular hydrogen bonding seems to be present in the region of 3419 cm^{-1}. Band at 1637 cm^{-1} is due to the presence of H_2O bending vibration for interlayer water. Antisymmetric stretching vibration of CO_3^{2-} group in calcite is indicated by the peak at 1437 cm^{-1}. Region of 1027and 873 cm^{-1} indicates the presence of Si-O and deformation out of the plane of CO_3^{2-} group in calcite respectively .

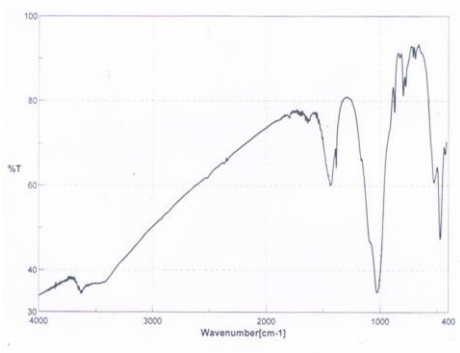


FIGURE 1.The Fourier-transformed infrared spectra of the marl

band observed at 530 cm^{-1} according to bending vibration of Si-O-M (M means the metals Al , Mg and Fe) the sharp peak of 472 cm^{-1} corresponding to bending vibration of Si-O-Si [4].

3.2.The effect of the initial Cu(II) ions concentration:

The adsorption of Cu(II) onto marl was studied at different Cu(II) ion concentrations in the range from 1000 to 4000mg/L.Results are presented in Fig 2.The initial concentration provides an important driving force to overcome all mass transfer resistance of Cu(II) ions between the aqueous and solid phases, hence a higher initial concentration of Cu(II) ions may increase the adsorption capacity showed that adsorption of Cu(II) ions increased as a function of increasing Cu(II) concentration [5]. We can indicated that at lower concentrations, all Cu(II) ions present in solution could interact with the binding sites.At higher concentrations, lower adsorption yield is due to the saturation of adsorption sites[6].

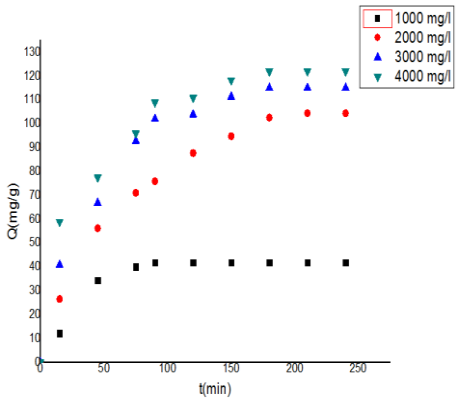


FIGURE 2. Effect of initial concentrations

3.3.The effect of the temperature

The effect of temperature on the Cu(II) ions removal was illustrated in Fig 3. The maximal adsorption efficiencies were found at 303K . While the increasing trend of adsorption was observed with increasing temperature from 298 to 303K. The increase in adsorption capacity of marl with temperature indicates an endothermic process, reported that the increase in adsorption with temperature may be attributed to either increase in the number of active surface sites available for adsorption on the adsorbent or the decrease in the thickness of the boundary layer surrounding the adsorbent with temperature [7].

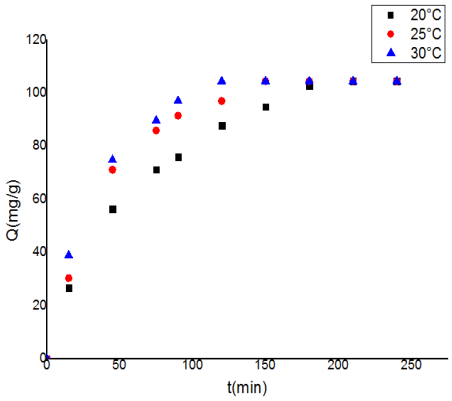


FIGURE 3. Effect of temperature

3.4. Adsorption dynamics:

The rate constant of adsorption is determined from the first order rate expression given by Lagergren :

$$q_t = q_e(1-\exp(-k_1 t)) \qquad (2)$$

Values of k_1 were calculated from the curves of q_t vs t (figures not shown) for different temperature and different concentrations of adsorbate, it is more likely to predict the behaviour over whole range of adsorption .The non linear curve of q_t vs t show a good agreement of experimental data with the first-order kinetic model for different initial Cu(II) concentrations (Table 1). The calculated q_e values agree very well with the experimental data.The second-order kinetic model is expressed as

$$q_t = \frac{k_2 q_e^2 t}{1+k_2 q_e t} \qquad (3)$$

the experimental qe values do not agree with the calculated ones, obtained from the non linear curves (Table 1). This shows that the adsorption of copper marl is not a second order reaction . These indicate that the adsorption system belongs to the firt order kinetic model . In this study, we based the calculation of $\Delta q_e(\%)$ and Vi, expressed as follows:

$$\Delta q(\%) = \frac{\left|q_{e,exp} - q_{e,cal}\right|}{q_{e,cal}} x100 \qquad (4)$$

$$V_i = k_2 \left(q_e\right)^2 \qquad (5)$$

Parametres	1000 mg/L	2000 mg/L	3000 mg/L	4000 mg/L
		Pseudo-first order		
k_1	0.02496	0.01506	0.02201	0.0271553
q_e(exp)	41.96	104.45	115.06	122
q_e(cal)	47.68703	107.3243	115.37231	118.984
$\Delta q(\%)$	14.0227	2.67814	2.7069	2.5347
R^2	0.98773	0.99342	0.98985	0.9719
		Pseudo-second order		
k_2	2.66908E-4	1.03843E-4	1.7776E-4	2.5277E-4
q_e(cal)	69.20304	138.99859	139.96229	138.69219
V_i	1.2782	2.0063	3.4822	4.8811
$\Delta q(\%)$	39.3668	24.8558	17.7921	12.7564

R^2	0.95464	0.99812	0.99221	0.98848

TABLE 1.Kinetic parameters for adsorption of Cu^{2+} onto marl with different concentrations

4. CONCLUSIONS

The amount of copper (II) ions adsorbed onto new adsorbent increased with an increase in concentration and temperature. The results indicates an endothermic process and.the pseudo-first order rate expression provided the best fit kinetic model for all system studied therfore this adsorbent which have a very low economical value may be used effectively for the adsorption of copper (II) ions from aqueous solutions. The results indicates an endothermic process .

REFERENCES

[1] V.C.Taty-Costodes, H .Fauduet, C .Porte and A.Delacroixs, Removal of Cd(II) and Pb(II) ions, from aqueous solutions, by adsorption onto sawdust of Pinus sylvestris, *J. Hazard. Mater*, 105, 121–142, 2003.

[2] B. Yu, Y. Zhang, A. Shukla, S.S. Shukla and K.L. Dorris, The removal of heavy metal from aqueous solutions by sawdust adsorption - removal of copper,*J. Hazard. Mater*, B 80, 33–42, 2000.

[3] M.N.V. Prasad and H.Freitas, Removal of toxic metals from solution by leaf, stem and root phytomass of Quercus ilex L.(holly oak), *Environmental Pollution* , 110, 277–283, 2000.

[4] A.M'leyeh, E. Srasra et A. Cheref, Fixation des métaux lourds par les argiles de la décharge municipale de Borj Chekir (SW de Tunis),*Proceedings of International Symposium on Environmental Pollution Control and Waste Management*, 533-546, 2002.

[5] J. Hanzlik, J. Jehlicka, O. Sebek, Z. Weishauptova, V. Machovic, Multicomponent adsorption of Ag(I), Cd(II) and Cu(II) by natural carbonaceous materials, *Water Res*, 38 , 2178–2184, 2004.

[6] D.Ozer, A.Ozer, The adsorption of copper(II) ions on to dehydrated wheat bran (DWB): determination of the equilibrium and thermodynamic parameters, *Process Biochem*. 39, 2183–

2191 ,2004.

[7] A.K. Meena, G.K. Mishra, P.K. Rai, C. Rajagopal, P.N. Nagar, Removal

of heavy metal ions from aqueous solutions using carbon aerogel as an

adsorbent, *J. Hazard. Mater*,B122 , 161–170,2005.

ON TWO-PHASE FLOW PRESSURE DROP PREDICTION USING CFD MODELING IN HORIZONTAL PIPE SUBJECTED TO A SUDDEN CONTRACTION: VALIDATION

I. BELGACEM[1, 2], A. ARABI[1], Y. SALHI[1], E-K SI-AHMED[1,3]

[1]LMFTA Faculty of Physique, U.S.T.H.B., Algiers, Algeria, Ibtissem.belgacem@gmail.com
[2]Université Akli Mhend Oulhadj, Institut de Technologie, Bouira, Algeria
[3]GEPEA, CNRS UMR-6144 Université de Nantes France.

ABSTRACT

In this work, pressure drop through sudden contraction in mini circular pipe have been numerically investigated, using air and water as the working fluids at room temperature and near atmospheric pressure. Numerical methods include the use of two-phase computational dynamics CFD calculations based on VOF method were used to predict the pressure. The calculated pressure drop is determined by extrapolating the computed pressure profiles upstream and downstream the contraction. The tubes inside diameters are respectively 40 mm and 30 mm with a contraction ratio of 0,567. The superficial velocities, investigated in this work, ranged for the gas from 0.54 to 5.5 m/s and for the liquid from 0.011 up to 0.24 m/s. The numerical results are validated against experimental data from the literature and are found to be in good agreement.

Key Words: *Two-phase flow, sudden contraction, pressure drop, CFD, VOF, validation.*

NOMENCLATURE

Symbols :

P,p Pressure (Pa).

ΔP Pressure drop (Pa).

Greek Letters:

α_j Volume fraction of phase j.

α Void fraction.

μ Dynamic viscosity (Pa.s)

ρ Density ((kg/m^3)

σ_A Passage cross section area ratio d_2^2/d_1^2 .

$\vec{v}$ Velocity(m/s)

ε dissipation rate

λ dimensionless parameter

ψ dimensionless parameter

δ Surface tension(N/m)

Indices / Exponents :

j=l for liquid

j=g for gas

1. INTRODUCTION

The calculation of pressure drop due to gas-liquid two-phase flow through an abrupt contraction is a problem yet to be solved in engineering design. Knowledge of pressure drop for two-phase flow is important for the control and operation of industrial devices, such as chemical processes, petroleum engineering and energy manufacturing units systems. This important subject has attracted several investigations particularly for applications involving design, safety and economical operations.

Although single phase flow through singularities has been largely studied, great uncertainties exist as far as the multiphase flow is concerned. In subsequent years, some studies were conducted in order to propose new experimental data and prediction correlations. It was shown that current two-phase pressure drop correlations are applicable to a limited range of experimental conditions, and large errors occur when these correlations are applied outside the intended range(Belgacem 2015). It is worth noticing that in some cases the homogeneous model seems to be the most appropriate for modeling two-phase flow pressure drop, in a pipe subjected to a sudden contraction, while in other cases this is not necessarily true as discussed hereafter. To our knowledge, the evolution of air-water two-phase flow through a horizontal pipe subject to a sudden contraction has not been sufficiently investigated both experimentally and numerically. The present work is devoted to investigate air-water co-current two-phase flow behavior resulting from the existence of a sudden contraction in horizontal pipe. Computational fluid dynamic CFD calculation using VOF techniques are employed to generate the profile of pressure, The numerical results are validated against experimental data from the literature and are found to be in good agreement.

2. NUMERICAL PROCEDURE

2.1. Mathematical model

For the mathematical model, Eulerian based volume of fluid VOF technique for two phase modeling were employed to investigate the two phase pattern in horizontal pipe. In this model, liquid is considered to be the continuous and primary phase, and gas considered to be the dispersed and secondary phase. The fluid in both phases is Newtonian, viscous and incompressible. The uniform pressure field is assumed to be shared by both phases, the flow is considered isothermal so the energy equations are not needed.

The VOF method has the advantages of high precision, and traces the volume of fluid in the grid, not the motion of fluid particles. In the VOF model, a single set of momentum equations is shared by the fluids, and the fluid volume fraction in each computational cell is tracked throughout the domain. This model has been found to be suitable for simulating interface among two or more fluids (Ghorai et al, 2006).

The VOF method utilizes the volume fraction α, which means the fraction of the filled fluid volume in the grid to achieve the goal. The indicator function α is defined as 0 for a cell with pure gas, 1 for a cell with pure liquid, and $0 < \alpha < 1$ for a cell with a mixture of gas and liquid. An interface exists in those cells that give a volume of fluid value of neither 0 nor 1. Since the indicator function is not explicitly associated with a particular front grid, an algorithm is needed to reconstruct the interface (Hirt and Nichols, 1981):

$$\alpha = \begin{cases} 0 & \text{in pur gas} \\ 0 < \alpha < 1 & \text{gas} - \text{liquid interface} \\ 1 & \text{in pur liquid} \end{cases} \quad [1]$$

2.2.Governing equations

Numerical simulation of any flow problem is based on solving the basic flow equations describing turbulence, continuity and momentum. The principal equations are solved for each phase and can be written as follow:

Continuity equation

$$\frac{\partial(\alpha\rho)}{\partial t} + \nabla.(\alpha\rho\vec{v}) = 0 \qquad [2]$$

Momentum equation

$$\frac{\partial(\alpha\rho\vec{v})}{\partial t} + \nabla.(\alpha\rho\vec{v}\vec{v}) = -\alpha\nabla p + \alpha\nabla.[\mu(\nabla\vec{v} + \nabla\vec{v}^{T})] + \alpha\rho\vec{g} + \alpha\vec{F} \; [3]$$

The void fraction α is the void fraction of water or liquid phase.

Turbulent model

The Reynolds Stress Model (RSM) is a higher level, elaborate turbulence model. It is usually called a Second Order Closure. This modeling approach originates from the work by Launder 1975, in RSM, the eddy viscosity approach has been discarded and the Reynolds stress is directly computed. The model can be used to predict the turbulent anisotropic level in the flow. Given that the two-phase flows are very unstable and highly anisotropic.

$$\frac{\partial(\rho\bar{\alpha}\tilde{R}_{ij})}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_k}\left(\rho\bar{\alpha}\widetilde{U_k}\tilde{R}_{ij}\right) = -\rho\bar{\alpha}[\tilde{R}_{ij}(\nabla\widetilde{U_k})^{T} + (\nabla\widetilde{U_k})\tilde{R}_{ij}] + \frac{\partial}{\partial x_k}[\bar{\alpha}\mu\frac{\partial\,\tilde{R}_{ij}}{\partial x_k}] - \frac{\partial}{\partial x_k}[\rho\bar{\alpha}\overline{u_i' u_j' u_k'}] + \bar{\alpha}p\overline{\left(\frac{\partial u_i'}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j'}{\partial x_i}\right)} - \bar{\alpha}\rho\,\tilde{\varepsilon}_{ij} + \frac{2}{3}\delta_{ik}\Pi_k \qquad [4]$$

2.3. Numerical procedure

The experimental geometry with and without contraction has been modeled using an axi-symmetric 2D geometry. The simulation was performed using the commercial CFD code Fluent 6.3.26 at double precision solver mode, with an implicit scheme for all variables and a fixed time step t= 0.001 s for computation. To solve the momentum transport equation the Quick (quadratic upwind interpolation) scheme was used, for pressure the PRESTO (PREssure STaggering Option) scheme increases stability in the solution. The phase – coupled PISO (Issa (1986)) algorithm is used for the pressure –velocity coupling. RSM model has been used for turbulent two phase-flows. These schemes ensured, in general, satisfactory accuracy, stability and convergence. In addition, the steady-state solution strategy was employed. Meshing the geometry was achieved by using a software GAMBIT (2.4.6). We used the quadratic elements and the dimension of each cell is 0.004 making the number of cells equal to 842 205. The convergence criterion is decided based on the residual value of the calculated variables, namely mass, velocity components and pressure. In the present study, the numerical computation is considered converged when the residuals of the different variables are lowered by five orders of magnitude.

Inlet boundary: For both geometries the velocity of the fluids is specified at the inlet.

Outlet boundary condition: At the outlet, pressure outlet boundary is used.

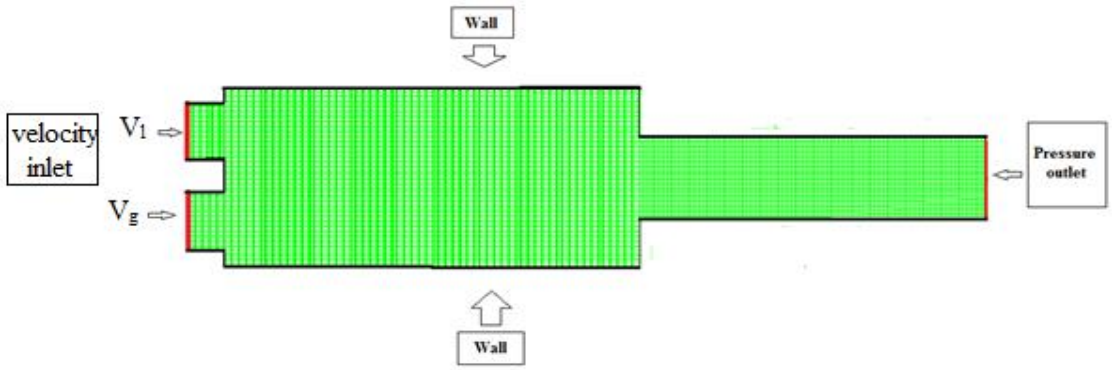
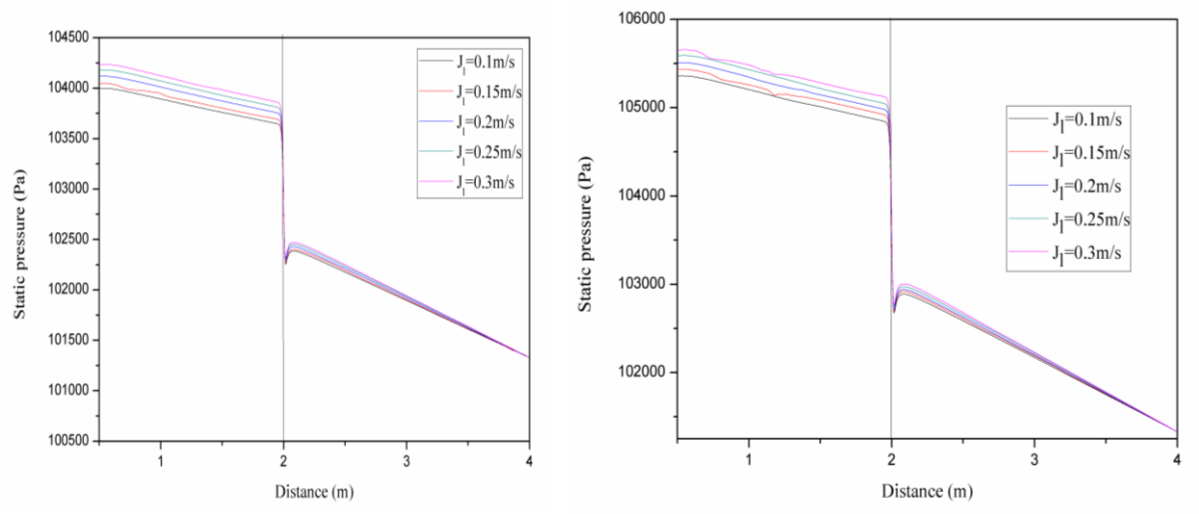


Figure 1. Computational domain and boundary conditions for contraction section.

3. RESULTS AND DESCUSSION

Figures 2a and 2b depict the predicted two-phase pressure profiles subjected to a sudden contraction for different liquid velocities keeping the gas velocity gas. Similarly to the experimental results it is observed that the pressure drop through sudden contractions increases with increasing the liquid velocities. The figure show the pressure change upstream and downstream the contraction, the static pressure decreases more rapidly than in the region of fully developed flow, It attains the (locally) smallest value at a distance of about L/D = 3.33 after the contraction section. , the results agree well with the experimental data Schmidt et Friedel et (1997) and Belgacem (2015).



(a) (b)

Figure 2. Numerical pressure profiles for two-phase air –water flow through sudden contraction

(a) Jg=3m/s (b) Jg=4m/s

Figure 3 compares the computed values of the two-phase pressure drop with the experimental data. The agreement is found to be quite good. The proposed numerical

model shows acceptable accuracy against the experimental prediction. The prediction of pressure drops lies within ±25%.

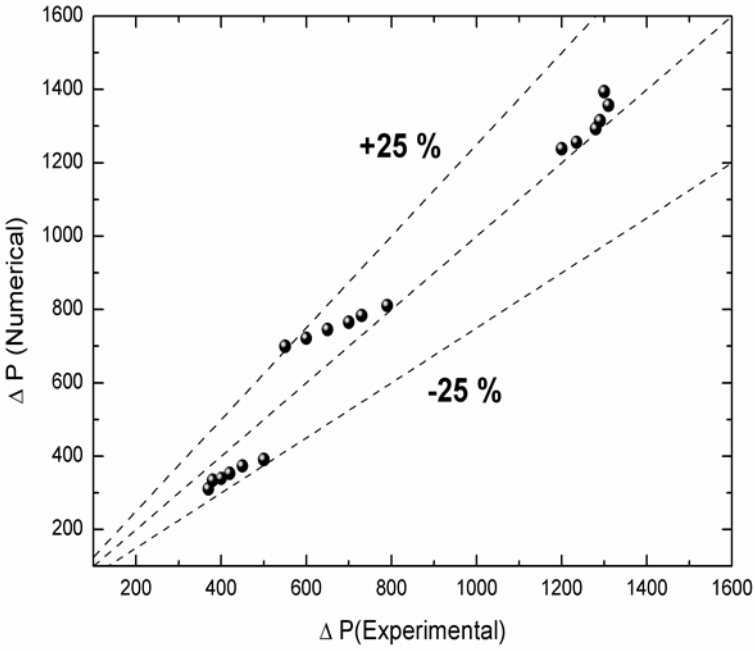


Figure 3.Comparison between numerical prediction and experimental data of Schmidt et Friedel (1997).

Simulated pressure contour are illustrated in Fig. 4, which clearly shows the pressure change upstream and downstream the contraction, the static pressure decreases more rapidly than in the region of fully developed flow, On the other hand, the pressure contours as depicted in this figure, clearly shows that the two-phase flow does not contract behind the edge of transition , the zone of recirculation is not observed, and the vena contracta phenomena is not detectable, the results agree well with the experimental data.

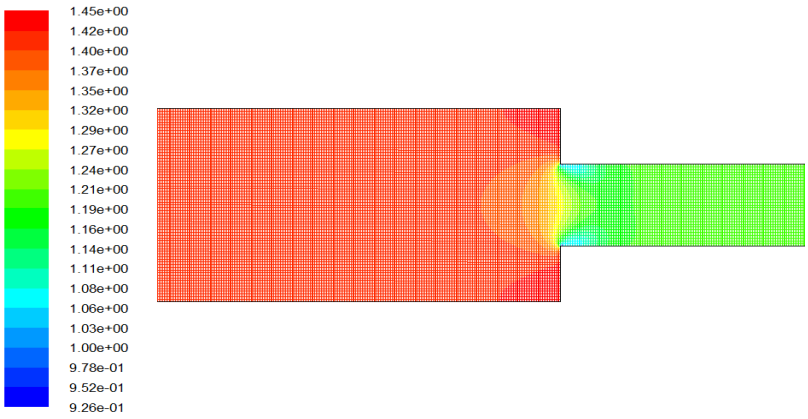


Figure 4. Snapshots of pressure contours (Jg= 5 m/s Jl=0.3m/s at t=5.5 s)

4. CONCLUSION

The numerical simulations performed with the CFD code Fluent 6.3.26 revealed that the static pressure is predicted around75%. The analysis was encouraging on showing that computational fluid dynamics model can be used for the prediction of pressure evolution and flow pattern in horizontal two-phase flow through sudden contraction. The latter can be of practical importance in the design confidence.

REFERENCES

[1] Belgacem, I. (2015). Contributions à l'étude de l'écoulement diphasique gaz-liquide co-courant en milieu confiné dans une conduite horizontale avec ou sans singularité. Thèse de Doctorat, U.S.T.H.B.

[2] Ghorai, S., Nigam ,K.D.P.(2006). CFD modeling of flow profiles and interfacial phenomena in two-phase flow in pipes, Chemical engineering and processing journal, 45 (1), 55-65.

[3] Hirt, C. W., and Nichols, B. D. (1981).Volume of fluid (VOF) method for the dynamics of free boundaries.Journal of computational physics, 39(1), 201-225.

[4]Issa, R.I., 1986. Solution of implicitly discretized fluid flow equations by operator splitting.J.Comput.Phys.62, 40-65.

[5]Launder, B.E, Reece, G.J. and Rodi, W. 1975. Progress in the development of a Reynolds-Stress Turbulent closure.Journal of fluid Mechanics, 68(3), 537-566.

[6]Schmidt, J., Friedel, L., 1997. Two–phase flow pressure drop across sudden contractions in duct areas. Int.J.Multiphase flow 23.2, 283-299.

BIOLOGICAL DENITRIFICATION OF NITRATE CONTAMINATED GROUNDWATER WITH MOVING BED BIOFILM REACTOR

M. BOUTERAA[1], A. PANICO[2], M. BENCHEIKH-LEHOCINE[1], K. DERBAL[3], F. PIROZZI[4]

[1]Process Engineering Faculty, Environmental Engineering Department, University of Constantine 3, Ali Mendjeli Nouvelle Ville, Constantine, Algeria,meriem_bouteraa@yahoo.fr & mossaabbb@yahoo.fr
[2]TelematicUniversity Pegaso, Piazza Trieste e Trento 48, 80132, Naples, Italy, anpanico@unina.it
[3]Process Engineering Department, National Polytechnic School of Constantine, Bp 75, A, Nouvelle Ville RP, Constantine, Algeria,Derbal_kerroum@yahoo.fr
[4]Department of Civil, Architectural and Environmental Engineering, University of Naples Federico II, via Claudio 21, 80125, Naples, Italy, Francesco.pirozzi@unina.it

ABSTRACT

In recent years, the massive and uncontrolled use of fertilizer in agriculture has increased the level of nitrate in groundwater up to make this strategic and valuable source of water useless or not convenient for drinking water purpose. Several processes have been tested to remove nitrate from groundwater and although efficient, they require high capital as well as management costs. Biological processes represent a valid and low cost alternative to remove nitrate from water. This paper, actually, presents the preliminary and encouraging results of the start-up and operating of a bench scale 1.8L Moving Bed Biofilm Reactor (MBBR) to remove biologically nitrate. Kaldnes K1were used as biofilm carrier and the reactor was fed with synthetic water simulating a typical groundwater with different concentrations of nitrate, i.e. NO_3^--N ranging from 30 to 60 mg/L. Acetate was added as carbon source.

Keywords: *Nitrate, Groundwater, Biofilm reactor, Nitrate, Denitrification*

NOMENCLATURE

Symboles :

K_1	kaldnes	INF	influent
MBBR	moving bed biofilm reactor	EFF	effluent
HDPE	high density polyethylene	NO_3^--N	nitrate Nitrogen
TS	total solids	NO_2^-	nitrite
HRT	hydraulic retention time	NO	nitric oxide
COD	chemical oxygen demand	N_2O	nitrous oxide
IC	ionic chromatography	N_2	nitrogen gas

1. INTRODUCTION

Groundwater is globally the main source of drinking water and, in arid countries, even the only one. The quality of groundwater has been getting worse in the last decades because of high level of nitrate as consequence of the extensive use of chemical fertilizers in intensive agriculture systems as well as the discharge on soil of domestic

and animal wastes. Elevated concentrations of nitrate in water can be harmful for humanhealth: nitrate can actually cause methemoglobinemia in infants (Blue-Baby) and even cancer [1].

Conventional physical-chemical methods to remove nitrate from water include ion exchange, reverse osmosis and electro-dialysis. But all of these processes are expensive and the concentrated waste brines require further treatment or disposal [2] The use of biological denitrification to convert nitrates to harmless nitrogen gas (Eq. (1)) [3] could offer an alternative treatment process for the remediation of groundwater contaminated by nitrate due to the low cost and high denitrification efficiency of the process.

$$NO_3^- \rightarrow NO_2^- \rightarrow NO \rightarrow N_2O \rightarrow N_2 \quad (1)$$

Different biological systems can be used to perform the biological removal of nitrate from water; Moving Bed Biofilm Reactors (MBBRs) is one of them and one of the most promising. The MBBRs show the advantages of both, attached and suspended growth systems and are used to treat wastewater as well as raw waters for drinking purpose. This system is based on the use of carriers where the biomass attaches and grows [4]; MBBRs are operated similarly to the activated sludge reactors as carriers are in constantmovement in the biological tank [5].
The performance of $MBBR_S$ depends on the shape and amount of carriers used to fill the reactor: commonly the percentage of tank occupied with carriers varies from 50 and 70% in volume.Carriers are characterized by an extremely high specific surface area and this aspect allows to havea higher biomass concentration in a smaller reactor volume than in conventional suspended growth system, thus reducing the costs of the treatment. Anyway, not the whole surface area of carriers is useful for growing biomass, but at least a 70% as reported in the literature [6].
The performance of MBBR is the result of attachment, growth and detachment of biofilm, and all these processes are influenced by the environmental conditions: shape of carriers, thickness of biofilm, mixing intensity, pH, nutrient levels, ionic strength and temperature of water.
Several studies have been conducted on biological removal of nitrate from groundwater [7- 8- 9] using attached growth systems, but really few with MBBR, the aim of this study actually, has been to test the performance of this system in removing nitrate from synthetic water with characteristics similar to a real groundwater. Nitrate concentration was varied from 30 to 60 mg/L of NO_3^--N and acetate was used as external source of carbon for the denitrifying heterotrophic bacteria.

2. MATERIALS AND METHODS

MBBR CONFIGURATION

The MBBR was set up in an air-tightly closed 2L plastic cylinder (fig.1.)The working volume was set equal to1.8 L. The bioreactor was filled with kaldnes K1 as carriers with a filling percentage of 50 %. Carries are made of high density polyethylene (HDPE) (fig.2.).

A magnetic stirrer system was placed on the bottom of the reactor to perform the mixing of the bulk, thus avoiding the settlement of carriers and promoting the contact between biomass and substrates.

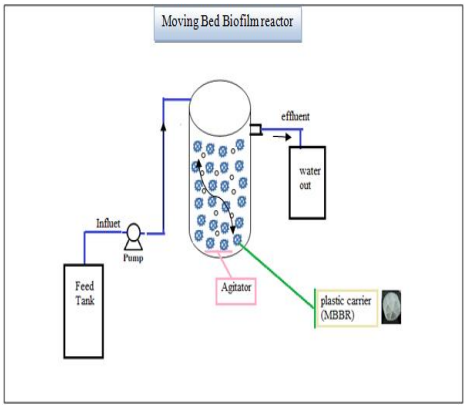


FIGURE 1. Schematic diagram of the experimental apparatus.

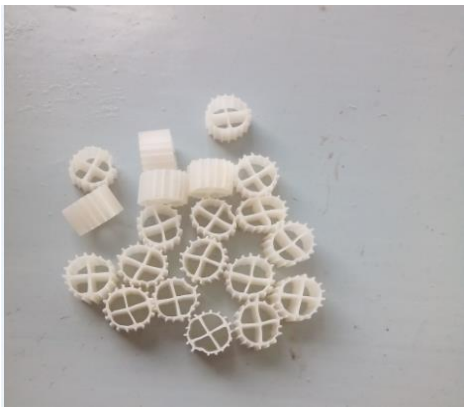


FIGURE 2. K1 carriers

MBBR OPERATION

The MBBR was inoculated with activated sludge from a municipal wastewater treatment plant located in Nola, Italy. The biomass concentration in sludge was 13.43 g/L as total solids (TS).The bioreactor during the start-up was operated for 40 days with a hydraulic retention time (HRT) of 24 h. The inlet flowrate and initial nitrate concentration were 1.25 ml/min and 30 NO_3^--N, respectively. When the bioreactor reached stationary condition, the content of nitrate in the influent was increased gradually up to the final concentration of 60 NO_3^- -N. In table 1 the operating conditions of the MBBR are listed.

Days of operation	COD/ NO_3^- -N	HRT(h)	NO_3^-N(mg/L)
0-40	3	24	30
41-52	3	24	40
53-67	3	24	50
68-77	3	24	60

TABLE 1.Operating conditions of the anoxic MBBR

The bioreactor was fed with a peristaltic pump (WATSON MARLOW 520 Du) from a 10 L influent storage tank. Sludge was not recirculated.

SYNTHETIC WATER COMPOSITION

The synthetic water was composed of NO_3^-as electron acceptor and sodium acetate as electron donor. A COD/ NO_3^- -N ratio equal to 3 was set according to a previous study [10]. This value is lower than stoichiometric (i.e. 3.74 [11]) to take into account the occurrence of other biological reactions that consume COD. The most commonly carbon sources used in heterotrophic denitrification are methanol, ethanol and acetate. In this study was tested acetic acid because is more readily metabolized than methanoland more safety for human health than methanol and ethanol [12-13].

In detail, the synthetic water was prepared by adding various amounts of KNO_3 and $C_2H_3NaO_2$ (sodium acetate) to a demineralized water containing 150 mg/L ofKH_2PO_4, 325 mg/L of $NaHCO_3$ and 1% (v/v) of a solution

composed of $FeSO_4.7H_2O$ (0.20 mg/L), titriplex (0.565 mg/L), 0.1% (v/v) of a trace nutrient solution containing $ZnSO_4.7H_2O$ (0.1g/L), $MnCl_2.4H_2O$(0.03g/L),H_3BO_3 (0.3 g/L), $CoCl_2.6H_2O$ (0.2g/L), $CuCl_2.2H_2O$ (0.01g/L), $NiCl_2.6H_2O$ (0.02g/L), and $NaMoO_4.2H_2O$ (0.03g/L) [14].

ANALYTICAL METHODS

Samples were collected from the influent and effluent stream once a day and filtered through 0.45 µm membranes. All the analyses were conducted according to the standard analytical methods for water and wastewater [15]. Nitrate concentrations were measured with 761 compact IC (Metrohm), COD through titration, T and pH with digital probes.

3. RESULTS AND DISCUSSION

As reported in figure 3A and 3B, the start-up of the reactor lasted 40 days (phase I). Subsequently the NO_3^--N concentration in the influent was increased by 10 mg/L, from 30 mg NO_3^--N/L to 40 mg NO_3^--N/L.MBBR showed a high resilience since a negligible reduction in the efficiency was observed only in the first day after the increase of the nitrate load. Then the efficiency rapidly reached again percentage next to 100% (phaseII), proving that the reactor was supplied with an amount of biomass higher than that strictly necessary to degrade the input substrate during the start-up phase.
At the day 53 the NO_3^--N concentration in the effluent was further increased setting its value equal to 50 mg NO_3^--N/L (phase III). In this phase, although the increase of NO_3^--N concentration was, as previously done, by 10 mg/L, the MBBR required a pretty longer, but anyway reasonably short,time to recover its efficiency. This longer time was necessary for the microorganisms to increase their number up to have a value adequate to remove all the NO_3^--N contained in the influent. Phase III was also characterized by a drop of MBBR efficiency due to an intentionally caused failure in the air-tight sealing of the reactor with the aim of testing the influence of the oxygen on the anoxic MBBR. The occurrence of oxygen concentration higher than decimals actually inhibited the denitrifying bacteria and consequently reduced the efficiency of process. Once the concentration of oxygen was back to a negligible value the efficiency showed again values close to 100%. At the day 68 the NO_3^--N concentration in the influent was further increased by 10 mg/L up to reach the final value of 60 mg NO_3^--N/L (phase IV). In this phase the time required by the reactor to recover the efficiency was longer than in phase III showing the tendency that recovery times are proportional to the NO_3^--N content in the influent.

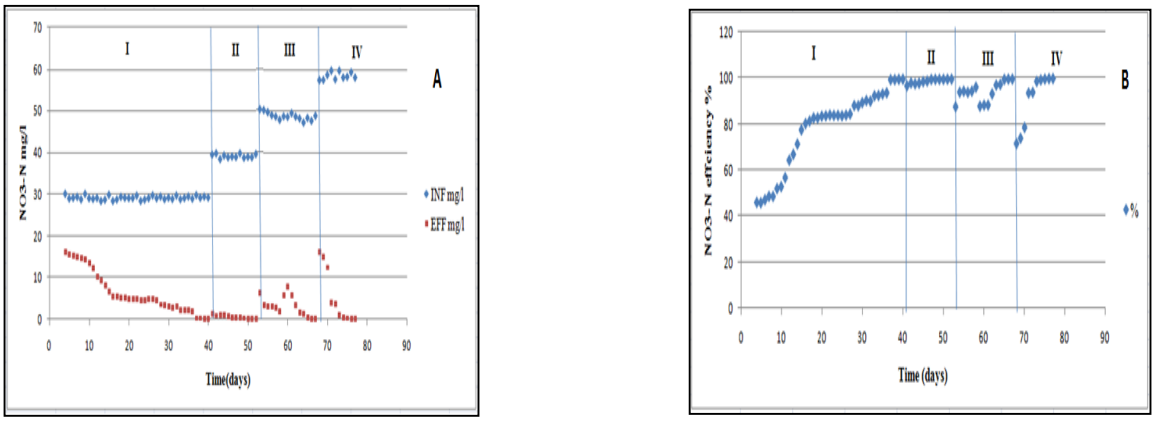


FIGURE 3. Effect of NO_3^--N /Lconcentration in the effluent on the denitrification process: (A) numeric values; (B) percentage values. I = 30 mgNO_3^--N/L II = 40 mgNO_3^--N /L; III = 50 mgNO_3^--N /L; IV = 60 mgNO_3^--N /L

In figure 4A the concentrations of COD in the influent as well as in the effluent are reported during the 4 phases through which the anoxic MBBR was operated, whereas in figure 4B the COD removal efficiency is shown. As it can be easily noticed, comparing figure 3 with figure 4, a perfect correspondence between nitrate removal and COD consumption is found as proof of the occurrence of the denitrification process. Although the nitrate removal efficiency reached values of about 100%, COD removal efficiency was around 72% and this result ensured that the reactor was not carbon limited. The slight increase of residual COD in the system when the NO_3^--N concentration was increased in the influent proves that the COD/ NO_3^- -N ratio set equal to 3 is not the optimal value. It has to be searched among values lower than 3, because other reactions rather than denitrification involving heterotrophic microorganisms take place promoted by the low concentration of O_2 present in the influent. [16-17]

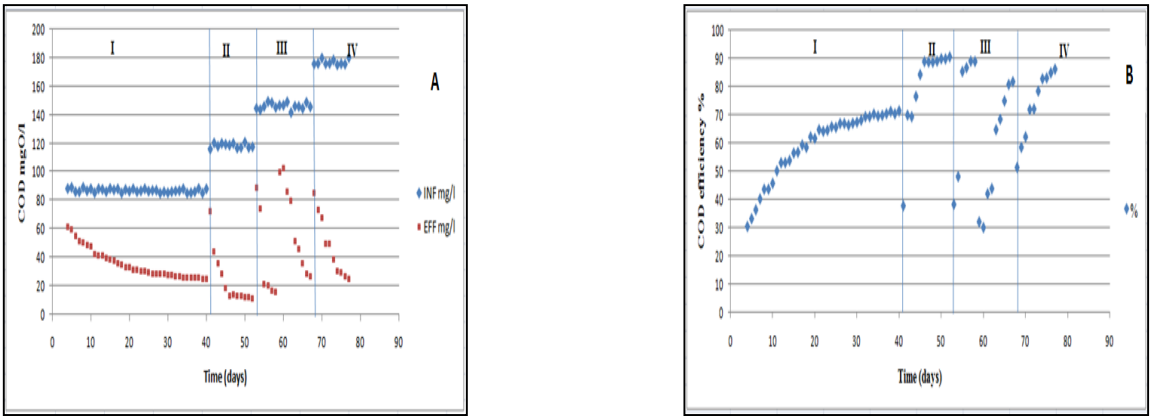


FIGURE4. COD removal efficiency: (A) numeric values; (B) percentage values. I = 30 mgNO_3^--N /L II = 40 mg NO_3^--N /L; III = 50 mg NO_3^--N /L; IV = 60 mg NO_3^--N /L

4. CONCLUSIONS

Thisstudy proves the high efficiency as well as resilience of anoxic MBBR system used to biologically remove nitrate from groundwater. Kaldnes K1 showed to be really effective to grow the biomass, but other types of carriers are expected to be as performing as K1. The study was limited to 60 mg NO_3^--N /L as nitrate load and 24 hours as HRT. Moreover, the short time required to MBBR to fully recover its efficiency when the operating conditions were changed and intensified leads to think that this system has wide margins to successfully treatwaters with a higher load of nitrate in a smaller volume and a shorter time. Furthermore, the residual COD concentration that represents the main drawback of the system can be reasonably reduced up to value close to zero by decreasing the COD/ NO_3^- -N ratio and/or supplying the system with a activated carbon filter phase.

ACKNOWLEDGEMENT

This research has been conducted in the framework of the International Project AL16M002 of Scientific and Technological Cooperation 2016-2018 promoted by the Ministries of Foreign Affair of Algeria and Italy.
The authors want to express their gratitude to Doctor GianpieroCesaro of the Municipal Wastewater Treatment Plant of Nola for his support.

REFERENCES

[1] Gomez, M.A.Gonzalez-Lopez, J. Hontoria-Garcia, E. Influence of carbon source on nitrate removal of contaminated groundwater in a denitrifying submerged filter. *Hazardous Materials Journal,* 80, 69–80, 2000.

[2] Sarina, J.E. David, E.R. Drinking water denitrification using a membrane bioreactor. *Water Research* ,38, 3225–3232, 2004.

[3] Koren, D.W. Gould, W.D. Bedard, P. Biological removal of ammonia and nitrate from simulated mine and mill effluents. *Hydrometallurgy* ,56, 127–144, 2000.

[4] Ødegaard, H. Gisvold, B. Strickland, J. The influence of carrier size and shape in the moving bed biofilm process. *Water SciTechnol, 41*(4/5), 383–392, 2000.

[5] Kermani, M. Bina, B. Movahedian ,H. Amin ,MM. Nikaein, M. Application of moving bed biofilm process for biological organics and nutrients removal from municipal wastewater. *Am J Environ Sci, 4(6), 675–682,* 2008.

[6] Bolton ,J. Tummala, A. Kapadia, C. Dandamudi ,M. Belovich, J. Procedure to quantify biofilm activity on carriers used in wastewater treatment systems. *J Environ Eng, 132*(11), 1422–1430, 2006.

[7] Jeris, J.S. Owen, R.W. Hickey, R. Flood, F. Biological fluidized-bed treatment for BOD and nitrogen removal. *J. Water Pollut. Control Fed,* 49 (5), 816–831, 1977.

[8] Mulcahy, L.T. LaMotta, E.J. Mathematical model of the fluidized bed biofilm reator. Report No 58-78-2.

[9] Chen, S.D. Chen, C.Y. Shen, Y.C. Chiu, C.M. Cheng, H.J. Treatment of high-strength nitrate wastewater by biological methods operational characteristics study. *Water. Sci. Technol,* 34 (1–2), 269–276, 1996.

[10] Wang,Q.Feng , C. Zhao, Y. Hao, C.Denitrification of nitrate contaminated groundwater with a fiber-based biofilm reactor .*BioresourceTechnology* ,100 ,2223–2227, 2009.

[11] Chiu,Y. Chung ,M.S. Determination of optimal COD/nitrate ratio for biological denitrification. *International Biodeterioration&Biodegradation* ,51, 43 – 49.2003.

[12] Dahab ,MF. Lee ,YW. Nitrate removal from water supplies using biological denitrification. *J Water Poll Cont Fed*, 60, 1670–1674, 1988

[13] Rchna, Sharma, SK. ChanderSobti, R. Nitrate removal from ground water. *a review. E-J Chem*2012, 9:1667, 1675.

[14] Sukru Aslan,S.Cakic,H..Biologicaldenitrification of drinking water in a slow sand filter. *Hazardous Materials* 148 (2007) 253–258

[15] Standard methods for the examination of water and wastewater 22 nd Edition.

[16] Gomez, M.A., Gonzalez-Lopez, J., Hontoria-Garcia, E.Influence of carbon source on nitrate removal of contaminated groundwater in a denitrifying submerged filter. *Hazardous Materials Journal* 80, 69–80, 2000.

[17] Fan, B., Qu, J.H., Lei, P.J., Li, D.P..Studies on nitrate removal by a combined heterotrophy electrode biofilm reactor. *Acta scientiae Circumstantiae*21 (3), 257-262, 2001.

COMPARAISON DES PERFORMANCES DES FRIGORIGENES R134a et R1234yf DANS UN CYCLE HYBRIDE À COMPRESSION /ÉJECTION

Latra BOUMARAF[1], Philippe HABERSCHILL[2]

[1]LR3MI, Département de Mécanique, Université d'Annaba, BP 12, 23000 Annaba, Algérie
l_boumaraf@yahoo.fr
[2]Centre de Thermique de l'INSA de Lyon, UMR CNRS 5008–20, Avenue Albert Einstein
69621 Villeurbanne cedex, France, philippe.haberschill@insa-lyon.fr

RÉSUMÉ

Ce travail présente une analyse thermodynamique du cycle de fonctionnement d'une machine frigorifique hybride à compression/éjection utilisant une source d'énergie thermique à basse ou moyenne température. Pour cela, un modèle de simulation de son comportement basé sur ceux de ses différents composants a été mis au point. Il comprend notamment pour l'éjecteur, un modèle 1-D de type "mélange à section constante" développé en régime optimal de transition. Les frigorigènes testés sont la vapeur H_2O pour la boucle à éjecteur et le R134a (GWP=1430) et son substitut potentiel R1234yf (GWP=4) pour la boucle à compression mécanique. Pour une puissance frigorifique de 10 kW et des conditions de fonctionnement en climatisation, l'influence de la température du bouilleur, du condenseur ainsi que celle du refroidisseur intermédiaire sur le taux d'entraînement de l'éjecteur, le COP thermique et le COP mécanique de la machine hybride ont été examinées. Les résultats montrent en particulier que la machine frigorifique hybride permet une augmentation du COP mécanique supérieure à 50% par rapport à celui du système frigorifique conventionnel à compression de vapeur et que les performances obtenues avec le R134a sont légèrement meilleures que celles obtenues avec le R1234yf.

Mots Clés: *Cycle hybride, Frigorigène, Éjecteur, COP, Modélisation*

NOMENCLATURE

Symboles :

A	Aire de section de l'éjecteur, m²
COP	Coefficient de performance
C_P	Capacité calorifique à P=cste, J/kg.K
d	Diamètre, m
Ex	Efficacité de l'échangeur
GWP	Global Warming Potential
h	Enthalpie massique, J/kg
M	Nombre de Mach
$\dot{m}$	Débit massique, kg/s
ODC	Onde de choc
P	Pression, N/m²
Q	Quantité de chaleur, J
$\dot{Q}$	Puissance thermique, W
R	Constante spécifique du gaz, J/kg.K
T	Température, K ou °C
U	Facteur d'entraînement de l'éjecteur $(=\dot{m}_S/\dot{m}_P)$
V	Vitesse du fluide, m/s
γ	Rapport des capacités calorifiques $(=C_P/C_V)$
η	Rendement isentropique
η_P	Rendement mécanique de la pompe
ρ	Masse volumique, kg/m^3
ΔT	Surchauffe

Indices / Exposants :

B	Bouilleur
C	Condenseur
comp	Compresseur
D	Diffuseur
E	Evaporateur
i	Refroidisseur intermédiaire
is	Processus isentropique
m	Mélange
méc	Mécanique
P	Fluide (ou tuyère) primaire
S	Fluide (ou tuyère) secondaire
th	Thermique

$\dot{W}$	Puissance mécanique, W	*	Section de col de la tuyère primaire
w	travail massique, J/kg	i,j, k	Emplacements dans l'éjecteur
Lettres grecques :		1,., 13	Emplacements dans le cycle hybride

1. INTRODUCTION

Dans le cadre du développement durable, l'utilisation d'une machine frigorifique à éjecto-compression [1] pour la production du froid (réfrigération et conditionnement d'air) permet d'allier deux avantages, l'un lié à l'économie d'énergie grâce à l'utilisation d'une source d'énergie gratuite (l'énergie solaire ou bien les rejets thermiques des processus industriels) et l'autre lié à la protection de l'environnement grâce à la réduction des émissions de CO_2 dans l'atmosphère. De plus, ce type de machine est plus adapté à l'utilisation de fluides frigorigènes plus respectueux de l'environnement (naturels ou synthétiques à faible impact écologique), Cependant son coefficient de performance COP est intimement lié aux performances de l'éjecteur qui sont souvent médiocres. A cet effet, l'utilisation d'une machine à cycle de réfrigération hybride compression/éjection permet de surmonter cet inconvénient. En effet, ce dernier permet de concilier les avantages et les inconvénients des deux sous-cycles à éjecteur et celui à compression de vapeur.

Dans le but d'évaluer et d'optimiser les performances de ce système hybride, un modèle de simulation de son cycle de fonctionnement a été mis au point. Il comprend notamment pour l'éjecteur, un modèle 1-D basé sur les équations de conservation de la masse, de la quantité de mouvement et de l'énergie, de type "mélange à section constante" en régime de transition, développé auparavant [2-4]. H_2O est utilise comme frigorigène dans la boucle à éjecteur et le R134a (GWP=1430) et son substitut potentiel, le R1234yf (GWP=4) dans la boucle à compression mécanique. Les températures de fonctionnement de référence du générateur (bouilleur), du condenseur, du refroidisseur intermédiaire et de l'évaporateur sont fixées respectivement à T_B=80 °C, T_C=40 °C, T_i=30 °C et T_E= 5 °C. La puissance frigorifique retenue est de 10 kW. Le facteur d'entraînement U et les principaux paramètres géométriques de l'éjecteur ainsi que les coefficients de performance thermique COP_{th} et mécanique $COP_{méc}$ de la machine frigorifique à cycle hybride compression/éjection sont alors calculés. Par ailleurs, les effets des niveaux des températures du bouilleur, du condenseur ainsi que celle du refroidisseur intermédiaire sur les performances de ce système ont aussi été examinés.

2. MACHINE FRIGORIFIQUE À CYCLE HYBRIDE COMPRESSION/ ÉJECTION

Le cycle d'une machine frigorifique hybride à compression/éjection (figure 1) consiste en un sous cycle d'une machine frigorifique à éjecto-compression relié à celui d'une machine frigorifique à compression mécanique. H_2O (fluide naturel) est utilisé comme fluide frigorigène dans le sous cycle à éjecteur alors que le R134a et son remplaçant potentiel, le R1234yf sont utilisés dans le sous cycle à compression mécanique de vapeur. La connexion entre les deux sous cycles se fait à l'aide du refroidisseur intermédiaire qui joue le rôle d'évaporateur pour le sous cycle à éjecteur et le rôle de condenseur pour le sous cycle à compression mécanique. Sa température de fonctionnement T_i se situe entre la température de l'évaporateur T_E et celle du condenseur T_C du cycle hybride.
Le principe de fonctionnement de la machine frigorifique hybride est le suivant: l'apport d'énergie thermique au bouilleur Q_B, sert à produire de la vapeur H_2O à haute température et haute pression (état 1) appelée fluide primaire ou moteur (**P**) qui se détend dans la tuyère primaire de l'éjecteur (figure 2). A la sortie, le fluide primaire à grande vitesse entraîne la vapeur H_2O appelée fluide secondaire (**S**) provenant du refroidisseur intermédiaire dans l'état 6. Ensuite, les flux primaire et secondaire se mélangent dans la chambre de mélange. Une première augmentation de pression due à la formation d'une onde de choc a lieu dans la chambre de mélange suivie d'une seconde due à la compression dans le diffuseur. A la sortie de ce dernier, le mélange de vapeur d'eau surchauffée (état 2) passe dans un échangeur thermique où sa température est réduite jusqu'à celle de l'état 3, avant d'aboutir dans un condenseur où il passe sous forme liquide. La chaleur de condensation Q_C est

rejetée vers le milieu environnant. Une partie du condensat, état 4, se détend à travers un organe de détente jusqu'à l'état 5 puis pénètre dans le refroidisseur intermédiaire où elle est évaporée par la chaleur de condensation du sous cycle frigorifique à compression mécanique de vapeur. Le reste du condensat H_2O, état 7, est pompé par une pompe de circulation, état 8 vers le bouilleur, état 9, via l'échangeur thermique où il récupère la chaleur sensible de la vapeur H_2O provenant de l'éjecteur. Dans le sous cycle à compression mécanique, la vapeur du frigorigène (R134a ou R1234yf) issue du compresseur, état 10, est condensée à l'état liquide, état 11, dans le refroidisseur intermédiaire. La chaleur de cette condensation est utilisée pour vaporiser le frigorigène du sous cycle à éjecteur. Le condensat, état 11, subit d'abord une réduction de pression jusqu'à celle de l'état 12 au passage d'un détendeur avant de pénétrer dans l'évaporateur pour produire l'effet frigorifique escompté Q_E. A la sortie de ce dernier, le frigorigène sous forme vapeur (état 13) est comprimé par le compresseur jusqu'à l'état 10 avant de pénétrer dans le refroidisseur intermédiaire, ce qui complète le cycle hybride à compression/éjection.

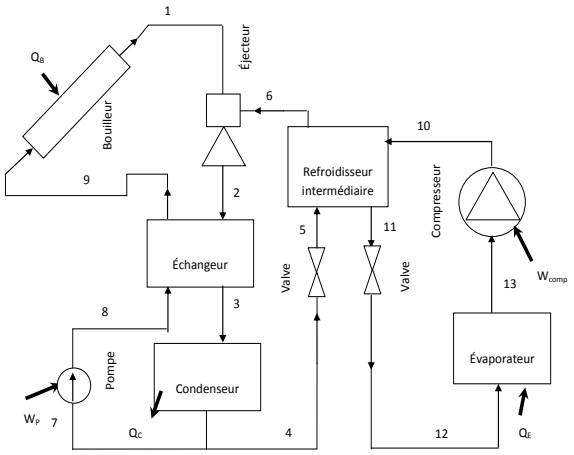


FIGURE 1. Schéma de la machine frigorifique hybride à compression/éjection

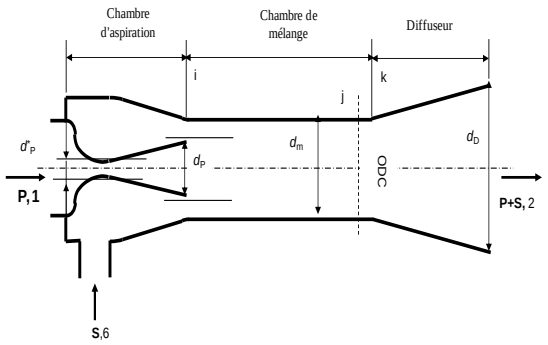


FIGURE 2. Configuration de l'éjecteur

3. MODELISATION

Le modèle global est divisé en 8 modules traités successivement Le premier concerne le sous cycle de compression mécanique tandis que les six modules suivants sont relatifs à l'éjecteur et le dernier au calcul des performances du cycle hybride à compression/éjection. Les diverses relations utilisées font l'objet du tableau 1. Le comportement de la vapeur H_2O dans l'éjecteur est supposé comme celui d'un gaz parfait, partout ailleurs, les caractéristiques des frigorigènes sont calculées à l'aide du logiciel REFPROP® [5]. Dans le module 1, on prend en compte un rendement isentropique du compresseur égal à 0,75 et on calcule le débit du frigorigène circulant dans le sous cycle à compression (équation 20) ainsi que la puissance de compression. Dans les modules 2 et 3 relatifs, respectivement, aux convergents des tuyères primaire et secondaire, on suppose une vitesse de 1m/s en entrée du premier (ceci permet un dimensionnement complet de la tuyère primaire) et une vitesse nulle en entrée du second et on prend en compte un rendement isentropique de détente de 0,95.Pour traiter du module 2, il convient d'initialiser la valeur du débit primaire. Celui du module 3, est déterminé à partir du bilan thermique du refroidisseur intermédiaire (équation 21). Pour ces 2 modules, les valeurs des surchauffes sont des paramètres ajustables La vitesse du son est supposée atteinte à la fin de chacune des sections correspondantes (col de tuyère). Cette condition permet de déduire la valeur réelle des pressions aux cols. Le module 4 traite de la détente supersonique de l'écoulement dans le divergent de la tuyère primaire et dans une partie de la zone cylindrique jusqu'au niveau du col de l'écoulement secondaire. On fait l'hypothèse que la pression en sortie est imposée par celle qui règne au col de l'écoulement secondaire (régime de transition). Le module 5 traite du mélange des jets primaire et secondaire dans la zone à section constante de la tuyère secondaire. Les résultats obtenus servent

Observations	Équations	N°	Observations	Équations	N°
Extrait du logiciel REFPROP®	$h = f(P,T)$	1	Gaz parfait	$h = C_P T$	5
	$h = f(P,s)$	2		$\rho = \frac{P}{rT}$	6
	$s = f(T,P)$	3			
	$\rho = f\ (P,T)$	4			
Isentropique	$s_s = s_e$	7	Surchauffe	$T_{sE} = (T_E + \Delta T_E)$ $T_{si} = (T_i + \Delta T_i)$ $T_{sB} = (T_B + \Delta T_B)$	8
Rendement isentropique de détente	$\eta_{is} = \frac{h_e - h_s}{h_e - h_{s,is}}$	9	Rendement isentropique compression	$\eta_{is} = \frac{h_{s,is} - h_e}{h_s - h_e}$	10
Équation d'énergie dans une tuyère	$V_s = \sqrt{2(h_e - h_s) + V_e^{\,2}}$	11	Taux d'entraînement de l'éjecteur	$U = \frac{\dot{m}_S}{\dot{m}_P}$	12
Nombre de Mach	$M = \frac{V}{\sqrt{\gamma r T}}$	13	Aire d'une section	$A = \frac{\dot{m}}{\rho\ V}$	14
Bilan de masse	$\dot{m} = \dot{m}_P + \dot{m}_S = \rho_e A_e V_e = \rho_s A_s V_s$				15
Bilan de quantité de mouvement du mélange	$V_j(\dot{m}_p + \dot{m}_S) + A_i(P_j - P_i) = V_{Pi}\dot{m}_p + \dot{m}_S V_{Si}$				16
Bilan d'énergie du mélange	$C_P T_j \dot{m} + \frac{1}{2}\dot{m}V_j^2 = C_P T_{Pi}\dot{m}_P + \frac{1}{2}\dot{m}_P V_{Pi}^2 + C_P T_{Si}\dot{m}_S + \frac{1}{2}\dot{m}_S V_{Si}^2$				17
Bilan de quantité de mouvement de l'onde de choc	$\dot{m}V_j + P_j A_i = \dot{m}V_k + P_k A_i$				18
Bilan d'énergie de l'onde de choc	$C_P T_j + \frac{1}{2}V_j^{\,2} = C_P T_k + \frac{1}{2}V_k^{\,2}$				19
Débit de l'évaporateur	$\dot{m}_E = \frac{\dot{Q}_E}{(h_{13} - h_{12})}$	20	Débit secondaire	$\dot{m}_S = \frac{\dot{m}_E(h_{10} - h_{13})}{(h_6 - h_5)}$	21
Rendement de la pompe	$\eta_P = \frac{(h_8 - h_7)}{w_P}$	22	Efficacité de l'échangeur thermique	$E_x = \frac{T_2 - T_3}{T_2 - T_8}$	23
COP thermique du cycle hybride	$COP_{th} = \frac{Q_E}{Q_B + W_{comp} + W_P}$	24	COP mécanique du cycle hybride	$COP_{tméc} = \frac{Q_E}{W_{comp} + W_P}$	25

TABLEAU 1. Équations utilisées dans le modèle (indices e et s : entrée et sortie d'une section d'étude)

d'entrée au module 6 qui détermine les conditions qui règnent à l'aval de l'onde de choc située dans la zone cylindrique de l'éjecteur. Dans le module 7, on suppose une vitesse de 1m/s en sortie du diffuseur (ceci permet le dimensionnement du diffuseur) et un rendement isentropique de 0,8. L'identité entre les valeurs de la pression P_2 déterminée en utilisant un processus de compression isentropique dans le diffuseur et celle de la pression du condenseur P_C qui est un paramètre du modèle, implique alors de faire un bouclage sur la valeur du débit primaire. Pour évaluer les coefficients de performance thermique COP_{th} et mécanique $COP_{méc}$ de la machine frigorifique hybride à compression/éjection, on calcule, dans le module 8, les puissances thermique échangée au

bouilleur et mécanique de la pompe de circulation (en supposant un rendement mécanique de pompe η_P égal à 50% et une efficacité de l'échangeur thermique Ex égale à 80%).

4. RESULTATS

La puissance frigorifique de la machine hybride étant de 10 kW. Les surchauffes au bouilleur ΔT_B, au refroidisseur intermédiaire ΔT_i et à l'évaporateur ΔT_E ainsi que le sous refroidissement au condenseur sont tous supposés égaux à 0 K. L'étude des performances du système est effectuée pour une température de l'évaporateur T_E, égale à 5 °C et des températures, au condenseur, T_C, variant de 35 à 55 °C, au bouilleur, T_B, variant de 70 à 100 °C et au refroidisseur intermédiaire, T_i, variant de 20 à 35 °C. Les frigorigènes testés sont la vapeur H_2O pour la boucle à éjecteur et le R134a et son substitut, le R1234yf pour la boucle à compression mécanique. Le cycle conventionnel à éjecteur utilise la vapeur H_2O comme fluide frigorigène.
Sur la figure 3 sont représentées les variations du facteur d'entraînement U de l'éjecteur et du COP_{th} du cycle frigorifique hybride ainsi que celles du cycle conventionnel à éjecteur en fonction de T_C pour T_B=80 °C, T_i= 30 °C et T_E=5 °C. Les résultats montrent que les valeurs du COP_{th} du cycle hybride obtenues avec le R134a sont légèrement supérieures à celles obtenues avec le R1234yf. Ils montrent aussi que U et COP_{th} du cycle hybride diminuent avec T_C mais d'une façon moins drastique que dans le cas du cycle conventionnel à éjecteur. Par

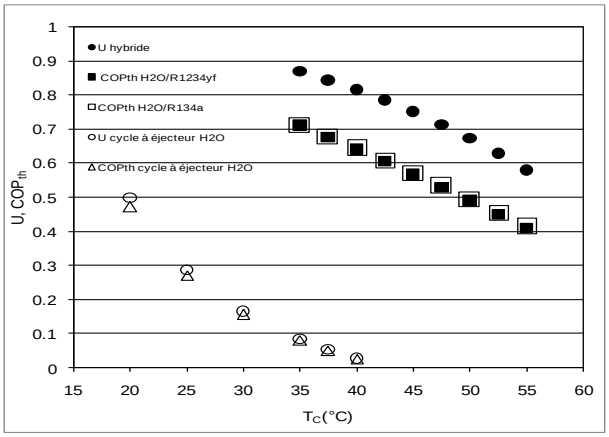


FIGURE 3. Variations de U et du COP_{th} des cycles hybride et conventionnel à éjecteur en fonction de T_C (T_B=80 °C, T_i=30 °C et T_E=5 °C)

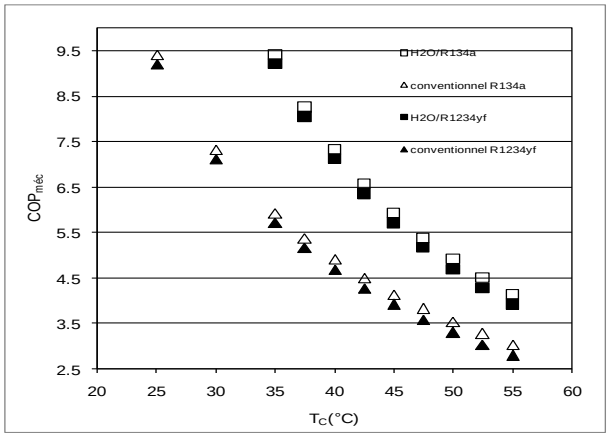


FIGURE 4. Variations du $COP_{méc}$ des cycles hybride et conventionnel à compression en fonction de T_C (T_B=80 °C, T_i=30 °C et T_E=5 °C)

ailleurs, sur la figure 4 le $COP_{méc}$ du système hybride est comparé au $COP_{méc}$ du système frigorifique conventionnel à compression fonctionnant aux mêmes températures du condenseur et de l'évaporateur et ce pour les deux cas des fluides R134a et R1234yf. Ces résultats montrent clairement que dans une gamme de température "utile" du condenseur, le $COP_{méc}$ de la machine hybride est supérieur à celui système conventionnel à compression avec un léger avantage pour le cas du R134a par rapport à celui du R1234yf. Cette économie d'énergie électrique réalisée dans le système hybride étant en fait fournie sous forme thermique au bouilleur. À T_C, T_i et T_E fixées, la figure 5 montre que U et COP_{th} augmentent avec T_B alors que le $COP_{méc}$ est logiquement presque constant en fonction de T_B. Par ailleurs, à T_B, T_C et T_E fixées, U et le COP_{th} augmentent avec la température du refroidisseur intermédiaire T_i (figure 6) alors que le $COP_{méc}$ diminue avec cette dernière. Ceci peut être expliqué par le fait que le refroidisseur intermédiaire joue le rôle d'évaporateur pour la boucle à éjecteur et de condenseur pour la boucle à compression mécanique. Cette figure montre aussi que les courbes représentant les variations du COP_{th} et du $COP_{méc}$ en fonction de T_i se coupent en un point dont la valeur de T_i est égale à environ T_C-10 conduisant aux performances optimales de la machine frigorifique hybride. Par ailleurs, les résultats aussi bien de la figure 5 que ceux de la figure 6 font ressortir un léger avantage au fluide de référence R134a par rapport à son substitut le R1234yf.

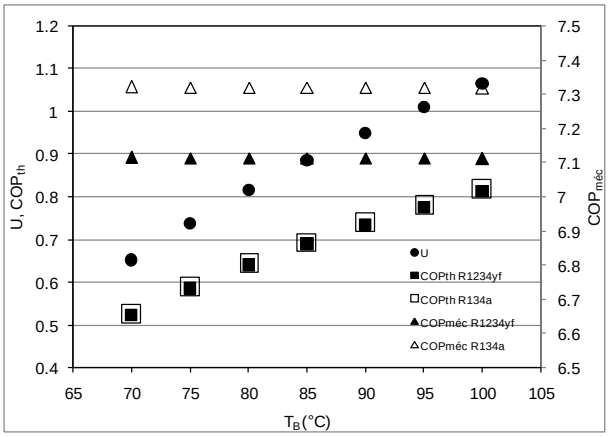


FIGURE 5. Variations de U, du COP_{th} et et du $COP_{méc}$ du cycle hybride en fonction de T_B(T_C=40 °C, T_i=30 °C et T_E=5 °C)

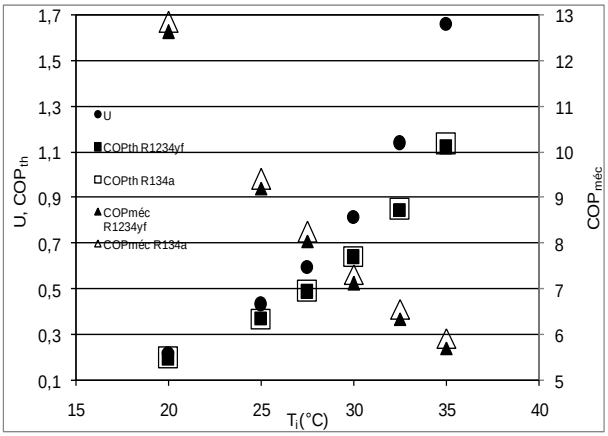


FIGURE 6. Variations de U, du COP_{th} et du $COP_{méc}$ du cycle hybride en fonction de T_i(T_B=80 °C, T_C=40 °C et T_E=5 °C)

5. CONCLUSIONS

Pour une puissance frigorifique et des températures des paliers de changement de phase au bouilleur, au condenseur, au refroidisseur intermédiaire ainsi qu'à l'évaporateur fixées, le modèle présenté dans ce travail permet de déterminer les principaux paramètres géométriques de l'éjecteur et son taux d'entraînement ainsi que les COPs thermique et mécanique d'un système frigorifique hybride à compression/éjection. Les frigorigènes testés sont la vapeur H2O pur la boucle à éjection et le R134a ainsi que son remplaçant le R1234yf pour la boucle à compression mécanique. En particulier, pour des conditions de fonctionnement en climatisation, les résultats obtenus montrent que le système frigorifique hybride permet d'atteindre des valeurs de $COP_{méc}$ bien meilleures que celles du COP du cycle conventionnel à compression de vapeur. En effet, une augmentation supérieure à 50% a été observée avec un léger avantage dans le cas du R134a. Cette économie d'énergie électrique, en plus de l'utilisation de fluides frigorigènes naturel (H_2O) et à faible impact écologique (R1234yf) font que le système frigorifique hybride utilisant une source d'énergie gratuite, constitue un système écologiquement acceptable pouvant concurrencer le système frigorifique conventionnel à compression.

REFERENCES

[1] L. Boumaraf, Ph. Haberschill, A. Lallemand, Performances d'une machine frigorifique à éjecto-compression utilisant des fluides à faible impact écologique, *Actes des 17èmes Journées Internationales de Thermique* (*JITH*), Marseille-France, 2015.

[2] L. Boumaraf, A. Lallemand, Modeling of an ejector refrigerating system operating in dimensioning and off-dimensioning conditions with the working fluids R142b and R600a, *Applied Thermal Engineering*, 29, 265-274, 2009.

[3] L. Boumaraf L., A. Lallemand, Comparaison des performances optimales d'un éjecteur dimensionné selon les modèles à pression constante et à section constante, *Actes des 13èmes Journées Internationales de Thermique* (*JITH*), 1, 371-375, Albi-France, 2007.

[4] L. Boumaraf, Ph. Haberschill, A. Lallemand, Investigation of a novel ejector expansion refrigeration system using the working fluid R134a and its potential substitute R1234yf, *International Journal of Refrigeration*, 45, 148-159, 2014.

[5] NIST Standard Reference Database 23, Version 7.0.

ETUDE DE L'ECOULEMENT TURBULENT DANS UNE CONDUITE COURBE PAR SIMULATION DES GRANDES ECHELLES – CHAMPS STATISTIQUES

F. GACI[1] et Z. NEMOUCHI[2]

[1]LEAP, Département de génie mécanique, Université des Frères Mentouri, Constantine, fd.gaci@gmail.com
[2]LEAP, Département de génie mécanique, Université des Frères Mentouri, Constantine, z.nemouchi@gmail.com

RÉSUMÉ

Une simulation des grandes échelles (S.G.E ou LES) à haut nombre de Reynolds est considérée pour comprendre la phénoménologie de l'écoulement tridimensionnel d'un fluide incompressible dans une conduite de section carrée courbe. La conduite est composée d'un tronçon droit amont, un coude à 90° et un tronçon droit aval. L'objectif de la présente étude est principalement de mieux comprendre l'écoulement secondaire et la turbulence caractérisant la dynamique du fluide dans la conduite courbe. En particulier les effets des champs de vitesse, de l'énergie cinétique turbulente sur dans la génération des flux secondaires et le frottement entre le fluide et les parois intérieure et extérieure sont étudiés. Les résultats de calcul ont donné un bon accord avec les valeurs mesurées extraites de la littérature et ont montré la complexité de l'écoulement tridimensionnel stationnaire en moyenne. Les variations des paramètres caractéristiques se sont avérées très différentes le long des parois intérieure et extérieure, surtout les coefficients de frottement et de pression.

Mots Clés: *Ecoulement secondaire, Coude à 90°, Turbulence, S.G.E, Frottement.*

NOMENCLATURE

Symboles :

D_h diamètre hydraulique, m
Re nombre de Reynolds ($= U_b D_h/\nu$)
U_b vitesse (de référence) uniforme à l'entrée, m/s
$\overline{U}_i$ composante de vitesse filtrée, m/s
x_i coordonnées, m

Lettres grecques :

μ_t viscosité dynamique turbulente, $kg.m^{-1}.s^{-1}$.
ρ masse volumique, $kg.m^{-3}$

Indice :

t turbulent

1. INTRODUCTION

Les écoulements dans les conduites courbes ont attiré beaucoup d'intérêt parmi beaucoup de chercheurs et ingénieurs en raison de leur importance académique et industrielle. En conséquence, ils ont été le sujet de considérables études expérimentales, numériques et simulations de type CFD (Computational Fluid Dynamics). L'intérêt particulier est d'étudier l'effet de l'écoulement sur l'évolution du mouvement secondaire. Différentes méthodes sont possibles pour réaliser les calculs numériques. Plusieurs configurations ont été résolues en utilisant les méthodes RANS (Reynolds Average Navier Stokes – [1], [2], [3]), mais peu d'études basées sur les méthodes de la SGE (Simulation des Grandes Echelles – [4], [5], [6]) ont été entreprises, explorant le frottement dans la totalité de la géométrie incurvée et tenant compte éventuellement de l'érosion pariétale.

Le but de ce travail est d'étudier par la simulation des grandes échelles, l'évolution spatiale et statistique des phénomènes d'écoulement secondaire, ainsi que le frottement pariétal associé dans une conduite de section carrée composée d'un tronçon droit amont, un coude à 90° et un tronçon droit aval.

2. FORMULATION MATHÉMATIQUE ET DÉTAILS NUMÉRIQUES

2.1. Equations gouvernant l'écoulement

Pour un fluide dont la masse volumique et la viscosité sont suposées constantes, les équations filtrées de continuité et de quantité de mouvement peuvent être écrites sous la forme suivante:

$$\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\overline{U}_J\right) = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho\overline{U}_i\right) + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho\overline{U}_i\overline{U}_J\right) = -\frac{\partial\bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\mu\frac{\partial U_i}{\partial x_j}\right) - \frac{\partial\tau_{ij}}{\partial x_j} \tag{2}$$

où les variables avec une barre supérieure représentent les valeurs filtrées.

L'estimation de la contribution des petites structures $\tau_{ij} \equiv \rho\left(\overline{U_i U_j} - \overline{U}_i\overline{U}_j\right)$ est basée sur le concept de viscosité turbulente de l'hypothèse de Boussinesq. Le tenseur déviateur des contraintes est donné par:

$$\tau_{ij} - \frac{1}{3}\tau_{kk}\delta_{ij} = -2\mu_t S_{ij} \tag{3}$$

S_{ij} est le tenseur du taux de déformation des échelles résolues, donné par:

$$S_{ij} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial\overline{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial\overline{U}_j}{\partial x_i}\right) \tag{4}$$

Le modèle des échelles sous-maille de Smagorinski-Lilly (Smagorinsky [7] et Lilly [8]) propose que la viscosité turbulente soit proportionnelle à une distance caractéristique et une vitesse caractéristique des petites structures turbulentes:

$$\mu_t = \rho(L_s)\left(L_s\sqrt{2\bar{S}_{ij}\bar{S}_{ij}}\right) \tag{5}$$

L_s est la longueur de mélange basée sur la taille moyenne du filtre.

$$\mathrm{L_s} = \min\left(\kappa\mathrm{d}, \mathrm{C_s}\sqrt[3]{\Delta}\right) \tag{6}$$

κ est la constante de Von Karman, d est la distance par rapport à la paroi la plus proche et Δ est le volume filtre d'une cellule de calcul. Cs est la constante de Smagorinsky dynamiquement calculée lors de la simulation en utilisant les informations fournies par les plus petites échelles des champs résolus, Germano et al. [9] et Lilly [8].

2.2. Détails numériques

Les équations régissant l'écoulement du fluide sont résolues en utilisant le code commercial Ansys Fluent 14.5 employant la méthode des volumes finis standard. Dans les équations de transport, le schéma des différences centrées est utilisé pour discrétiser le terme de diffusion et le schéma des différences centrées borné (bounded central differencing scheme), pour le terme de convection, voir la documentation d'Ansys Fluent 14.5. Le couplage entre la pression et les composantes de la vitesse est traité en utilisant la procédure de correction itérative SIMPLE (Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations).

.

La géométrie considérée est semblable à celle utilisée par Kliafas et Holt [1]. Elle représente un coude à 90° de section carrée et de diamètre hydraulique égal à 0.1 m. Le fluide considéré est de l'air. L'écoulement est en régime turbulent avec un nombre de Reynolds Re = 36.10^4. Dans cette étude, un profil de vitesse uniforme est appliqué à l'entrée. L'entrée et la sortie du domaine sont situées à dix diamètres hydrauliques en amont et en aval de la partie courbée. A la sortie, il est supposé qu'un écoulement pleinement développé est atteint, c'est à dire, les gradients longitudinaux (et donc les flux diffusifs longitudinaux) des variables dépendantes sont nuls. Aussi, l'algorithme de calcul s'assure que le débit massique sortant du domaine est égal à celui entrant.

3. RÉSULTATS ET DISCUSSION

La sensibilité de la solution numérique au maillage généré est étudiée en effectuant les calculs pour deux maillages constitués de (50x50x680) et (70x70x680) cellules hexaédriques. La figure 1 compare le profil numérique de la composante de vitesse longitudinale U normalisée par la vitesse à l'entrée U_b en fonction de la distance radiale normalisée par la largeur du coude (r_o-r_i) avec les données expérimentales de Kliafas et Holt [1] à l'entrée du coude (station 0°). Les deux maillages donnent des résultats similaires. Cependant une différence non negligeable est observée près de la paroi extérieure. En fait le deuxième maillage donne un profil en meilleur accord avec celui expérimental. Tous les résultats présentés ci-après ont été obtenus avec ce deuxième maillage.

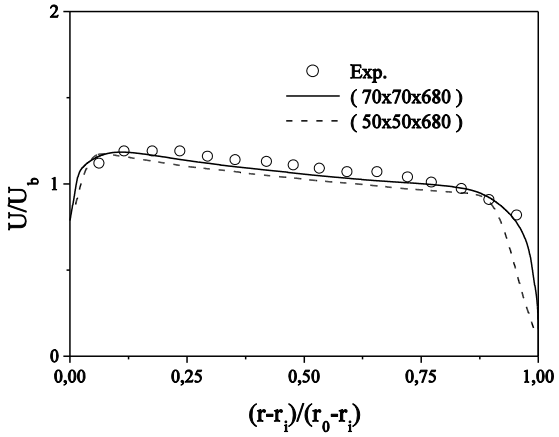
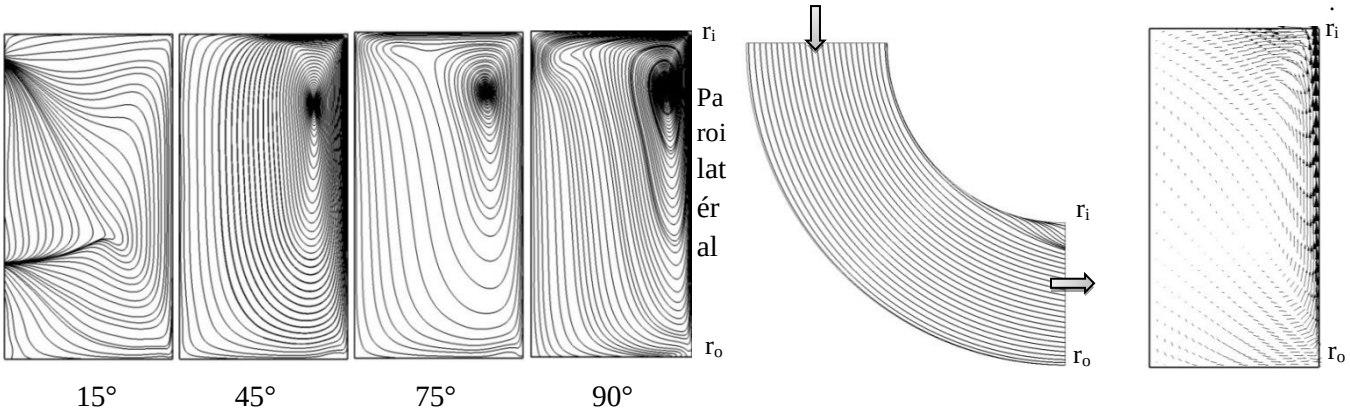


FIGURE 1. Profils de la vitesse longitudinale obtenus avec deux maillages.

Les figures 2a et b illustrent des streamtraces déduits des champs de vitesse moyenne projetés sur des sections du coude aux angles 15°, 45°, 75° et 90° et au plan de symétrie. A l'entrée du coude, la section d'angle 0°, le fluide a tendance à dévier de la paroi extérieure vers la paroi intérieure. Ce phénomène s'explique par la dépression qui règne du côté du rayon intérieur aspirant ainsi le courant de fluide vers cette zone. A partir de l'angle 15° l'écoulement secondaire, qui donnera en aval les vortex contrarotatifs de Dean, commence à apparaitre, particulièrement près des parois latérales, intérieure et extérieure. La vitesse longitudinale du fluide est beaucoup plus importante au centre (plan médian) que près des parois latérales. Le fluide traversant le coude se trouve, en fait, dans un déséquilibre radial : au centre (plan, médian) c'est la force centrifuge qui domine la force de pression centripète, poussant ainsi le fluide vers le rayon extérieur, alors que près des parois latérales, c'est le gradient de pression radial qui domine l'accélération centrifuge poussant ainsi le fluide vers le rayon intérieur. Cela donne naissance aux deux cellules contrarotatives.

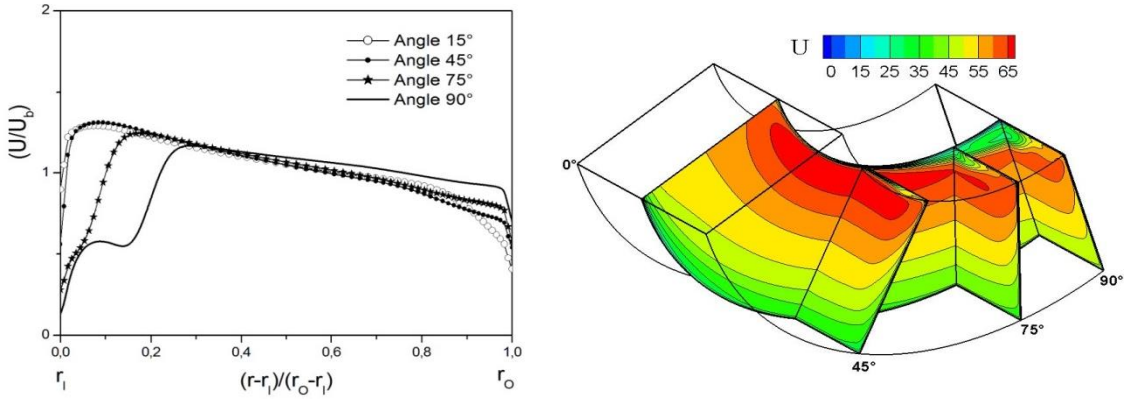
Au cœur de la section, le courant continue de dévier, mais très faiblement, vers le rayon intérieur, voir le module des vecteurs de vitesse projetés sur la section à l'angle 15°, figure 2c. Cela résulte en un réseau complexe de streamtraces observé dans cette section, caractérisé par une divergence de lignes (une pseudo-source) près du rayon extérieur, et une convergence de lignes (un pseudo-puits) près du rayon intérieur. Aux angles 45°, 75° et 90°, les cellules contra- rotatives sont situées au coin du coude près de la paroi latérale ; côté intérieur.



a) Streamtraces en différentes sections dans le coude b) Streamtraces plan médian c) Vecteurs de vitesse (15°)

FIGURE 2. Streamtraces et vecteurs de vitesse.

Pour avoir une idée plus claire du champ de vitesse dans le coude, des profils radiaux de la composante de vitesse tangentielle en différents angles ainsi que des contours du module du vecteur de vitesse sur le plan médian et des sections aux angles 45°, 75° et 90° sont exhibés dans la figure 3. A l'angle 15°, la couche limite est très mince sur la paroi intérieure suite à une accélération dans cette zone et épaisse sur la paroi extérieure suite à un freinage. Ce résultat est consistent avec celui des streamtraces qui mettent en évidence une déviation du courant de fluide vers le côté intérieur dans la région d'entrée du coude. Les régions des vitesses maximales atteintes sont clairement indiquées par les contours, c'est-à-dire du côté de la paroi intérieure dans la première partie du coude. En avançant plus en aval dans la deuxième partie du coude, le fluide subit une forte décélération le long de la paroi intérieure et la couche limite s'épaissit rapidement sans vraiment décoller. Ce comportement dynamique joue un rôle très important sur le transfert de chaleur, non considéré dans ce travail.

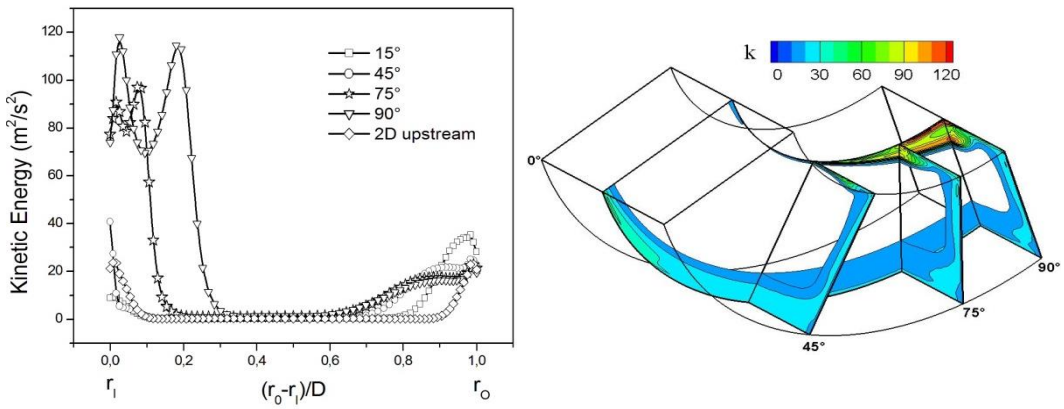


a) Profils de la vitesse longitudinale b) Contours du module de vitesse.

FIGURE 3. Profils de la vitesse longitudinale et contours du module de vitesse.

La figure 4a montre des profils de l'énergie cinétique turbulente en fonction de la distance radiale à partir de la paroi intérieure normalisée par D_h, en différentes positions longitudinales dans la conduite courbe. A la position $2D_h$ en amont du coude, le profil de k est celui typique d'une couche limite près des deux parois. Cette couche visqueuse turbulente a pour épaisseur environ $0.1D_h$. Dans la région centrale, l'écoulement est non turbulent, quasiment identique à celui d'un fluide non-visqueux. Il est très intéressant de noter qu'à l'angle 15°, l'intensité de turbulence a diminué, ce qui s'explique par une stabilisation par effet de courbure convexe de la paroi intérieure. Sur la paroi extérieure, au contraire, la couche limite se développe sur une paroi concave, ce qui résulte en une déstabilisation et donc une intensification de la turbulence. Dans la deuxième partie du coude, la tendance au décollement de la couche limite sur la paroi intérieure a pour conséquence une forte production de turbulence dans cette région, voir aussi les contours de k, figure 4b. La turbulence observée sur la paroi

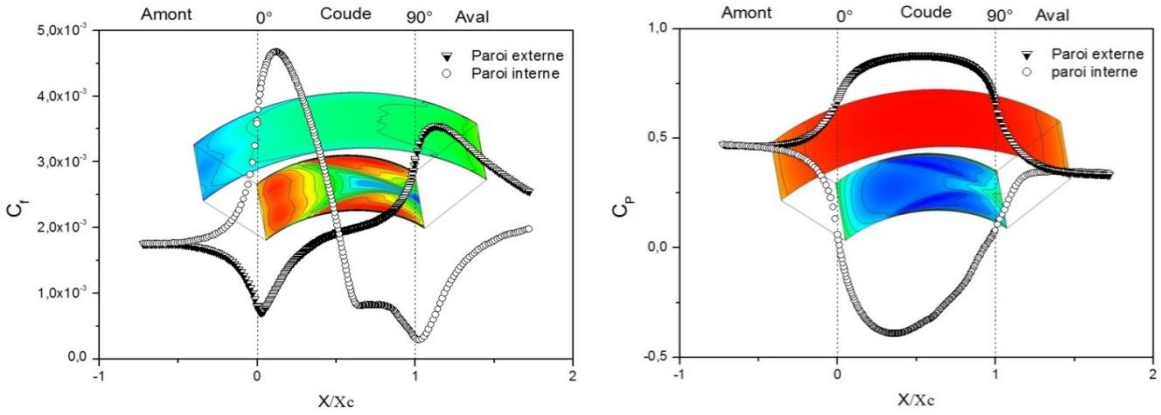
extérieure et sur les parois latérales n'est pas négligeable mais n'est pas aussi intense que celle constatée dans la région près de la paroi intérieure. Il est à remarquer aussi que le cœur du courant de fluide dans la conduite continue à se comporter comme un écoulement non turbulent à la sortie et même en aval du coude



a) Profils radiaux de k b) Contours de k en différents plans

FIGURE 4. Profils et contours de l'énergie cinétique turbulente

Les figures 5a et b illustrent des profils et des contours du coefficient de frottement et du coefficient de pression respectivement. Les deux profils représentent des variations de chacun des deux coefficients en fonction de la position sur ligne médiane le long des parois intérieure et extérieure. Les contours des deux paramètres sont montrés sur les surfaces intérieure et extérieure du coude. Les courbes des coefficients le long des lignes médianes commencent à dévier l'une de l'autre à moins de $0.5D_h$ en amont de l'entrée du coude. En fait, le coefficient de frottement augmente très rapidement sur la surface intérieure en raison de la forte accélération du fluide induisant des gradients de vitesse sur la paroi intérieure très élevés. Inversement, la diminution du C_f sur la paroi opposée s'explique par la décélération du fluide dans cette zone. Les contours du C_f sur la paroi intérieure montrent un comportement complexe de l'entrée à la sortie du coude.



a) Coefficient de frottement b) Coefficient de pression

FIGURE 5. Coefficients de frottement et de pression

Dans la région centrale une diminution continue est observée. Près des parois latérales, de part et d'autre de la ligne médiane, une zone de cisaillement important s'épaissit graduellement. C'est le résultat du frottement contre la surface des deux vortex contrarotatifs se développant le long des deux coins entre la paroi intérieure et les deux parois latérales. Sur la paroi extérieure au niveau du coude le C_f augmente de façon plus ou moins homogène en allant vers l'aval. En aval du coude, les valeurs du C_f croissante sur la surface intérieure et décroissante sur la surface extérieure ont tendance à se rejoindre. A $0.75D_h$ en aval du coude, les valeurs des

deux côtés sont loin de s'égaliser. En se référant aux profils et contours du coefficient de pression, les valeurs des cotes intérieur et extérieur s'éloignent les unes des autres à moins de $0.5D_h$ en amont du coude et se rejoignent à moins de $0.5D_h$ en aval. L'augmentation suivie de la diminution du C_p le long de la surface extérieure est assez homogène dans le sens latéral. Elle met en évidence la surpression régnant dans la zone externe du coude. La variation est relativement complexe sur la paroi intérieure. Le long de la ligne médiane le C_f subit une diminution suivie d'une augmentation, mettant en évidence l'existence de la dépression sur la surface intérieure. Les régions de pression minimale de part et d'autre de la ligne médiane évoluant le long des coins intérieurs sont le résultat du balayage de la paroi intérieure par les deux vortex de Dean.

4. CONCLUSION

La présente étude porte sur la simulation des grandes échelles et l'exploration des champs statistiques de l'écoulement turbulent tridimensionnel d'un fluide newtonien traversant un coude 90° de section carrée en utilisant le code de calcul Ansys Fluent. L'écoulement commence à subir une influence appréciable de la courbure des parois intérieure et extérieure du coude à partir d'une position d'environ $0.5D_h$ en amont de l'entrée du coude. Dans la région d'entrée du coude, la dépression près de la paroi intérieure convexe a tendance à aspirer le fluide vers le côté intérieur. Simultanément, le déséquilibre entre l'effet centrifuge et du gradient de pression radial près des parois latérales dans le coude induit un écoulement secondaire qui tend à faire dévier le fluide vers le côté intérieur près des parois latérales et vers le côté extérieur dans le courant central. Ces phénomènes superposés résultent en un comportement dynamique complexe dans la conduite courbe. En particulier les effets des écoulements secondaires induits, sur la variation des coefficients de frottement et de pression sur les surfaces intérieure et extérieure, sont mis en évidence. Des valeurs importantes du coefficient de pression sont constatées sur presque toute la région de la paroi externe. Des valeurs élevées du C_f sont observées sur la paroi interne entre 0° et 20° et aux régions extrêmes près des parois latérales du coude. La principale raison est que, lorsque le fluide balaye la paroi interne et aussi les coins entre la paroi interne et les parois latérales, les gradients de vitesse sont relativement élevés à l'interface fluide-paroi dans ces régions.

REFERENCES

[1] Y. Kliafas et M. Holt, *LDV measurements of a turbulent air-solid two-phase flow in a 90-deg bend. Experiments in Fluids*. Vol. 5, No. 2, pp. 73-85, 1987.

[2] J. H. Chung et J.M. Hyun, *Convective heat transfer in the developing flow region of a square duct with strong curvature*. Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 35, No 10, pp. 2537-2550, 1992.

[3] G. Gauthier, P. Gondret, H. Thome et M. Rabaud, *Centrifugal instabilities in a curved rectangular duct of small aspect ratio*, Phys. Fluids. Vol. 13, pp. 2831-2834, 2002.

[4] J. Hébrard, O. Métais et M. Salinas Vasquez, *Large-eddy simulation of turbulent duct flow: heating and curvature effects*. Int. J. Heat and Fluid Flow, Vol.25, pp. 569–580, 2004.

[5] C. Münch et O. Métais, *Large Eddy Simulations in curved square ducts: variation of the curvature radius*. Journal of Turbulence, Vol. 8, No. 28, pp. N28, 2007.

[6] M. A. Tanaka, H. Ohshima et H. Monji, *Numerical investigation of flow structure in pipe elbow with large eddy simulation approach*. ASME 2009 Pressure Vessels and *Piping Conference, pp. 449–458, July 26-30, Prague, Czech Republic, 2009.*

[7] J. Smagorinsky. *General circulation experiments with the primitive equations: I. The basic experiment*. Mon. Weath. Rev., Vol. 91, p. 99, 1963.

[8] D. K. Lilly, *A proposed modification of the germano subgrid–scale closure model*. Physics of Fluids A, Vol. 4, pp.633-635, 1992.

[9] M. Germano, U. Piomelli, P. Moin, et W. H. Cabot, *A dynamic subgrid-scale eddy viscosity model*. Physics of Fluids A, Vol. 3, pp. 1760-1765, 1991.

NUMERICAL INVESTIGATION OF TURBULENT FORCED CONVECTION IN A RECTANGULAR CHANNEL WITH TRANSVERSE RIBS

Khaled BOUREZG[1] and Farid BERRAHIL[2]

[1]Department of Mechanical Engineering, University of 08 Mai 1945, Guelma, Algeria, khaled.bourezg@gmail.com
[2]Department of Natural science, University of Mila, Algeria, farid.berrahil@gmail.com

ABSTRACT

A numerical investigation of turbulent forced convection and heat transfer characteristics in a two-dimensional rectangular channel with transverse ribs is carried out in the present work. The bottom wall formed by heated ribs of rectangular section is subject to a uniform heat flux condition, whereas the upper wall is thermally insulated. The effect of turbulence models is studied by utilizing three models: the standard k-ε, the Renormalized Group (RNG) k– ε , and shear stress transport (SST) k-ω. The numerical approach is based on the finite volume method and the SIMPLE algorithm has been adopted for the discretization of the pressure–velocity terms. The Fluent CFD code is used in this work. The fluid flow and heat transfer characteristics are presented for Reynolds number fixed at 9.4×10^4. The effects of geometry parameters, as well as characteristics of the turbulent forced convection flow through the ribs and in to the rectangular channel, are analyzed in detail. The predicted results from using three turbulence models reveal that the standard k−ε turbulence model generally provides better agreement as compared to the others.

Keywords: *forced convection, turbulent flow, ribs, fluent.*

NOMENCLATURE

Symbols:

D_h	hydraulicdiameter , m
L_t	total length of the channel, m
L_1	entrace length of the channel, m
H	height of the channel, m
w	rib length, m
e	rib height, m
T	fluid temperature, K
T_0	ambient temperature, K
q	heat flux, W/m^2
U	mean air velocity in the channel, m/s
U_i	velocity component in the i direction, m/s
U_j	velocity component in the j direction, m/s
k_s	thermal conductivity of the solid wall, W/mK
k_f	thermal conductivity of the air flow, W/mK
k	turbulent kinetic energy, m^2/s^2

Greek Letters:

μ	Dynamic viscosity , [Pa.s]
μ_t	turbulent viscosity , [kg/m s]
ρ	density of the air , [kg/m^3]
ν	kinematic viscosity , [m^2/s]
ε	Turbulent dissipation rate, [m^2/s^3]

Dimensionless numbers

Re_D	Reynolds number, [UD/ν]
Pr	Prandtl number, [ν/α]

1. INTRODUCTION

Performance turbulence models in predicting the flow and temperature fields have become increasingly important for several industrial problems. This also applies to a turbulent flow in a conduit contains obstacles on one of its walls, and this frequently occurs in many industrial applications such as; heat exchangers, electronic systems, solar collectors plane and the gas turbine cooling systems. The improvement of heat transfer by convection in these thermal systems is important because it guarantees a good operation and prevents any malfunction which degrades the performance of the latter.

In this perspective, many studies conducted by researchers and scientists, on the numerical or experimental approaches concern turbulent forced convection heat transfer, such as Tong Miin. Liou and al.[1] have performed an analysis on the heat transfer and fluid flow behavior in a rectangular channel flow with stream-wise periodic ribs mounted on of the bottom wall. The Characteristics of heat transfer and turbulent flow over a repeated-rib-geometry, rough-walled surface with square rib on the top and the bottom surface in a rectangular channel were experimentally investigated by Hiroshi Sato and al. [2]. Lorenz and al. [3] have studied the distributions of the heat transfer coefficient and the pressure drop along the wall inside an asymmetrically ribbed channel measured for thermally developing and turbulent flow at $10^4 < Re < 10^5$. Luo and al. [4] studied numerically two turbulence models, the standard (k-ε) model and the Reynolds stess model (RSM) to predict the characteristics of heat transfer by turbulent forced convection flow fully developed between two horizontal parallel plates. Smith Eiamsa and al. [5] have conducted a numerical investigation of turbulent forced convection in a two-dimensional channel with periodic transverse grooves on the lower channel. Yemenici and Sakin [6] conducted a numerical analysis of the characteristics of heat transfer by forced convection for laminar and turbulent flows over heated ribbed walls and studied the effect of the Reynolds number and rib height.

The objective of this work is to investigate numerically the heat transfer by turbulent forced convection in a horizontal channel with a ribs mounted in bottom wall using CFD fluent code for several turbulence models.

2. GEOMETRY AND MATHEMATICAL MODEL

The problem studied is a horizontal channel with eight periodic ribs placed along the bottom wall (Figure 1). The bottom wall is subject to a uniform heat flux condition while the top wall is adiabatic. The channel height is H, the channel length is 75 H, and each rib has a height (e) and length (w). The ratio between the length and height of the rib is set 2. The hydraulic diameter is set H. The distance before the first rib and the channel outlet is L1 = L2 = 10H. The fluid is Newtonian, incompressible and purely turbulent enters the channel with an ambient temperature (T0 = 300 K) and a uniform velocity U0.

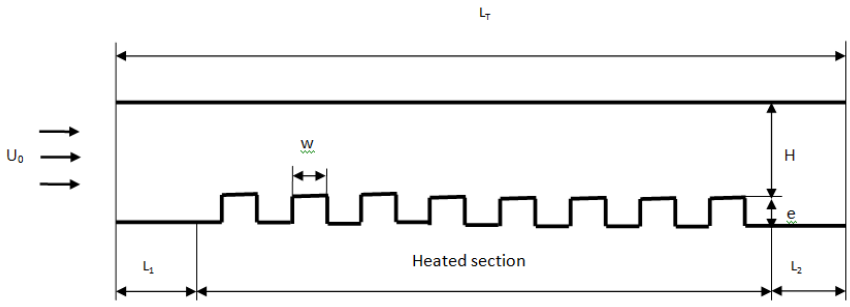


FIGURE 1. Geometry of the present problem

The governing equations are the steady-state continuity, time-averaged momentum, and energy equations for a turbulent flow, ie.,

$$\frac{\partial(\rho U_j)}{\partial x_j} = 0 \qquad (1)$$

$$\frac{\partial(\rho U_j U_i)}{\partial x_j} = -\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right)\right] + \frac{\partial}{\partial x_j}\left(-\rho\overline{U_i U_j}\right) \qquad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\rho U_j T\right) = \frac{\partial}{\partial x_j}\left(\left(\Gamma + \Gamma_t\right)\frac{\partial T}{\partial x_j}\right) \qquad (3)$$

Where Γ and Γt are molecular thermal diffusivity and turbulent thermal diffusivity, respectively and are given by

$$\Gamma = \frac{\mu}{\mathrm{Pr}} \quad \text{and} \quad \Gamma_t = \frac{\mu_t}{\mathrm{Pr}_t}$$

The Reynolds stress term $-\rho\overline{U_i U_j}$ is defined as

$$-\rho\overline{U_i U_j} = \mu_t\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right)$$

Where μt is turbulent viscosity

The boundary conditions for the present problem are established as follows,

1- Along the upper surface (0<x<Lt, y=e+H)u=0, v=0 et $\frac{\partial T}{\partial y} = 0$

2- Along the bottom surface (y=0),u=0, v=0 , $\frac{\partial T}{\partial y} = 0$ et $k_s\frac{\partial T}{\partial n}\Big| y_{=0} = k_f\frac{\partial T}{\partial n}\Big| y_{=0}$

3- At the inlet plane (x=0, 0<y<e+H)

u=U, v=0 et T= T_0

4- At outlet plane (x=Lt, 0<y<e+H)

$\frac{\partial u}{\partial x} = 0$, $\frac{\partial v}{\partial x} = 0$et $\frac{\partial T}{\partial x} = 0$

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1. EFFECT OF LOCAL NUSSELT NUMBER

Figure 2 present the local Nusselt number distribution along the ribs at Re_D = 94000, where the peripheral distance measured starting from the left lower corner of the rib. For both models, a similar trend of Nusselt

numbers was observed along the ribs, and the two maximum values are obtained around the rib: one is along the ribs left top corner (point b), and another is immediately in front of the next rib (before point e). We see also a great heat transfer on the ribs left wall (a-b), the transfer begin to decrease on the wall which is parallel to the flow (b-c) and then a low heat transfer is localized to the right of the wall (c-d), this is due to the presence of a vortex between the two ribs.It can be observed that a light enhancement of the heat transfer is obtained by standard k-ε model.

A comparison between the predicted Nusselt number distribution with the experimental data along the rib at Re_D = 94000, as shown in figure 2. Very close predictions of Nusselt number distributions along the rib's left surface (a-b) were obtained with k– ε models. A gap of values of the Nusselt numbers was found in the cross-section area of the rib (b-c). In area (c-d) et (d-e) the results predicted by the k– ε models are close to experimental results, and take almost the same path.

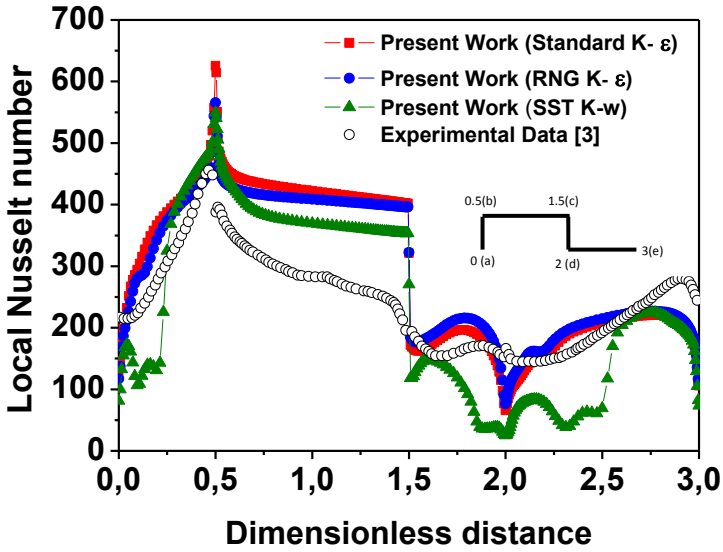
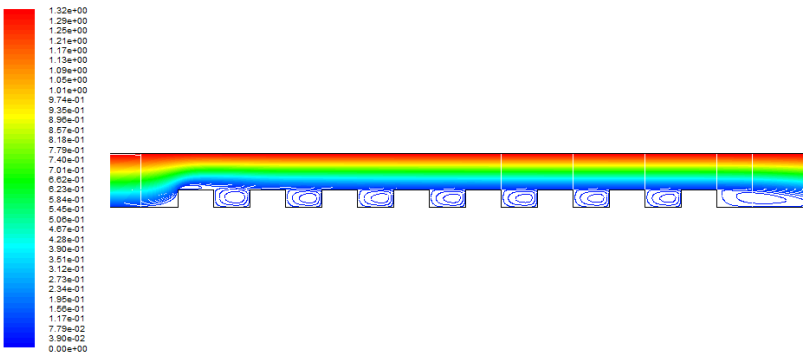


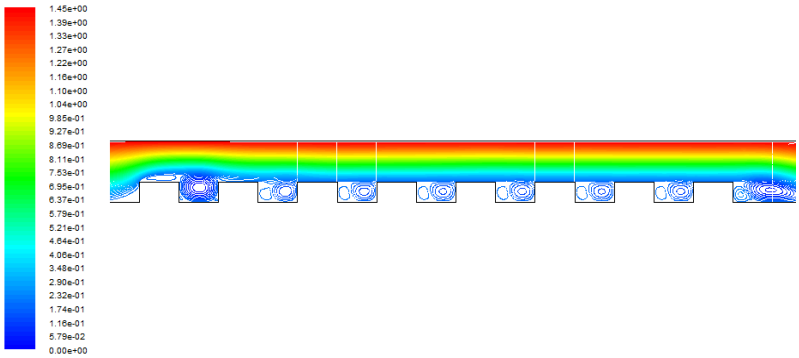
FIGURE 2. Distribution of local Nusselt number for Re_D = 94000 with experimental data.

3.2. Flow Pattern

Figures 3. (a) and (b) showed the streamlines characteristics predicted by the standard k-ε model and the SST k-ω at Reynolds number Re= 9.4×10^4.It can be shown that for both models, an clockwise at the downstream surface of the rib by the two models. However, both models gave almost similar results regarding the flow structure. The SST k-ω model predicts a stronger recirculating zone, comparatively to that predicted by standard k– ε model.



(a)

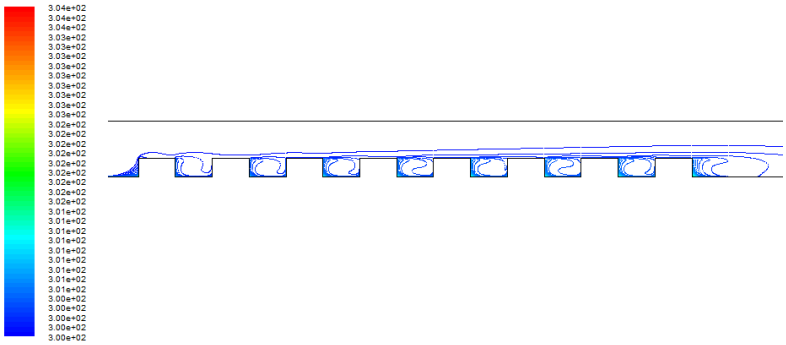


(b)

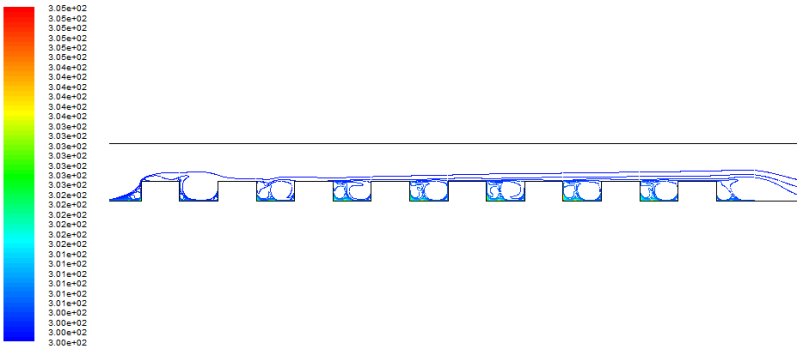
FIGURE 3. Streamlines of the turbulent flow at Re= 9.4×10^4:
(a) Standard k-ε and (b) SST k-ω

3.3. The isotherm lines

The isotherm lines around the ribs at Reynolds number of Re=94000 are presented in Figure 4. It is seen that the secondary flow in the downstream region of the rib has affected the temperature field significantly. It can be concluded that the thermal boundary layer was developed in this section.



(a)



(b)

FIGURE 4. The isotherm lines of the turbulent flow around the ribs at Re= 9.4×10^4: (a) Standard k-ε and (b) SST k-ω

4. CONCLUSIONS

The forced convection characteristics of the turbulent flow through two-dimensional rectangular channel with a ribbed bottom surface are simulated by using three turbulence models: the standard k-ε, the RNG k-ε and shear stress transport (SST) k-ω. It was concluded that the standard k–ε model gave a better estimation of heat transfer than the others.

REFERENCES

[1] T.M. Liou, J. J. Hwang and S. H. Chen. Simulation and measurement of enhanced turbulent heat transfer in a channel with periodic ribs on one principal wall. , *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 36. No. 2.pp. 507 - 517, 1993.

[2] Hiroshi Sato, Koichi Hishida, Masanobu Maeda. Characteristics of turbulent flow and heat transfer in a rectangular channel with repeated rib roughness. *Experimental Heat Transfer*, vol. 5, pp. 1-16, 1992.

[3] S. Lorenz, D. Mukomilow, W. Leiner. Distribution of the heat transfer coefficient in a channel with periodic transverse grooves. *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 11. pp. 234-242, 1995.

[4] D. D. Luo, C.W. Leung, T.L. Chan and W.O. Wong. Flow and Forced-Convection Characteristics of Turbulent Flow ThroughParallel Plates with Periodic transverse ribs. *Numerical Heat transfer*, Part A, Vol. 48.pp. 43-58, 2005.

[5] Smith Eiamsa-ard, Pongjet Promvonge. Numerical study on heat transfer of turbulent channel flow over periodic grooves. *International Communications in Heat and Mass Transfer*. Vol. 35.pp.844-852, 2008.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds..).

TREATMENT OF LANDFILL LEACHATE EFFLUENT BY CHEMICAL COAGULATION AND ELECTROCOAGULATION:WITHOUT CORRECTION OF PH

RABAHI Amel[1], BENCHIKH elhocine Mossab[2], ARRIS Sihem[3]

[1,2,3] Laboratory of engineering and environmontal process (LIPE), Faculty of engineering processes, university Constantine3,Constantine, Algeria rabahiamel@yahoo.com

ABSTRACT

The objective of the present study is to see the difrence between traditional physicochemical process such as chemical coagulation and electrocoagulation process treating a Landfill Leachate effluent.

As it's known Leachate is difficult to treat to meet to the discharge standards for its variable composition and proportion of refractory materials.

We used Jar test experiments for chemical coagulation, Aluminium sulphate ($Al_2(SO_4)_3$,10 H_2O) as a coagulant, we also perform to compare the removal efficiencies of different pollutants as phenol, nitrate and total organic carbon for each method.

Experimental results of electrocoagulation using an aluminum electrode with a current density of 166.6 A/m^2 and a residence time of 150 min have shown its important removal capacity as total organic carbon and turbidity were 78.24% and 98 % consecutively, who were better than chemical coagulation results.

Furthermore, it can be concluded that the electrocoagulation technique is rapid since the active agents of coagulation are produced as the experiment proceeds.

Key Words: *Landfill Leachate, electrocoagulation, chemical coagulation*.

1. INTRODUCTION

Before Leachate or landfill percolation water is charged bacteriological and especially chemically as mineral and organic substances. It is difficult to predict the composition of leachate as it depends on the type of waste, the amount of rainfall and the stage of degradation reached [1].

As it's known leachate is the major polluting source landfill on the surrounding waters according to their toxicity and dilution .also it’s difficult to be treated to satisfy the discharge standards for its variable composition and high proportion of refractory materials [2].

many treatment methods have been examined in the literature to treat leachate, such as biological treatment methods [3], membrane processes[4], advanced oxidation techniques [5], coagulation–flocculation methods [6].

The electrocoagulation (EC) is one of a technique for treating polluted water that has shown its effectiveness in the treatment of certain soluble or colloidal pollutants, such as encountered in Liquid waste containing heavy metals, emulsions, suspensions... [7].

many research interest to treat various types of wastewater by electrocoagulation, their efficiency have been proven as : Wastewater Treatment [8], tannery wastewater pre-treatment [9], treatment of landfill leachate effluent [10,11] and many others.
A simple electrocoagulation reactor consists of an anode and a cathode. When a potential is applied from an external power source, the anode material undergoes an oxidation, while the cathode is subjected to reduction of deposition of elemental metals, The electrochemical reactions with M metal as anode can be summarized as follows [12].
The particle velocity drop is proportional to the square of their diameter (Stokes law), it is understandable that it's advantageous to combine two small one to make a big one. when we have colloids and small particles, the operation is called coagulation. in the case of larger particles, we speak about flocculation. These processes are to be regarded as an elementary treatment for many solid-liquid separations such as decanting and flotation, etc [13]. Chemical coagulation is the most commonly treatment process that has been adapted successfully for years such as wastewaters treatment, treat leachate [14], and many others effluenets.

2. EXPERIMENTAL METHOD

The experimental it's a comparison between Chemical coagulation (CC) and Electrocoagulation (EC) by measuring COD, TOC removal under the following operating Conditions for both of EC and CC such as temperature 25°c, without correction of pH before treatment.

In the study ,All the experimental analysis was made according to Standard Methods [15].
The Jenway 3505 brand as pH-meter. The total organic carbon (TOC) were measured using a model Sievers innovox laboratory TOC analyzer.

- **Chemical coagulation** :flocculation-coagulation test was conducted on a jar-test,consisting of a series of blade stirrers, the number of six light mounted on a bench. The paddle speed is adjustable and identical with a stirrer to another (wise stir jar Tester brand).The tests were carried out in beakers of 600 ml. The volume of the treated leachate was 500 ml.we used aluminium sulphate ($Al_2(SO_4)_3$,10 H_2O) as a coagulant, when adding the coagulant, the stirring speed is set at 100 t /min for 2 minutes. This speed is then reduced to 25 t /min for 30 minutes and settling for 2 hours.

- **Electrocoagulation:** a batch system in laboratory scale was performed to test the leachate treatment efficiency by electrocoagulation Fig. 1, two aluminum plates (size 150×45×2 mm) were used as electrodes, they were immersed in a beaker containing 500ml leachate.The immersed surface of each electrode was 30 cm^2 and the distance between them is 2 cm, a stirring using a magnetic bar.A digital DC (Electrophoresis power supply,EV 202, 0–220V, 0.0–2.0 A) was used to give an adjusted electricity current to the electrochemical cell.

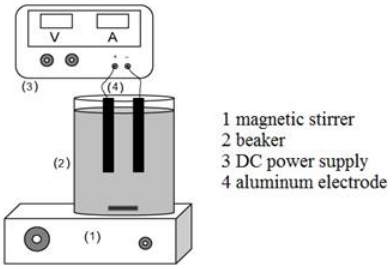


Fig. 1. Experimental set-up.

3. RESULTS

The evolution of the efficiency of the electrocoagulation process at a current density of 166.6 A/m^2 according to the time for different pollutants such as (total organic carbon, inorganic carbon, total carbon and the chemical oxygen demand) is represented in Figure 2.a. it shows that an increase in time causes an increase in process efficiency, where COD has a maximum removal efficiency 61 % after 150 min and TOC 56% after 90 min.

As can be seen in fig. 2. b the efficiency of removal in CC is not important as it is in EC even with higher mass, we have 3.5% of COT removal 7% of COD removal for 48 mg and 40 mg of aluminum added respectively.

COD have a maximum removal efficiency 61 % after 150 min and TOC (56% after 90 min), TC(46% after 120 mi),and IC(39% after 120 min) removal efficiencies respectively.

As can be seen in fig. 2. b the efficiency of removal in CC is not important as it is in EC even with higher mass, we have 3.5% of COT removal 7% of COD removal for 48 mg and 40 mg of aluminum added respectively.

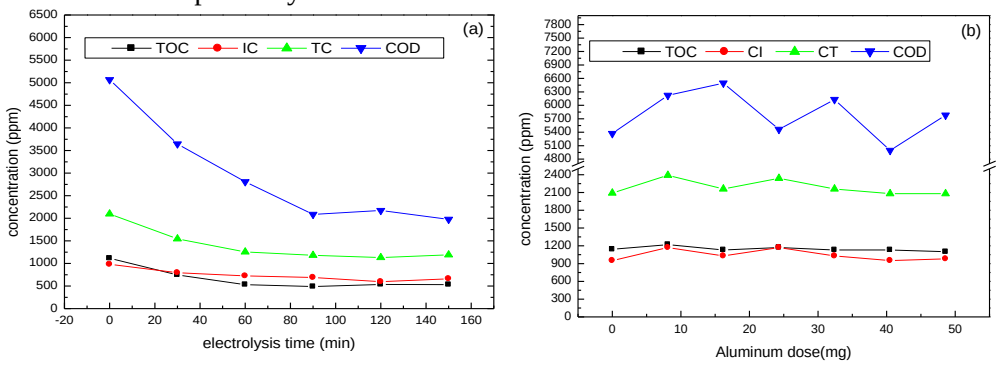


Fig.2. evolution of COD , TOC , TC AND IC
(a) Effect of time on EC
(b) Effect of aluminum dose on CC

The EC has shown a removal efficiency of Phenol, nitrate and nitrite, are respectively 66%, 80% and 63% (fig 3.c), however in CC removal efficiencies are 5% for nitrate and 17% for nitrite and 7 % for phenol (fig.3.d).

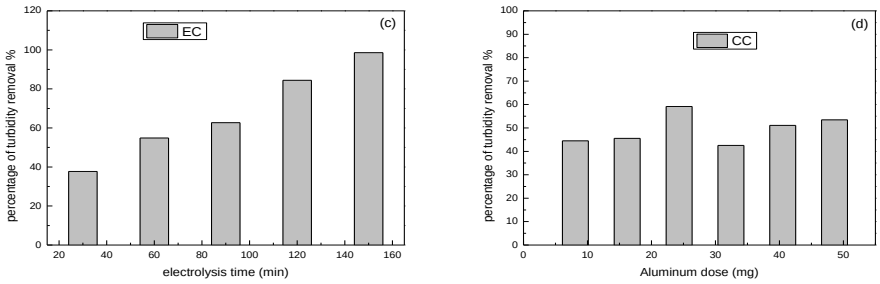


Fig.3. percentage of turbidity removal
(c) Effect of time on EC **(d)** Effect of coagulant dose on CC

Fig 3.e and fig 4.f showing the percentage of turbidity removal obtained by EC and CC. In CC case the optimum in this series of the coagulant dose is 24.3 mg of Aluminum gives yield of 59%. Thus, for an EC electrolysis time an 150 min gives a yield of 98%, it shows that the removal rate in turbidity increases when electrolysis time increases.

The amount of metal aluminum ion released into solution by electrolytic oxidation of the anode material can be calculated using the following form of Faraday's law: $w = \frac{itM}{zF}$

w is the metal dissolved (g), i is the current (A), t is the contact time(s), M is the molecular weight of Fe or Al, z is the number of electrons involved in the redox reaction (z_{Al}=3), and F is the Faraday's constant (96,500 C/mol) [16].
according to Faraday's law, the amount of aluminum released into the solution linearly increase with reaction time.

in the electrocoagulation under the experimental condition of this study, and for 150 min the amount of coagulation released into the system was calculated to be 839.37 mg of aluminum.

4. CONCLUSIONS

Comparative tests of the performance of the electrocoagulation and chemical coagulation, vis-a-vis the evolution of pollutants, has been performed, the process efficiency is evaluated by measuring turbidity, nitrate, nitrite, phenol, COT and COD.

as a first objective, the work shows the interest of the electrocoagulation process for the treatment of leachate collected from CET Constantine, characterized by high levels of pollution.

furthermore in EC and CC the procedure for elimination of the pollution is also different, so that the chemical coagulation usually leads to settling of pollution, electrocoagulation results in settling and also a flotation of pollution by microbubble gas produced at the cathode and the anode.

As a result the comparison of electrocoagulation and chemical coagulation processes used for landfill leachate effluent treatment demonstrated the practical advantage of electrochemical treatment in term effectiveness.

REFERENCES

[1] S. Renou, J.G. Givaudan, S. Poulain, F. Dirassouyan, P. Moulin, Landfill leachate treatment, review and opportunity, J. Hazard. Mater. 150 (2008) 468–493.

[2] J. Labanowski, V. Pallier, G. Feuillade-Cathalifaud, Study of organic matter during coagulation and electrocoagulation processes, Application to a stabilized landfill leachate. J. Hazard. Mater 2010,179:166-172.

[3] Ruo He, Xiao-Meng Wei, Bao-Hu Tian, Yao Su, Yu-Lan Lu, Characterization of a joint recirculation of concentrated leachate and leachate to landfills with a microaerobic bioreactor for leachate treatment,Waste Management, Volume 46, December 2015, Pages 380-388.

[4] Izabela Anna Talalaj, Pawel Biedka, Impact of concentrated leachate recirculation on effectiveness of leachate treatment by reverse osmosis, Ecological Engineering, Volume 85, December 2015, Pages 185-192.

[5] Francisca C. Moreira, J. Soler, Amélia Fonseca, Isabel Saraiva, Rui A.R. Boaventura, Enric Brillas, Vítor J.P. Vilar, Electrochemical advanced oxidation processes for sanitary landfill leachate remediation: Evaluation of operational variables,Applied Catalysis B: Environmental, Volume 182, March 2016, Pages 161-171.

[6] Xian Liu, Xiao-Ming Li, Qi Yang, Xiu Yue, Ting-Ting Shen, Wei Zheng, Kun Luo, Yi-Hu Sun, Guang-Ming Zeng, Landfill leachate pretreatment by coagulation–flocculation process using iron-based coagulants: Optimization by response surface methodology, Chemical Engineering Journal, Volumes 200–202, 15 August 2012, Pages 39-51.

[7] Persin F, Rumeau M, Le traitement électrochimique des eaux et des effluents. Tribune de l'Eau 3(42), 1989, p45–46.

[8] Nazih K. Shammas, Marie-Florence Pouet, et Alain Grasmick, flotation technology, Wastewater Treatment by Electrocoagulation–Flotation, London, Springer, 2010, p 199-220.

[9] Ramesh Babur, Bhadrinarayana N, Meera K, Anantharaman N, treatment of tannery wastewater by électrocoagulation, journal of the university of chemical technology and metallurgy, 2007, 42, 2, p 201-206. ,[10] Ilhan F, Kurt U, Apaydin O, Gonullu T, treatment of leachate by electocoagulation using aluminum and iron electrodes, hazardous materials, 2007, 154, p 381-389. [11]- F. Bouhezila, M. Hariti, H. Lounici, N. Mameri, Treatment of the OUED SMAR town landfill leachate by an electrochemical reactor, Desalination 280 (2011) 347–353. [12] Golder A.K., Samanta A.N, Ray S, Removal of Cr3C by electrocoagulation with multiple electrodes: biopolar and monopolar configurations, J. Hazard. Mater, 2007,141, p 653–661. [13] M.F.Edline, l'épuration physico-chimique des eaux (théorie et technologie), la coagulation et la floculation, CEBEDOC, 1991, p.183-229. [14] Nathalie M, Patrick D and al,Comparison between electrocoagulation and chemical precipitation for metals removal from acidic soil leachate Journal of Hazardous Materials, 2006, 581–590. [15] J. Rodier,L'analyse de l'eau naturelle, eau résiduaires, eau de mer, 8ème Edition, Dunod. Paris, (1996).

[16] E.A. Vik, D.A. Carlson, A.S. Eikum, E.T. Gjessing, Electrocoagulation of potable water,Water Res. 18 (1984) 1355–1360.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds..).

A NEW HIGHER ORDER SHEAR AND NORMAL DEFORMATION THEORY FOR BENDING ANALYSIS OF ADVANCED COMPOSITE PLATES

BENBAKHTI Abdel Djalil[1], BELLIFA Hichem[2], BOUSAHLA Abdelmoumen Anis [3], BENRAHOU Kouider Halim[4]

[1]Mechanical Engineering Department University of Mostaganem, jalil7benbakhti@hotmail.fr
[2, 4]Civil Engineering Departments, University of Sidi Bel Abbes, bellifahichem@hotmail.fr
[3]Civil Engineering Departments, University Center of Ghelizane, bousahla.anis@gmail.com

ABSTRACT

In this work, a higher-order theory including the stretching effect is developed for the static analysis of advanced composite plates such as functionally graded plates. The number of unknown functions involved in the present theory is only five as against six or more in case of other shear and normal deformation theories. The governing equations are derived by employing the principle of virtual work and the physical neutral surface concept. Navier-type analytical solution is obtained for functionally graded plate subjected to transverse load for simply supported boundary conditions. A comparison with the corresponding results is made to check the accuracy and efficiency of the present theory.

Key Words: *FG plates; New plate theory; Neutral surface position; Stretching effect;*

NOMENCLATURE

Symbols :

V_C	The volume-fraction of ceramic
C	The distance of neutral surface from the mid-
P	The material non-homogeneous properties of FG
E	The elasticity modules
N	The stress resultants
ν	Poisson's ratio
ρ	The mass density
u_s , v_s	Shear components
τ_{xz} , τ_{yz}	Shear stresses

Indices / Exponents :

k	The power law index
n	The material parameter
a/h	Thickness ratio

1. INTRODUCTION

In the past three decades, researches on functionally graded (FG) plates have received great attention, and a variety of plate theories has been introduced based on considering the transverse shear deformation effect. The classical plate theory (CPT), which neglects the transverse shear deformation effect, provides reasonable results for thin plate. To overcome the deficiency of the CPT, many shear deformation plate theories which account for the transverse shear deformation

effects have been developed. The Reissner [1] and Mindlin [2] theories are known as the first -order shear deformation plate theory (FSDT). Since the FSDT violates the equilibrium conditions on the top and bottom surfaces of the plate, a shear correction factor is required to compensate for the error due to a constant shear strain assumption through the thickness. Although the FSDT provides a sufficiently accurate description of response for thin to moderately thick plate, it is not convenient for use due to the difficulty in determination of the correct value of the shear correction factor [3]. To avoid the use of shear correction factors, many refined shear deformation plate theories have been developed such as the third-order shear deformation plate theory (TSDT) of Reddy [4], sinusoidal shear deformation plate theory (SSDT) [5,6], and hyperbolic shear deformation plate theory (HSDT) [7]. However, in most shear deformation theories, FG plates have been analysed neglecting the thickness stretching, being the transverse displacement considered independent by thickness coordinates. The effect of thickness stretching in FG plates has been investigated by Carrera et al. [8], using finite elements. Neves et al. [9] have presented an original hyperbolic sine shear deformation theory for the bending and free vibration analysis of FG plates.
The purpose of this study is to develop a new shear deformation plate theory for FG plates by including the so-called ‘‘stretching effect’’. Just five unknown displacement functions are used in the present theory against six or more unknown displacement functions used in the corresponding ones. This is due to the fact that the stretching – bending coupling in the constitutive equations of an FG plate does not exist when the physical neutral surface is considered as a coordinate system. The theory does not require shear correction factors since the displacement components are expressed by trigonometric series representation through the plate thickness to develop a two-dimensional theory and gives rise to transverse shear stress variation such that the transverse shear stresses vary parabolically across the thickness satisfying shear stress free surface conditions. The effectiveness of the present theory is demonstrated and results are compared with the corresponding FGM solution.

2. MATHEMATICAL FORMULATION

The Having a rectangular plate made of FGMs of thickness h, length a, and width b, referred to the rectangular Cartesian coordinates (x, y, z). The x – y plane is taken to be the un-deformed mid-plane of the plate, and the z axis is perpendicular to the x – y plane. To specify the position of neutral surface of FG plates, two different planes are considered for the measurement of z, namely, z_{ms} and z_{ns} measured from the middle surface and the neutral surface of the plate, respectively, The volume-fraction of ceramic V_C is expressed based on z_{ms} and z_{ns} coordinates as

$$V_C = \left(\frac{z_{ms}}{h} + \frac{1}{2}\right)^k = \left(\frac{z_{ns} + C}{h} + \frac{1}{2}\right)^k \tag{1}$$

Where k is the power law index which takes the value greater or equal to zero and C is the distance of neutral surface from the mid-surface. Thus, using Eq. (1), the material non-homogeneous properties of FG plate P, as a function of thickness coordinate, become

$$P(z) = P_M + P_{CM}\left(\frac{z_{ns} + C}{h} + \frac{1}{2}\right)^k, \quad P_{CM} = P_C - P_M \tag{2}$$

Where P_M and P_C are the corresponding properties of the metal and ceramic. In the present work, we assume that the elasticity modules E and the mass density ρ are described by Eq. (2),

The bending components u_b and v_b are assumed to be similar to the displacements given by the classical plate theory. Therefore, the expression for u_b and v_b can be given as

$$u_b = -z_{ns}\frac{\partial w_b}{\partial x}, \quad v_b = -z_{ns}\frac{\partial w_b}{\partial y} \tag{3}$$

the expression for u_s and v_s can be given as

$$u_s = -f(z_{ns})\frac{\partial w_s}{\partial x}, \quad v_s = -f(z_{ns})\frac{\partial w_s}{\partial y} \tag{4}$$

where

$$f(zns) = z - h\sinh\left(\frac{z}{h}\right) + z\cosh\left(\frac{1}{2}\right) \tag{5}$$

The component due to the stretching effect w_{st} can be given as

$$w_{st}(x, y, z_{ns}) = g(z_{ns})\varphi(x, y) \tag{6}$$

The additional displacement φ accounts for the effect of normal stress is included and $g(z_{ns})$ is given as follows

$$g(z_{ns}) = \cosh\left(\frac{z}{h}\right) - \cosh\left(\frac{1}{2}\right) \tag{7}$$

Based on the assumptions made in the preceding section, the displacement field can be obtained

$$u(x, y, z_{ns}) = u_0(x, y) - z_{ns}\frac{\partial w_b}{\partial x} - f(z_{ns})\frac{\partial w_s}{\partial x} \tag{8a}$$

using Eqs. (7) as

$$v(x, y, z_{ns}) = v_0(x, y) - z_{ns}\frac{\partial w_b}{\partial y} - f(z_{ns})\frac{\partial w_s}{\partial y} \tag{8b}$$

$$w(x, y, z_{ns}) = w_b(x, y) + w_s(x, y) + g(z_{ns})\varphi(x, y) \tag{8c}$$

The kinematic relations can be obtained as follows:

$$\begin{Bmatrix}\varepsilon_x\\ \varepsilon_y\\ \gamma_{xy}\end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix}\varepsilon_x^0\\ \varepsilon_y^0\\ \gamma_{xy}^0\end{Bmatrix} + z_{ns}\begin{Bmatrix}k_x^b\\ k_y^b\\ k_{xy}^b\end{Bmatrix} + f(z_{ns})\begin{Bmatrix}k_x^s\\ k_y^s\\ k_{xy}^s\end{Bmatrix}, \quad \begin{Bmatrix}\gamma_{yz}\\ \gamma_{xz}\end{Bmatrix} = g(z_{ns})\begin{Bmatrix}\gamma_{yz}^0\\ \gamma_{xz}^0\end{Bmatrix}, \quad \varepsilon_z = g'(z_{ns})\varepsilon_z^0 \tag{9}$$

The stress-strain relations for a linear elastic plate are written in the form:

where (σ_x, σ_y, σ_z, τ_{yz}, τ_{xz}, τ_{xy}) and (ε_x, ε_y, ε_z, γ_{yz}, γ_{xz}, γ_{xy}) are the stress and strain components, respectively.

The computation of the elastic constants C_{ij} depends on which assumption of ε_z.

The principle of virtual displacements is used herein to derive the governing equations. The principle can be stated in an analytical form as

$$\begin{aligned}0 &= \int_A \int_{-\frac{h}{2}-C}^{\frac{h}{2}-C} \left[\sigma_x\delta\varepsilon_x + \sigma_y\delta\varepsilon_y + \sigma_z\delta\varepsilon_z + \tau_{xy}\delta\gamma_{xy} + \tau_{yz}\delta\gamma_{yz} + \tau_{xz}\delta\gamma_{xz}\right] dz_{ns}\,dA - \int_A q\delta\left(w_b + w_s + w_{st}\right)dA \\ &= \int_A \Big[N_x\delta\varepsilon_x^0 + N_y\delta\varepsilon_y^0 + N_z\delta\varepsilon_z^0 + N_{xy}\delta\gamma_{xy}^0 + M_x^b\delta k_x^b + M_y^b\delta k_y^b + M_{xy}^b\delta k_{xy}^b \\ &\quad + M_x^s\delta k_x^s + M_y^s\delta k_y^s + M_{xy}^s\delta k_{xy}^s + S_{yz}^s\delta\gamma_{yz} + S_{xz}^s\delta\gamma_{xz} - q\delta\left(w_b + w_s + w_{st}\right)\Big]dA\end{aligned} \tag{10}$$

where q is the transverse load; and N, M, and Q are the stress resultants defined by

$$\begin{Bmatrix}N_x, & N_y, & N_{xy}\\ M_x^b, & M_y^b, & M_{xy}^b\\ M_x^s, & M_y^s, & M_{xy}^s\end{Bmatrix} = \int_{-\frac{h}{2}-C}^{\frac{h}{2}-C} \left(\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}\right)\begin{Bmatrix}1\\ z_{ns}\\ f(z_{ns})\end{Bmatrix} dz_{ns}, \tag{11}$$

By substituting the results of Eq. (5) into Eq. (11), the stress resultants are obtained as

$$\begin{Bmatrix} \boldsymbol{N} \\ \boldsymbol{M}^b \\ \boldsymbol{M}^s \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \boldsymbol{A} & 0 & \boldsymbol{B}^a \\ 0 & \boldsymbol{D} & \boldsymbol{D}^a \\ \boldsymbol{B}^a & \boldsymbol{D}^a & \boldsymbol{F}^a \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \boldsymbol{\varepsilon} \\ \boldsymbol{k}^b \\ \boldsymbol{k}^s \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} \boldsymbol{L} \\ \boldsymbol{L}^a \\ \boldsymbol{R} \end{bmatrix} \boldsymbol{\varepsilon}_z^0, \quad \boldsymbol{S} = \boldsymbol{A}^s \boldsymbol{\gamma}, \tag{12a}$$

$$N_z = \boldsymbol{R}^a \boldsymbol{\varphi} + \boldsymbol{L}\left(\boldsymbol{\varepsilon}_x^0 + \boldsymbol{\varepsilon}_y^0\right) + \boldsymbol{L}^a\left(\boldsymbol{k}_x^b + \boldsymbol{k}_y^b\right) + \boldsymbol{R}\left(\boldsymbol{k}_x^s + \boldsymbol{k}_y^s\right), \tag{12b}$$

where

$$\boldsymbol{N} = \left\{N_x, N_y, N_{xy}\right\}, \quad \boldsymbol{M}^b = \left\{\boldsymbol{M}_x^b, \boldsymbol{M}_y^b, \boldsymbol{M}_{xy}^b\right\}, \quad \boldsymbol{M}^s = \left\{\boldsymbol{M}_x^s, \boldsymbol{M}_y^s, \boldsymbol{M}_{xy}^s\right\}, \tag{13}$$

where the stiffness coefficients $\boldsymbol{A_{ij}}$ and $\boldsymbol{D_{ij}}$,… etc., are defined as

$$\begin{Bmatrix} \boldsymbol{A}_{11} & \boldsymbol{D}_{11} & \boldsymbol{B}_{11}^s & \boldsymbol{D}_{11}^s & \boldsymbol{H}_{11}^s \\ \boldsymbol{A}_{12} & \boldsymbol{D}_{12} & \boldsymbol{B}_{12}^s & \boldsymbol{D}_{12}^s & \boldsymbol{H}_{12}^s \\ \boldsymbol{A}_{12} & \boldsymbol{D}_{66} & \boldsymbol{B}_{66}^s & \boldsymbol{D}_{66}^s & \boldsymbol{H}_{66}^s \end{Bmatrix} = \int_{-\frac{h}{2}-C}^{\frac{h}{2}-C} \boldsymbol{\lambda}(z_{ns}) \left(1, z_{ns}^2, f(z_{ns}), z_{ns} f(z_{ns}), f^2(z_{ns})\right) \begin{Bmatrix} \frac{1-\boldsymbol{\nu}}{\boldsymbol{\nu}} \\ 1 \\ \frac{1-2\boldsymbol{\nu}}{2\boldsymbol{\nu}} \end{Bmatrix} \boldsymbol{dz}_{ns}, \tag{14}$$

Integrating the expressions in Eq. (10) by parts and collecting the coefficients of $\boldsymbol{\delta u}_0$, $\boldsymbol{\delta v}_0$, $\boldsymbol{\delta w_b}$, $\boldsymbol{\delta w_s}$ and $\boldsymbol{\delta \varphi}$, one obtains the following governing equations

$$\begin{aligned}
\boldsymbol{\delta u}_0 &: \ \frac{\partial \boldsymbol{N}_x}{\partial \boldsymbol{x}} + \frac{\partial \boldsymbol{N}_{xy}}{\partial \boldsymbol{y}} = 0 \\
\boldsymbol{\delta v}_0 &: \ \frac{\partial \boldsymbol{N}_{xy}}{\partial \boldsymbol{x}} + \frac{\partial \boldsymbol{N}_y}{\partial \boldsymbol{y}} = 0 \\
\boldsymbol{\delta w_b} &: \ \frac{\partial^2 \boldsymbol{M}_x^b}{\partial \boldsymbol{x}^2} + 2\frac{\partial^2 \boldsymbol{M}_{xy}^b}{\partial \boldsymbol{x}\partial \boldsymbol{y}} + \frac{\partial^2 \boldsymbol{M}_y^b}{\partial \boldsymbol{y}^2} + \boldsymbol{q} = 0 \\
\boldsymbol{\delta w_s} &: \ \frac{\partial^2 \boldsymbol{M}_x^s}{\partial \boldsymbol{x}^2} + 2\frac{\partial^2 \boldsymbol{M}_{xy}^s}{\partial \boldsymbol{x}\partial \boldsymbol{y}} + \frac{\partial^2 \boldsymbol{M}_y^s}{\partial \boldsymbol{y}^2} + \frac{\partial \boldsymbol{S}_{xz}^s}{\partial \boldsymbol{x}} + \frac{\partial \boldsymbol{S}_{yz}^s}{\partial \boldsymbol{y}} + \boldsymbol{q} = 0 \\
\boldsymbol{\delta \varphi} &: \ \frac{\partial \boldsymbol{S}_{xz}^s}{\partial \boldsymbol{x}} + \frac{\partial \boldsymbol{S}_{yz}^s}{\partial \boldsymbol{y}} - \boldsymbol{N}_z = 0
\end{aligned} \tag{15}$$

By substituting Eq. (12) into Eq. (15), the equations of motion can be expressed in terms of displacements ($\boldsymbol{\delta u}_0$, $\boldsymbol{\delta v}_0$, $\boldsymbol{\delta w_b}$, $\boldsymbol{\delta w_s}$, $\boldsymbol{\delta \varphi}$) as

$$\boldsymbol{A}_{11}\boldsymbol{d}_{11}\boldsymbol{u}_0 + \boldsymbol{A}_{66}\boldsymbol{d}_{22}\boldsymbol{u}_0 + \left(\boldsymbol{A}_{12} + \boldsymbol{A}_{66}\right)\boldsymbol{d}_{12}\boldsymbol{v}_0 - \left(\boldsymbol{B}_{12}^s + 2\boldsymbol{B}_{66}^s\right)\boldsymbol{d}_{122}\boldsymbol{w}_s - \boldsymbol{B}_{11}^s\boldsymbol{d}_{111}\boldsymbol{w}_s + \boldsymbol{L}\boldsymbol{d}_1\boldsymbol{\varphi} = 0 \tag{16a}$$

$$\boldsymbol{A}_{22}\boldsymbol{d}_{22}\boldsymbol{v}_0 + \boldsymbol{A}_{66}\boldsymbol{d}_{11}\boldsymbol{v}_0 + \left(\boldsymbol{A}_{12} + \boldsymbol{A}_{66}\right)\boldsymbol{d}_{12}\boldsymbol{u}_0 - \left(\boldsymbol{B}_{12}^s + 2\boldsymbol{B}_{66}^s\right)\boldsymbol{d}_{112}\boldsymbol{w}_s - \boldsymbol{B}_{22}^s\boldsymbol{d}_{222}\boldsymbol{w}_s + \boldsymbol{L}\boldsymbol{d}_2\boldsymbol{\varphi} = 0 \tag{16b}$$

$$-\boldsymbol{D}_{11}\boldsymbol{d}_{1111}\boldsymbol{w}_b - 2\left(\boldsymbol{D}_{12} + 2\boldsymbol{D}_{66}\right)\boldsymbol{d}_{1122}\boldsymbol{w}_b - \boldsymbol{D}_{22}\boldsymbol{d}_{2222}\boldsymbol{w}_b - \boldsymbol{D}_{11}^s\boldsymbol{d}_{1111}\boldsymbol{w}_s - 2\left(\boldsymbol{D}_{12}^s + 2\boldsymbol{D}_{66}^s\right)\boldsymbol{d}_{1122}\boldsymbol{w}_s \tag{16c}$$

$$-\boldsymbol{D}_{22}^s\boldsymbol{d}_{2222}\boldsymbol{w}_s + \boldsymbol{L}^a\left(\boldsymbol{d}_{11}\boldsymbol{\varphi} + \boldsymbol{d}_{22}\boldsymbol{\varphi}\right) + \boldsymbol{q} = 0$$

$$\begin{aligned}
&\boldsymbol{B}_{11}^s\boldsymbol{d}_{111}\boldsymbol{u}_0 + \left(\boldsymbol{B}_{12}^s + 2\boldsymbol{B}_{66}^s\right)\boldsymbol{d}_{122}\boldsymbol{u}_0 + \left(\boldsymbol{B}_{12}^s + 2\boldsymbol{B}_{66}^s\right)\boldsymbol{d}_{112}\boldsymbol{v}_0 + \boldsymbol{B}_{22}^s\boldsymbol{d}_{222}\boldsymbol{v}_0 - \boldsymbol{D}_{11}^s\boldsymbol{d}_{1111}\boldsymbol{w}_b - 2\left(\boldsymbol{D}_{12}^s + 2\boldsymbol{D}_{66}^s\right)\boldsymbol{d}_{1122}\boldsymbol{w}_b \\
&-\boldsymbol{D}_{22}^s\boldsymbol{d}_{2222}\boldsymbol{w}_b - \boldsymbol{H}_{11}^s\boldsymbol{d}_{1111}\boldsymbol{w}_s - 2\left(\boldsymbol{H}_{12}^s + 2\boldsymbol{H}_{66}^s\right)\boldsymbol{d}_{1122}\boldsymbol{w}_s - \boldsymbol{H}_{22}^s\boldsymbol{d}_{2222}\boldsymbol{w}_s + \boldsymbol{A}_{44}^s\boldsymbol{d}_{11}\boldsymbol{w}_s + \boldsymbol{A}_{55}^s\boldsymbol{d}_{22}\boldsymbol{w}_s \\
&+\boldsymbol{R}\left(\boldsymbol{d}_{11}\boldsymbol{\varphi} + \boldsymbol{d}_{22}\boldsymbol{\varphi}\right) + \boldsymbol{A}_{44}^s\boldsymbol{d}_{11}\boldsymbol{\varphi} + \boldsymbol{A}_{55}^s\boldsymbol{d}_{22}\boldsymbol{\varphi} + \boldsymbol{q} = 0
\end{aligned} \tag{16d}$$

$$\boldsymbol{L}\left(\boldsymbol{d}_1\boldsymbol{u}_0 + \boldsymbol{d}_2\boldsymbol{v}_0\right) - \boldsymbol{L}^a\left(\boldsymbol{d}_{11}\boldsymbol{w}_b + \boldsymbol{d}_{22}\boldsymbol{w}_b\right) + \left(\boldsymbol{R} - \boldsymbol{A}_{44}^s\right)\boldsymbol{d}_{11}\boldsymbol{w}_s + \left(\boldsymbol{R} - \boldsymbol{A}_{55}^s\right)\boldsymbol{d}_{22}\boldsymbol{w}_s + \boldsymbol{R}^a\boldsymbol{\varphi} - \boldsymbol{A}_{44}^s\boldsymbol{d}_{11}\boldsymbol{\varphi} - \boldsymbol{A}_{55}^s\boldsymbol{d}_{22}\boldsymbol{\varphi} = \boldsymbol{J}_1^s\left(\ddot{\boldsymbol{w}}_b + \ddot{\boldsymbol{w}}_s\right) + \boldsymbol{K}_2^s\ddot{\boldsymbol{\varphi}} \tag{16e}$$

Rectangular plates are generally classified according to the type of support used. Here, we are concerned with the exact solutions of Eqs. (16) for a simply supported FG plate. The following boundary conditions are imposed at the side edges:

$$\boldsymbol{v}_0 = \boldsymbol{w}_b = \boldsymbol{w}_s = \frac{\partial \boldsymbol{w}_s}{\partial \boldsymbol{y}} = \boldsymbol{\varphi} = \boldsymbol{N}_x = \boldsymbol{M}_x^b = \boldsymbol{M}_x^s = 0 \quad \text{at} \quad \boldsymbol{x} = 0,\ \boldsymbol{a} \tag{17a}$$

$$\boldsymbol{u}_0 = \boldsymbol{w}_b = \boldsymbol{w}_s = \frac{\partial \boldsymbol{w}_s}{\partial \boldsymbol{x}} = \boldsymbol{\varphi} = \boldsymbol{N}_y = \boldsymbol{M}_y^b = \boldsymbol{M}_y^s = 0 \quad \text{at} \quad \boldsymbol{y} = 0,\ \boldsymbol{b} \tag{17b}$$

Following the Navier solution procedure, we assume the following solution form for $\boldsymbol{u}_0$, $\boldsymbol{v}_0$, $\boldsymbol{w_b}$, $\boldsymbol{w_s}$ and $\boldsymbol{\varphi}$ that satisfies the boundary conditions given in Eq. (17),

$$\begin{Bmatrix} u_0 \\ v_0 \\ w_b \\ w_s \\ \varphi \end{Bmatrix} = \sum_{m=1}^{\infty}\sum_{n=1}^{\infty} \begin{Bmatrix} U_{mn}\cos(\lambda x)\sin(\mu y) \\ V_{mn}\sin(\lambda x)\cos(\mu y) \\ W_{bmn}\sin(\lambda x)\sin(\mu y) \\ W_{smn}\sin(\lambda x)\sin(\mu y) \\ \Phi_{mn}\sin(\lambda x)\sin(\mu y) \end{Bmatrix} \tag{18}$$

where U_{mn}, V_{mn}, W_{bmn}, W_{smn} and Φ_{mn} are arbitrary parameters to be determined, and $\lambda = m\pi/a$ and $\mu = n\pi/b$.

The transverse load q is also expanded in the double-Fourier sine series as

$$q(x,y) = \sum_{m=1}^{\infty}\sum_{n=1}^{\infty} q_{mn}\sin(\lambda x)\sin(\mu y) \tag{19}$$

For the case of a sinusoidally distributed load, we have $m = n = 1$ and $q_{11} = q_0$ where q_0 represents the intensity of the load at the plate centre.

3. NUMERICAL RESULTS

The results are presented for the simply supported plate under bi-sinusoidal transverse loads of intensity q. The static analysis was conducted using aluminium (bottom, Al) and alumina (top, Al_2O_3).

Figure 1. presents the variation of non-dimensional parameter C/h versus the material parameter n of Al/Al_2O_3 functionally graded plate. It can be observed when the material parameter of FGM becomes zero (fully ceramic) or infinity (fully metallic); the neutral surface coincides on the middle surface, as expected.

Table 1. contains dimensionless transverse displacement and normal stresses of FG plate for various values of thickness ratio a/h, and material parameter n. The present theory with $\varepsilon_z \neq 0$ is compared with analytical solutions by Carrera et al. [10], the quasi-3D sinusoidal shear deformation theory of Neves et al. [9], the classical plate theory (CPT) [9], and the first-order shear deformation theory (FSDT) [9]. It can be seen that the dimensionless displacement and stresses predicted by the new trigonometric higher-order theory with the stretching effect are almost identical with those generated by the quasi-3D sinusoidal theories of Neves et al. [9]. It should be noted that the present theory involves five unknowns as against six or more in other quasi-3D shear deformation theory.

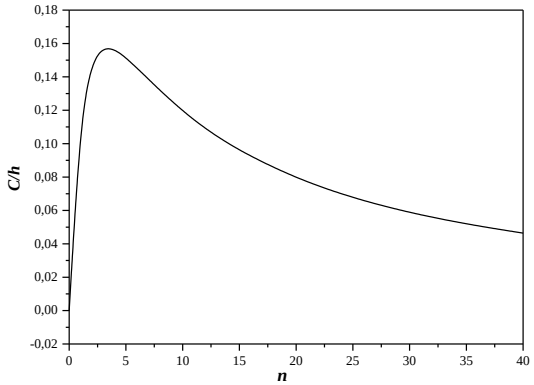


FIGURE 1. Variation of the neutral surface position versus the material parameter n.

n	Theory	ε_z	$\bar{\sigma}_x(a/2, b/2, h/3)$			$\bar{w}(a/2, b/2, 0)$		
			$a/h = 4$	$a/h = 10$	$a/h = 100$	$a/h = 4$	$a/h = 10$	$a/h = 100$
1	CPT [16]	0	0.8060	2.0150	20.150	0.5623	0.5623	0.5623

	FSDT k = 5/6 [16]	0	0.8060	2.0150	20.150	0.7291	0.5889	0.5625
	Neves et al [16]	$\neq 0$	0.5925	1.4945	14.969	0.6997	0.5845	0.5624
	Carrera et al [21]	$\neq 0$	0.6221	1.5064	14.969	0.7171	0.5875	0.5625
	Present	$\neq 0$	0.6021	1.5001	14.659	0.6919	0.5795	0.5562
4	CPT [16]	0	0.6420	1.6049	16.049	0.8281	0.8281	0.8281
	FSDT k = 5/6 [16]	0	0.6420	1.6049	16.049	1.1125	0.8736	0.828
	Neves et al [16]	$\neq 0$	0.4404	1.1783	11.932	1.1178	0.8750	0.8286
	Carrera et al [21]	$\neq 0$	0.4877	1.1971	11.923	1.1585	0.8821	0.8286
	Present	$\neq 0$	0.4366	1.1335	11.409	1.0991	0.8562	0.8021
10	CPT [16]	0	0.4796	1.1990	11.990	0.9354	0.9354	0.9354
	FSDT k = 5/6 [16]	0	0.4796	1.1990	11.990	1.3178	0.9966	0.9360
	Neves et al [16]	$\neq 0$	0.3227	1.1783	11.932	1.3490	0.8750	0.8286
	Carrera et al [21]	$\neq 0$	0.1478	0.8965	8.9077	1.3745	1.0072	0.9361
	Present	$\neq 0$	0.3206	0.8511	8.6055	1.3369	0.9820	0.9142

TABLE 1. Effect of normal strain ε_z on the dimensionless in-plane longitudinal stress $\bar{\sigma}_x$ and displacement $\bar{w}$ for FG square plate.

4. CONCLUSIONS

A higher order shear and normal deformation theory based on neutral surface position for the bending analysis of advanced composite plates is presented. The theory accounts for the stretching and shear deformation effects without requiring a shear correction factor. By dividing the transverse displacement into bending, shear and stretching components, the number of unknowns and governing equations of the present theory is reduced to five as against six or more unknown in the corresponding ones. Based on the present plate theory and the neutral surface concept, the governing equations are derived from the principle of virtual work. The accuracy of the present model is ascertained by comparing it with existing solutions and excellent agreement was observed. It is relevant to notice the strong effect of considering the non-zero transverse normal strain.

REFERENCES

[1] Reissner E. The effect of transverse shear deformation on the bending of elastic plates. J Appl Mech 1945;12(2):69–72.

[2] Mindlin RD. Influence of rotatory inertia and shear on flexural motions of isotropic elastic plates. J Appl Mech 1951;18(1):31–8.

[3] Menaa, R., Tounsi, A., Mouaici, F., Mechab, I., Zidi, M., Adda Bedia, E.A. (2012). « Analytical solutions for static shear correction factor of functionally graded rectangular beams." *Mechanics of Advanced Materials and Structures*., 19(8), 641 – 652.

[4] Reddy JN. Analysis of functionally graded plates. Int J Numer Meth Eng 2000;47(1-3):663–84.

[5] Zenkour AM. Generalized shear deformation theory for bending analysis of functionally graded plates. Appl Math Model 2006;30(1):67–84.

[6] Zenkour AM. The refined sinusoidal theory for FGM plates on elastic foundations. Int J Mech Sci 2009;51(11–12):869–80.

[7] Akavci SS. Buckling and free vibration analysis of symmetric and antisymmetric laminated composite plates on an elastic foundation. J Reinf Plast Compos 2007;26(18):1907–19.

[8] E. Carrera, S. Brischetto, M. Cinefra, M. Soave, Effects of thickness stretching in functionally graded plates and shells. *Compos B* 42, 123–133 (2011).

[9] A.M.A. Neves, A.J.M. Ferreira, E. Carrera, C.M.C. Roque, M. Cinefra, R.M.N. Jorge, C.M.M. Soares, A quasi-3D sinusoidal shear deformation theory for the static and free vibration analysis of functionally graded plates, *Compos B* 43, 711–725 (2012).

[10] Carrera E, Brischetto S, Robaldo A. Variable kinematic model for the analysis of functionally graded material plates. AIAA J 2008;46:194–203.

IMPEDANCE SPECTROSCOPY ANALYSIS OF THE $[(NA_{0.535}\ K_{0.480})_{0.966}\ LI_{0.058}](NB_{0.90}TA_{0.10})O_3$ BASED LEAD-FREE CERAMICS

M. SAIDI[1], A. CHAOUCHI, S. D'ASTORG[3], M. RGUITI[4], C. COURTOIS[5]

[1]Laboratoire de Chimie Appliquée et Génie Chimique de l'Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou, Algérie, malikasaidi878@gmail.com
[2]Laboratoire de Chimie Appliquée et Génie Chimique de l'Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou, Algérie, ahchaouchi@gmailcom
[3]Laboratoire des Matériau Céramiques et Procédés Associés– Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, Boulevard Charles de Gaull, 59600 Maubeuge, France, sophie.dastorg@univ-valenciennes.fr
[4]Laboratoire des Matériau Céramiques et Procédés Associés– Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, Boulevard Charles de Gaull, 59600 Maubeuge, France, mohamed.rguiti@univ-valenciennes.fr
[5]Laboratoire des Matériau Céramiques et Procédés Associés– Université de Valenciennes et du Hainaut-Cambrésis, Boulevard Charles de Gaull, 59600 Maubeuge, France, Christian.Courtois@univ-valenciennes

RÉSUMÉ

Polycrystalline samples of $[(Na_{0.535}\ K_{0.480})_{0.966}\ Li_{0.058}](Nb_{0.90}Ta_{0.10})O_3$ were prepared using the high-temperature solid-state reaction technique. XRD analysis indicated the formation of a single-phase with orthorhombic structure. AC impedance plots were used as tool to analyse the electrical behaviour of the sample as a function of frequency at different temperature. The AC impedance studies revealed the presence of grain effect, from 425°C onward. Complex impedance analysis indicated non-Debye type dielectric relaxation. The Nyquist plot showed the negative temperature coefficient of resistance (NTCR) characteristic of NKLNT.

Mots Clés: *Impedance spectroscopy, Dielectric relaxation, perovskite structure, Conductivity*

.

NOMENCLATURE

Symboles :
T temperature (°C)
Z* complex impedance
Z ′real part
Z″ imaginary part
f frequency(Hz)
R_g grain resistance
C_g grain capacitance
W frequence

Lettres grecques :
Ɛ permitivity

1. INTRODUCTION

Actually, $PbZr_{(1-x)}Ti_xO_3$ (PZT) and lead-based compounds constitute the best family of piezoelectric and ferroelectric materials suitable for integration in devices, such as actuators, sensors and ultrasonic transducers. However, at the present time, there are some restrictions based upon European directives and thus lead-based piezoelectric materials are only tolerated for piezoelectric devices [1]. As a consequence, new lead-free materials

are the aim of studies and several recent papers made an inventory of the compounds actually considered as potential candidates for the replacement of PZT [2-3].

Among lead-free piezoelectric systems, the niobate-based ceramics are the most promising [4–5]. For pure $(Na,K)NbO_3$ (NKN) ceramics prepared by normal sintering, the highest piezoelectric coefficient was no more than 100 pC/N [2]. However, their piezoelectric properties could be enhanced by introducing Li and Ta, respectively, into the A and B sites of perovskite-structured NKN ceramics [4, 6–7]. On the other hand, the $[(Na_{0.535}K_{0.480})_{0.966}Li_{0.058}](Nb_{0.90}Ta_{0.10})O_3$ system has been paid considerable attention on account of the existence of a orthorhombic and tetragonal morphotropic phase boundary (MPB) [8] .

In addition, it is well known that defects such as A-site vacancies, space charge electrons or oxygen vacancies have great influence on ferroelectric fatigue or ionic conductivity of the material [14]. Considering that the solid defects play a decisive role in all of these applications, it is very important to gain a fundamental understanding of their conductivity mechanisms of materials. Various kinds of defects are always suggested as being responsible for the dielectric relaxations at high temperature range. The Ac impedance analysis is a powerful mean to distinguish effects between the grain boundary, the grain, and the electrodes, which are usually the traps for defects. It is also useful to establish its relaxation mechanism by appropriately assigning different values of resistance and capacitance to the grains and grain boundaries effects.

In this paper, we focused our research on the $[(Na_{0.535}K_{0.480})_{0.966}Li_{0.058}](Nb_{0.90}Ta_{0.10})O_3$ material (named NKLNT) which exhibits quite good properties with excellent piezoelectric characteristics [8]. In this work a detailed analysis by ac impedance spectroscopy was carried out to characterize the dielectric relaxation. The Ac conductivity data were used to estimate the apparent activation energy, the density of states at Fermi level, and the minimum hopping length.

2. METHODE EXPERIMENTALE

The raw materials of $[(Na_{0.535}K_{0.480})_{0.966}Li_{0.058}](Nb_{0.90}Ta_{0.10})O_3$ (named NKNLT) samples processed by solid state reaction method were pure reagent K_2CO_3, Na_2CO_3, Nb_2O_5, Li_2O_3 and Ta_2O_5. They were weighed and milled for 2h using a zirconia ball media in a teflon jar and isopropanol.They were then dried .The powders were calcined at 850 °C for 2h.

To manufacture pellets, an organic binder (Polyvinyl alcohol, 5 w_t%) was manually added to the powder and disks (7 and 13 mm in diameter, 1mm and 1.5mm thickness, respectively) were shaped by uni-axial pressing under 100MPa. The green samples were finally sintered in air at 1100°C for 2 hours, with heating and cooling rates of 150°C/h. The crystallised phase composition has been identified by X-ray diffraction (XRD) technique using the Cu kα X-ray radiation (Philips X' Pert) and the microstructures were observed using a Scanning Electron Microscopy (SEM Philips XL'30). The specimens were polished and electroded with a silver paste. The electric properties were determined using HP4284A meter versus temperature (from 20°C to 500°C), and the frequency range from 100 Hz to 1 MHz.

3. RESULTATS

.
Fig. 1 shows the X-ray diffraction (XRD) patterns of NKNLT sintered samples. The patterns reveals a single perovskite structure without any secondary phases suggesting that homogeneous solid solutions of $[(Na_{0.535}K_{0.480})_{0.966}Li_{0.058}](Nb_{0.90}Ta_{0.10})O_3$ are formed. The NKNLT system exhibits an orthorhombic structure which has been indexed according to the data of Kumada et al. ($KNbO_3$ with lattice constants: a = 3.976 Å; b = 5.695 Å; and c = 5.717 Å with space group *Amm*2) [15]. The unit-cell parameters for the NKNLT composition were

determined by fitting the XRD patterns of the samples. The obtained lattice parameters are: $a = 4.0009$ Å; $b = 5.7075$ Å; and $c = 5.7075$ Å. The slight variation of lattice parameters is due to the formation of NKNLT solid solution. In this solid solution, Na^{+}, K^{+}, and Li+ should occupy A^{1+} sites, while Nb^{5+} and Ta^{5+} should occupy B^{5+} sites due to their valence and ionic radii.

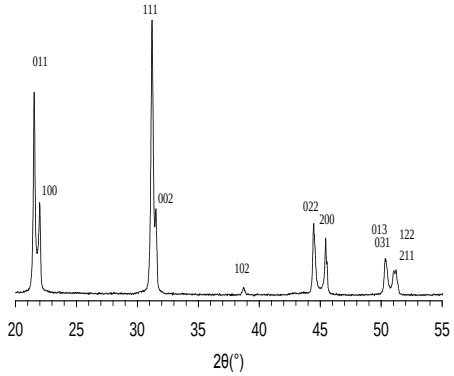


Figure 1: X-ray diffraction patterns of NKNLT composition sintered at 1100°C for 2 hours.

Figure. 2 shows SEM micrographs of sintered ceramic sample. It shows a quasi-cubic morphology with clear grain boundaries. It can also be seen that the ceramics with relatively homogenous microstructure and low porosity can be obtained, the average grain size being about 1 to 4 μm.

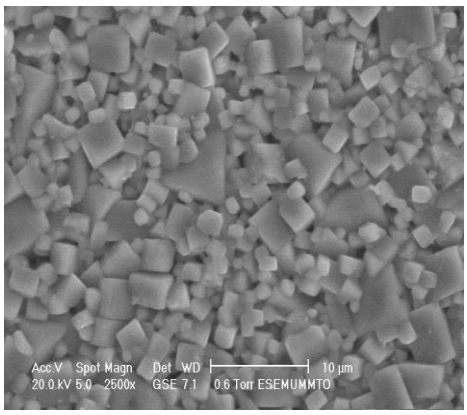


Figure 2: Scanning electron micrographs of fracture for the sintered ceramic.

Figure. 3 shows the temperature dependence of the dielectric constant (ε_r) and dielectric losses tangent (tan δ) of NKNLT ceramics at the frequencies of 1, 10, and 100 kHz respectively.

There are two anomalisms within the measured temperature range from room temperature to 400◦C. These anomalisms are considered to correspond to the following phase transitions from orthorhombic phase to tetragonal phase at lower temperature. (O-T) and from tetragonal phase to cubic phase at higher temperature (T_C). The dielectric loss (tanδ) was lower, and the dielectric constant (ε_r) varied from 800 to 7000 at room temperature and at T_C, respectively. The dielectric loss increases rapidly at higher temperature due to the rapid increase of conductance loss.

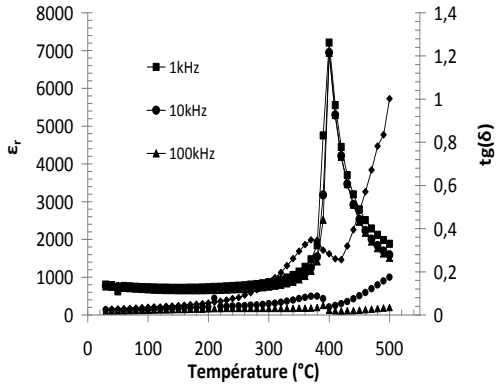


Figure 3: Temperature dependence of permittivity and dielectric loss at different frequency of NKNLT.

Fig. 4(a) and Fig. 4(b)**:** shows the variation of imaginary part (Z") with frequency and temperature. As the temperature increases, the peaks are more and more flattened in this specimen indicating relaxation is stronger at higher temperatures (Fig. 4(b). It can be seen that the curves display broad and low intensity peaks with asymmetrical shape. The broadening of the peak and half widths of the peaks indicate multiple relaxations and deviations from Debye behaviour.

In order to study the impedance spectrum corresponding to different effects such as grain boundaries, grains (bulk or intrinsic properties of material) and electrode contribution, Cole–Cole analysis has been performed.

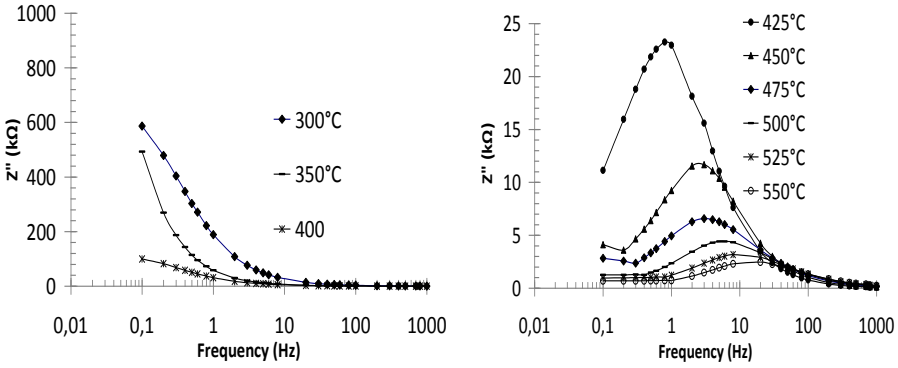


Figure 4: Variation of real part Z′ and imaginary Z" of impedance of NKNLT with frequency at different temperature

Fig. 5(a) and 5(b) shows Cole–Cole plots: (a plot drawn between Z" (imaginary part) vs Z' (real part) of the impedance) at various temperatures. For temperature measurements above 400°C, there is no semicircle formation (Fig.4 (a)). By increasing temperature, the behavior of Z'' vs Z' changes and semicircles appear indicating an increase of the materials conductivity (Fig.5(b)).

The presence of a single semicircular arc passing through the origin in the entire frequency region for all the temperatures indicates that the relaxation mechanism in NKNLT may be only a grain effect. Hence it is appropriate to fit the Z-plot to a single R_gC_g parallel circuit due to the fact that the response peaks of the grain boundaries are not present. The expression for Z* is given by:

$$Z^* = R_g / (1+j\omega R_g C_g) \quad (1)$$

Where R_g and C_g are the grain resistance and grain capacitance respectively. Unfortunately, for Debye type relaxation, one expects semicircular plots with the centre located on the Z'-axis, whereas for a non-Debye type relaxation these Argand plane plots are close to semicircular arcs with end-points on the real axis and the centre lies below this axis. The complex impedance in such a case can be described as [16]:

$$Z^*(\omega) = Z' + iZ'' = R/(1+(i\omega/\omega_0)^{1-\alpha} \quad (2)$$

Where α represents the magnitude of the departure of the electrical response from an ideal condition and this can be determined from the location of the centre of the semicircles. Further, it is known that when α approaches to zero, i.e. {(1-α) =1}, Eq. (2) gives rise to classical Debye's formalism. It can be seen from the impedance plots (Fig.4(b)) that the curves are not full semicircle: they are depressed one, i.e. centre of semicircles lie little below the abscissa (Z') axis (α > 0), which increases with the rise in temperature suggesting the dielectric relaxation to be of non-Debye type in NKNLT composition.

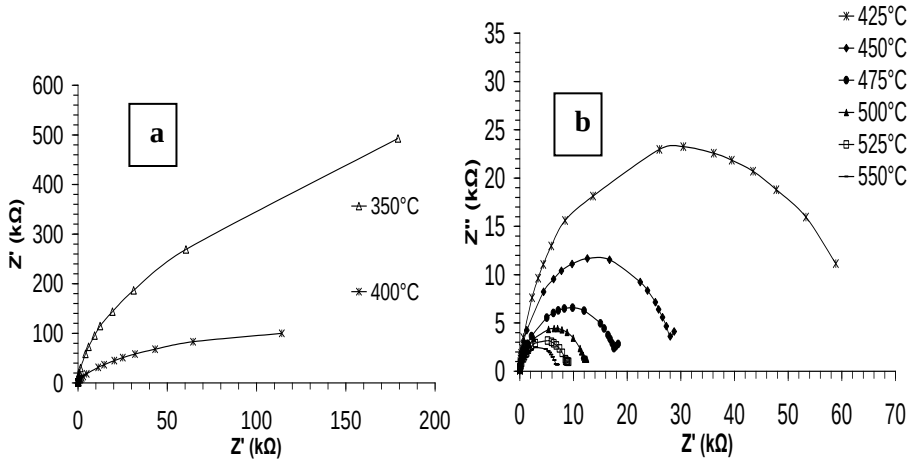


Figure 5 Complex impedance plots (Z″ vs. Z′) of NKNLT at different temperatures.

4. CONCLUSIONS

Polycrystalline $[(Na_{0.535}K_{0.480})_{0.966}Li_{0.058}](Nb_{0.90}Ta_{0.10})O_3$ perovskite, prepared through a high-temperature solid-state reaction technique, was found to be a single-phased perovskite-type. Impedance analyses indicated the presence of grain effect in NKNLT ceramics. The dielectric relaxation was found to be of non-Debye type and the relaxation frequency shifted to higher values with the increase of temperature.

REFERENCES

[1]. Directive 2002/95/EC, On the restriction of the use of certain hazardous substances in electrical and electronic equipment, *Official Journal of the European Union* 13-02-2003.

[2].M. Demartin Maeder, Damjanovic MD, Setter N. *Lead free piezoelectric materials*. *J Electroceram* 213:385–92, 2004

[3].J. Rodel , W. Seifert KTP, E.Anton , Granzow T, D.Damjanovic . *Perspective on development lead-free piezoceramics. J Am Ceram* Soc 92: 1153-1177, 2009

[4] Y. Saito, H. Takao, T. Tani, T. Nonoyama, K. Takatori, T. Homma, T. Nagaya, M. Nakamura, Nature (Lond.) 432, 2004.

[5] J.G. Wu, D.Q. Xiao, Y.Y. *Wang, Scripta Mater*. 2008.

[6] Y. Wang, J. Wu, D. Xiao, J. Zhu, P. Yu, L. Wu, X. Li, *J. Alloys Compd.* 462 ,2008.

[7] R. Zuo, D. Lv, J. Fu, Y. Liu, L. Li, *J. Alloys Compd*. 2008.

[8] Pei Zhao, Bo-Ping Zhang, and Jing-Feng Li, *Scripta Materialia* 429–432,2008

[9] Jaeger RE, Egerton L. *Am Ceram* Soc :209–13, 1962.

[10] Gao D, Kwok KW, Lin D, Chan HLW. *J Mater Sci* 2466–70, 2009.

[11] Lee Y, Seo B, Oh Y, Yoo J, Kim I, Song J. *J Korean Phys Soc* 201.

[12] Y. Saito, H. Takao, I. Tani, T. Nonoyama, K. Takatori, T. Homma, T. Nagaya, M. Nakamura, Nature 2004.

[13] Wu L, Xiao D, Wu J, Sun Y, Lin D, Zhu J, et al. *J Eur Ceram Soc*, 2963–8, 2008

[14] K. Goda, M. Kuwabara, Ceram. Trans. 22 -503, 1991.

[15]. Kumada N, Kyoda T, Yonesaki Y, Takei T, Kinomura N. Preparation of $KNbO_3$ by hydrothermal reaction. Mater Res Bull 1856–62, 2007

[16] J. Liu, C. Duan, W.N. Mei, R.W. Smith, J.R. Hardy, J. Appl. Phys, 2005.

DETERMINING THE PREVENTIVE REPLACEMENT PERIOD BASED ON THE AGE OF SPARE PART

Ryma BERREHAL[1], Smail BENISSAAD[2]

[1]Laboratoire de Mécanique, Département de Génie Mécanique, Faculté des Sciences de la Technologie, Université des Frères Mentouri – Constantine, Algérie, E-mail: berrehalryma@yahoo.fr
[2]Laboratoire d'Energétique Appliquée et de Pollution, Département de Génie Mécanique, Faculté des Sciences de la Technologie, Université des Frères Mentouri – Constantine, Algerie, E-mail: benissaad.smail@gmail.com

ABSTRACT

The goal of this work is determining the periodicity which the preventive maintenance will execute for minimizing the operation cost. This type of preventive change is very used in practice by industrial manufacturing. In this study, we choose the replacement model based on age: the age of each part is known and the part is changed as soon as its age reaches the T_0 value. The mathematical model used is based on the Weibull law with Gamma =0. The results obtained are discussed according to the values of the parameters of the Weibull law Beta and Eta and of the cost of preventive maintenance and the cost failure, for which the minimal cost has been determined in each case.

Keywords: *Optimal Periodicity, Preventive Maintenance, Ratio Costs, Failure, Weibull Law, Replacement Based On Age.*

NOMENCLATURE

Symbols:

C_f	Cost of system failure, DA
C_p	Cost of system preventive replacement, DA
C_r	Cost ratios, $=C_p/C_f$
$C(T)$	Total cost per unit time, DA/h
CM	Corrective maintenance
$f(t)$	Failure density of the system, $=R'(t)$
$F(t)$	Unreliability of the system er time t, $=1-R(t)$;
$R(t)$	Reliability of the system over time t
MTBF	Mean time between failure
PM	Preventive maintenance
t	Time, h
T	Replacement time, h
T_0	Periodicity optimal of replacement, h

Greek letters:

β	Weibull distribution shape parameter
ε	Fraction of time, $\varepsilon << T_0$, h
γ	Weibull distribution location parameter, h
η	Weibull distribution scale parameter, h
$\lambda(t)$	failure rate;
μ	Variable, $=(t/\eta)^{\beta}$
$y(\mu)$	Function of cost ratio

1. INTRODUCTION

The complexity of the phenomena of failures leads us to seek means of improving the strategies and the policies of maintenance to make it possible the equipment to adequately fulfill the functions for which it was

conceived. The most important problem in the mathematical methods of maintenance is to conceive maintenance planned with two options of maintenance: preventive replacement and corrective replacement. For these reasons, an important area of reliability theory is the study of various maintenance policies that seek the way to reduce operating costs and the risk of a catastrophic failure. So, Al-Najjar [1] showed that maintenance expenses vary depending on the type of industry; figures typically encountered are in the order of $15-40\,\%$ of production costs. Therefore, it is necessary to pay more attention to this important subject area. Furthermore, timely preventive maintenance (or replacement) is also beneficial to support normal and continuous system operation. Therefore, it becomes desirable to determine an optimal replacement policy for the system. Barlow and Proschan [2] were proposed an age-replacement policy, where an operating unit is replaced at time of failure, or at age *T*, whichever comes first. Nosoohi and Hejazi [5] have presented a novel multi-objective model for preventive replacement of a part over a planning horizon. The proposed model considers different objectives and practical issues, such as corrective replacement and its consequences, residual lifetime objective, and somehow productivity index.

Halim and Tang [6] have extensively studied the replacement problems of deteriorating systems. Typically, the time between failures is characterized by lifetime distribution in which parameters are estimated from historical data. Jung and Park [7] have developed the optimal periodic preventive maintenance policies following the expiration of warranty. They have considered two types of warranty policies to discuss such optimum maintenance policies: renewing warranty and non-renewing warranty. From the user's perspective, the product is maintained free of charge or with prorated cost on failure during the warranty period.

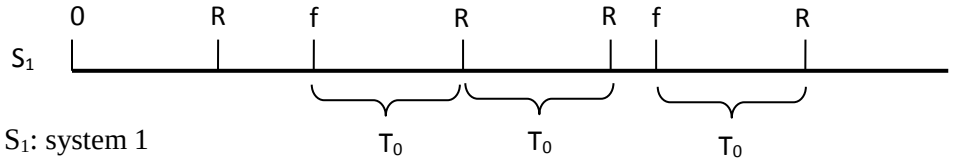
Chien and Chen [8] have presented a spare ordering policy for preventive replacement with age-dependent minimal repair and salvage value consideration. The spare unit for replacement is available only by order and the lead-time for delivering the spare due to regular or expedited ordering follows general distributions. Barlow and Hunter [9] have proposed two mathematical models for the determination of the policy of optimal replacement minimizing the cost operation of the production system. These models are called Block Replacement Models and Age Replacement Models**.** The main property for the block replacement is that it is easier to administer in general, since the preventive replacement time is programmed to the in advanced and we do not need the watch of the system age. In the age replacement model, as it is well recognized, if the unit doesn't fail until a prespecified time, then it is replaced by a new one preventively; otherwise, it is replaced at the failure time. This model plays a central role in all replacement models, since this has been proved by Bergman [10] if the replacement by a new unit is the only maintenance option.

Our objective is to determine the most appropriate period, from an economic point of view, to make replacements of mechanical parts. We take in consideration all the parameters that involved, so that, this operation can be profitable. We propose an analytical and numerical method for solving the resulting differential equation and we give some numerical examples. This work aims at studying models of replacements based on the age: the age of each part is known and the part is changed as soon as its age reaches the T_0 value.

2. MATHEMATICAL MODEL

This study consists in making a preventive replacement when the equipment reached the T_0 age is the period of preventive replacement selected (figure 1). The duration of the T_0 period was given in order to carry out a preventive replacement a little before the moment or we estimate that the equipment is likely to break down. That makes it possible to minimize the costs. However if a failure occurs, the faulty equipment is replaced by nine. The generation of the moments of failures is made by a random function. One of the functions often

used is the Weibull law distribution. The latter is interesting taking into account its flexibility and the great number of laws which it can simply cover by varying parameters (normal law, exponential law, etc).



S_1: system 1
R: replacement
f: failure
T_0: spare part age

FIGURE 1. Replacement when the spare part age T_0 is reached.

The differences compared to the block replacement model case [10] are the following:

- The number of parts to be changed is reduced because we aren't likely to change a part which has just been failing and replaced.
- It is necessary to know the age of each part, which requires a special organization.
- The preventive exchanges are more expensive because they relate only to one part each time.

The value T_0 which corresponds to the periodicity of preventive maintenance is that which minimizes $C(T)$ given by the following expression:

$$C(T)=\frac{C_f\left(1-R(T_0)\right)+C_P.R(T_0)}{\int_0^{T_0}R(t)dt};T_0\geq 0 \tag{1}$$

Where $C(T)$ the average total cost by part and time unit.

The problem is, of course, to derive the optimal block replacement time T_0 that minimizes $C(T)$.

$$C'(T)=0 \quad \Leftrightarrow \quad \left(f(T_0)\int_0^{T_0}R(t)dt\right)\left(C_f-C_P\right)R(T_0)\left[C_f-R(T_0)\left(C_f-C_P\right)\right]=0 \tag{2}$$

$$C_f\,R(T_0)=\left(C_f-C_P\right)\left[f(T_0)\int_0^{T_0}R(t)dt+R(T_0)^2\right] \tag{3}$$

$$\frac{1}{1-C_P/C_f}=\frac{f(T_0)\int_0^{T_0}R(t)dt+R(T_0)^2}{R(T_0)} \tag{4}$$

We put: $C_P/C_f=C_r$; then we obtain: $\frac{1}{1-C_r}=\lambda(t)\int_0^{T_0}R(t)dt+R(T_0)$ (5)

We consider the Weibull law with three parameters: γ, β and η which aptly describe the behavior of the material studied. Then, in the case of Weibull law with $\gamma=0$: this means that the origin of time is taken equal at zero, and the equipment was operated at *t = 0*. It's the most common case in practice. So we have:

$$R(T)=e^{-(t/\eta)^{\beta}} \tag{6}$$

And equation (5) becomes: $\frac{1}{1-C_r}=\frac{\beta}{\eta}\left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta-1}\int_0^t e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta}}dt+e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta}}$ (7)

We put: $y(t)=\frac{\beta}{\eta}\left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta-1}\int_0^t e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta}}dt+e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta}}=\frac{1}{1-C_r}$ (8)

$$y'(t)=\beta\left(\beta-1/\eta^2\right)(t/\eta)^{\beta-2}\int_0^t e^{-\left(\frac{t}{\eta}\right)^{\beta}}dt \tag{9}$$

2. ANALYTICAL SOLUTION

The analytical study of this equation shows:

- For $0<\beta<1: y'(t)<0; \forall t>0$ and $0<y(t)<1$. The equation (8) doesn't have a solution because $C_r \notin]0,1[$. Moreover, this case has no practical interest, since the material is in youth period.
- For $\beta=1$: $y(t)=1$. Equation (8) is equivalent to $C_r=0$. This preventive maintenance doesn't have interest.
- For $\beta>1$: $y'(t)>0\,; \forall t>0$. Equation (8) has a single solution for $0<C_r<1$.

Let us check that the solution of the equation corresponds to a minimum at the cost. Then, we study the limit of: $\lim C(t)$ when $t\to 0$ and $\lim C(t)$ when $t\to+\infty$.

$$\lim_{t\to 0} C(t)=+\infty \tag{10}$$

$$\lim_{t\to+\infty} C(t)=\frac{C_f}{\eta\,\Gamma\left(1+1/\beta\right)} \tag{11}$$

In this case, average cost $C(t)$ has the form which is represented on figure 2. Thus, in the case of a material of wear (β>1), this type of preventive maintenance has an interest $\forall C_r \in]0,1[$.

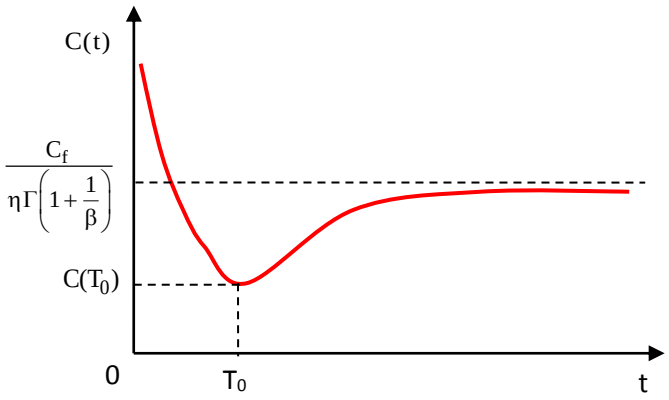


FIGURE 2. Curve of in $C_m(t)$ the case of $\beta>1$.

3. NUMERICAL SOLUTION

By observing the condition of $0<C_r<1$ and with β>1, we varied the costs ratio from 0.25 to 0.75, i.e. C_r = 0.25; 0.5 and 0.75, corresponding to C_f= 40000 and C_p=10000; 20000 and 30000, respectively.

The observation of figure 3 representing the average total cost per unit of time and part C according to the time of preventive replacement T if η=2000 and C_r=0.25 for various values of the parameter of form β watch that around the T_0 optimum the cost seems to vary very little. In this case, we note the presence of a minimal value of C corresponding to the period most adapted to carry out the operation of MP. This cost is appreciably depending on the value of the form parameter β. It varies from 5.64 for β=6.9 to 14.66 for β=2. Figure 4 represents the variation of the average total cost per unit of time and part C according to time if η=2000 and C_r=0.5 for various values of the parameter of form β. For β =2, we note that the period of MP starts beyond T_0=947 where C_m is

minimal (equal to 22) and it will constitute to be it as from this moment until T_0=1890 where C_m is minimal (equal to 21). Whereas the optimal periodicity corresponding to the minimal value of C (C_m=20.62) is equal to T_0=1459. While, for the other values of β, the value of the minimal cost C_m corresponding to the period of MP varies from 11.09 for β=6.9 to 18.02 for β= 2.5, and the period of optimal replacement correspondent varies from 1076 for β=6.9 to 1208 for β=2.5. In a similar way, it is noted that C_m and T_0 proportionally vary the ones compared to the others according to the values of β. For example, in the case of β =3, C_m = 15.97 and T_0=1125. Whereas for in the case of β =6, C_m = 11.48 and T_0=1071.

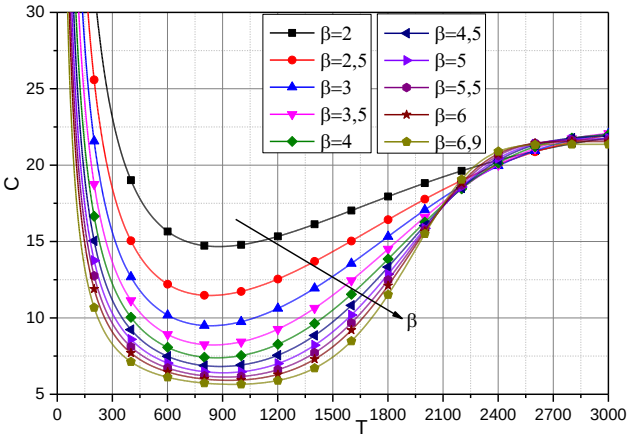


FIGURE 3. Variation of C according to time for various values of β : $\eta = 2000$, $C_r = 0.25$.

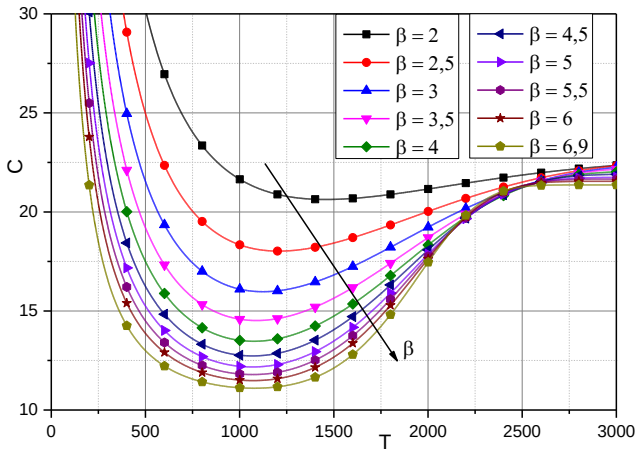


FIGURE 4. Variation of C according to time for various values of β : $\eta = 2000$, $C_r = 0.5$.

According to figure 5, which represents the variation of the average total cost per unit of time and part C according to time if η=2000 and C_r=0.75 for various values of the parameter of form β, we note a increase proportional of C_m and T_0 for all the values taken by β. This obviously little is explained by increased C_f, which implies more action of corrective maintenance what this reflects on the increase in the optimal periodicity replacement T_0 in preventive. Thus, for β=2, we note that the period of MP starts beyond $T_0 \geq 2500$ where C_m is minimal (equal to 22.61) and it will constitute to be it as from this moment. While, for the other values of β, the value of the minimal cost C_m corresponding to the period of MP varies from 16.43 for β=6.9 to 22.25 for β= 2.5, and the period of optimal replacement correspondent varies from 1203 for β=6.9 to 11852 for β=2.5. In a similar way, it is noted that C_m and T_0 proportionally vary the ones compared to the others according to the values of β. For example, in the case of β =3.5, Cm = 19.75 and T_0=1399. Whereas for in the case of β =6, Cm = 16.86 and T_0=1221.

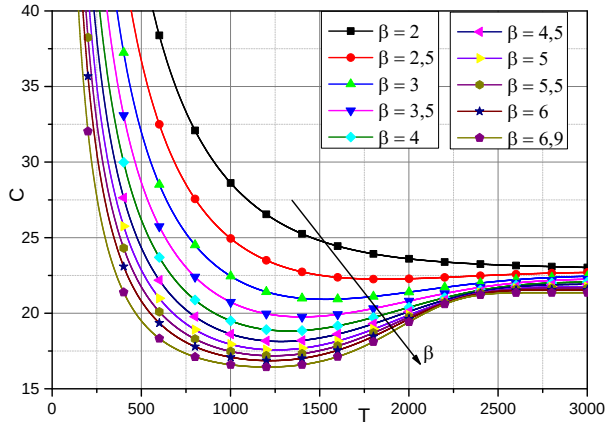


Figure 5. Variation of C according to time for various values of β : $\eta = 2000$, $C_r = 0.75$.

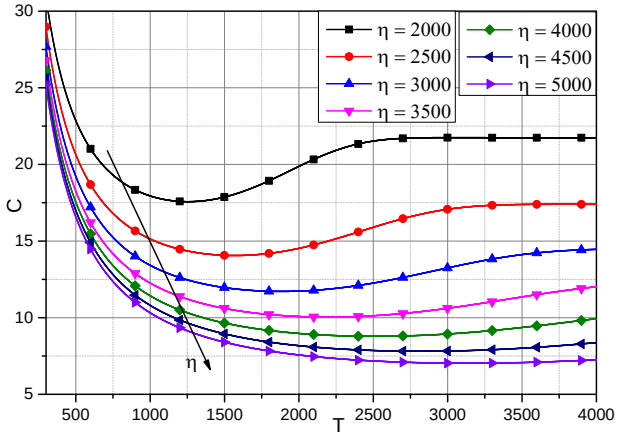


Figure 6. Variation of C according to time for various values of η : $\beta = 5$, $C_r = 0.75$.

Since the values taken by the scale parameter η, we must expect that T_0 evolves in a way proportional with η. Thus, figure 6 represents the variation of the total cost average C according to time in the case of β=5, C_r=0.75 and for various values of the parameter of scale η. Noting us that C decreases with the increase in the values of η, whereas the optimal period of T_0 replacement increases. Thus, for η=2000; C_m=17.57 and T_0= 1254, while for η =5000; C_m=7,02 and T_0=3135. Knowing that the scale parameter η represents an approximate value of MTBF, this evolution of C is completely logical. Indeed, for a type of spre part having a relatively weak MTBF, its duration of exploitation is also small and C_m is relatively high. Whereas for a spare part which has a relatively high MTBF, its duration of exploitation is large and C is relatively weaker.

5. CONCLUSION

Determining the optimal periodicity for the preventive replacement might be obtained by the replacement model based on age. The standard is to calculate the average total cost per time unit and per item, to get the minimum period corresponding to this minimum as an optimal time to perform the preventive maintenance. This cost comprises the cost of preventive maintenance and the cost of biased probability for the failure of corrective maintenance. An analytical study that has been carried out in the case of a Weibull distribution and the resulting differential equation has been solved under certain mathematical conditions. After that, this equation has been numerically solved for the different parameters of this problem which are the cost ratio of maintenance, the shape parameter and the scale parameter. The results were analyzed and discussed. Their applications to real cases can provide to maintenance service a key element in choosing the most suitable time to perform preventive maintenance at minimum cost.

REFERENCES

1. B. Al-Najjar, I. Alsyouf, Selecting the most efficient maintenance approach using fuzzy multiple criteria decision making, *Int. J. Prod. Econ.*, 84(1), 85-100, 2003.
2. R.E. Barlow, F. Proschan, Mathematical theory of reliability, Wiley, New York (1965), 5-100.
3. Yeh R.H.; Chen G.C.; Chen M.Y. 2005. Optimal age-replacement policy for non-repairable products under renewing free-replacement warranty, *IEEE Transactions on Reliability*, 54 (1), 92–97, 1965.
4. Y.H. Chien, Determining optimal warranty periods from the seller's perspective and optimal out-of-warranty replacement age from the buyer's perspective, *International Journal of Systems Science*, 36, 361–367, 2005.

5. I. Nosoohi, S.R. Hejazi, A multi-objective approach to simultaneous determination of spare part numbers and preventive replacement times, *Appl. Math. Model.,* 3, 1157–1166, 2011.
6. T. Halim, L.C. Tang, Confidence interval for optimal preventive maintenance interval and its applications in maintenance planning, *Int. J. Adv. Manuf. Technol.,* 40, 203–213. 2009.
7. G.M. Jung, D.H. Park, Optimal maintenance policies during the post-warranty period, *Reliab. Eng. Syst. Safe.,* 82, 173–185. 2003.
8. Y.H. Chien, J.A. Chen, 2010. Optimal spare ordering policy for preventive replacement under cost effectiveness criterion, *Appl. Math. Model.,* 34, 716–724. 2010.
9. B. Bergman,. On the optimality of stationary replacement strategies, *J. App. Prob.,* 17, 78–86. 1980.
10. R. Berrehal, S. Benissaad, Determining the optimal periodicity for preventive replacement of mechanical spare parts, *Mechanika,* 22(2), 165-161. 2016.
11. R. Manzini, A. Regattieri, H. Pham, E. Ferrari, *Maintenance for Industrial Systems*, Springer 314-339. 2010.

ETUDE DU REFROIDISSEMENT DES GAZ RECYCLES DANS UN MOTEUR DIESEL

HADJAB Riad[1], KADJA Mahfoud[2]

[1] Université de Ouargla, Route de Ghardaïa-Ouargla 30000-Algérie, Hadjab_riad@hotmail.com
[2]Université de Constantine1, Route de Ain El. Bey-Constantine 25000-Algérie, kadja_mahfoud@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Afin d'estimer les performances des refroidisseurs EGR, le paramètre de l'efficacité de refroidissement a été considéré. Pour cela, deux modèles de refroidisseurs EGR destinés aux moteurs Diesel des véhicules lourds ont été choisis et étudiés par des simulations numériques. Le logiciel Fluent CFD a été utilisé pour résoudre les équations régissant l'écoulement et le transfert de chaleur dans les deux modèles. La comparaison des résultats calculés pour les deux modèles ont permis de distinguer le second modèle avec chicane hélicoïdale comme étant le plus performant en terme d'efficacité de refroidissement.

Mots Clés: *Moteurs Diesel, NOx, EGR, échangeurs de chaleurs, efficacité de refroidissement, Fluent CFD.*

NOMENCLATURE

Symboles :

$T_{g,i}$ Temperature du gaz à l'entrée, °K
$T_{g,o}$ Temperature du gaz à la sortie, °K
$T_{w,i}$ Temperature de l'eau à l'entrée, °K
$T_{w,o}$ Temperature de l'eau à la sortie, °K
$\dot{m}_g$ débit massique du gaz, kg/s
$\dot{m}_w$ débit massique de l'eau, kg/s
$C_{p,g}$ chaleur massique du gaz, j/kg.°K
$C_{p,w}$ chaleur massique de l'eau, j/kg.°K

Lettres grecques :

ε efficacité de refroidissement

Indices / Exposants :

i entrée
o sortie
g gaz
w eau

1. INTRODUCTION

Le moteur Diesel est largement utilisé dans les véhicules modernes. Malheureusement, il est l'un des principales sources de pollution à cause des substances toxiques, tels que les oxydes d'azote (NOx) et d'autres polluants. Ces substances toxiques émanant des gaz d'échappement entraînent des effets néfastes sur la santé. L'EGR (Exhaust Gas Recirculation) est une technique qui peut réduire considérablement les émissions de NOx des moteurs diesel, surtout quand un refroidisseur de EGR est employé, voir Fig. 1.

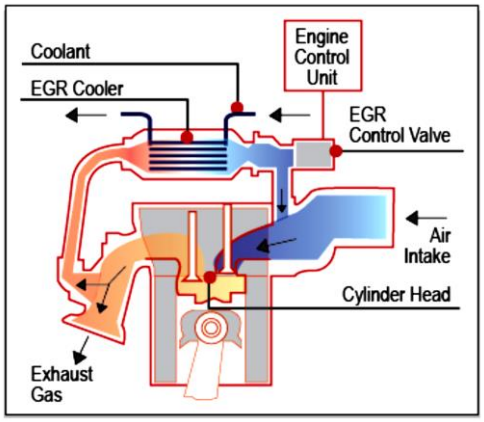


Fig. 1 Principe de fonctionnement de l' EGR

Dans le présent travail des simulations numériques ont été mené pour étudier le champ d'écoulement et les distributions de température à l'intérieur du refroidisseur EGR. Deux modèles différents de refroidisseur EGR sont étudiés, le premier modèle est classique, et le second modèle est améliorée par l'ajout d'une chicane hélicoïdale dans la zone de refroidissement. Les deux modèles se compose de 19 tubes lisses.

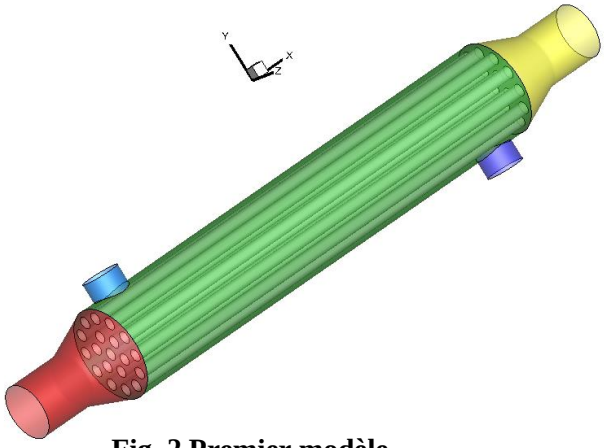


Fig. 2 Premier modèle.

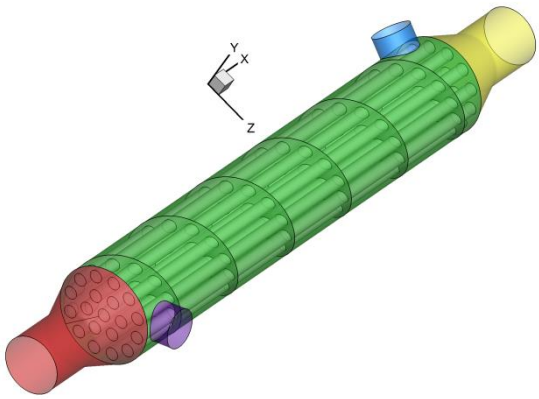


Fig. 3 Second modèle.

Dans le domaine de calcul, un maillage hexaédriques a été généré du côté du gaz pour la raison que l'écoulement dans cette région est le plus critique dans l'échange de chaleur, tan disque dans la région latérale du fluide refroidisseurs (l'eau) un maillage tétraédriques a été adopté. Un programme CFD Fluent 6.3 est introduit pour résoudre les équations de Navier-Stokes discrétisées en régime d'écoulement établie. Le modèle de turbulence k-ε standard a été utilisé pour traiter les problèmes d'écoulement turbulent à grande vitesse. Le schéma dit - the second order upwind difference scheme - est adopté pour les équations de mouvement, d'énergie et de la turbulence. Les conditions aux limites sont nécessaires pour la vitesse, la température et de pression. Aux entrées de fluide refroidisseur et du gaz, les débits massiques sont supposée constante à une température particulière. L'épaisseur de la paroi du tube et la chicane hélicoïdale sont définies comme nulle dans la

modélisation en raison de leur épaisseurs négligeables. Les propriétés physiques des gaz d'échappement dans les tubes dépendent de la température.

3. RESULTATS

L'efficacité de refroidissement (ε) d'un échangeur de chaleur est principalement définie comme étant le transfert de chaleur réel divisée par le transfert de chaleur maximum possible. Pour les échangeurs de chaleur de type co-courant, l'efficacité du refroidissement est calculée en utilisant l'expression suivante : $\varepsilon = \frac{T_{g,i} - T_{g,o}}{T_{g,i} - T_{w,i}}$ (1)

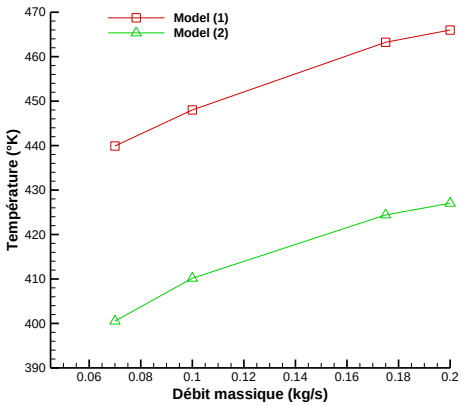


Fig. 4 Température de sortie pour chaque modèle

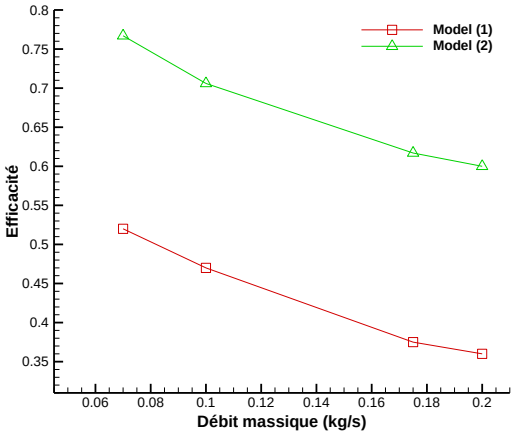


Fig. 5 Efficacité pour chaque modèle

Les fig. 4 et 5 présentent respectivement la variation de la température et de l'efficacité avec le débit massique des gaz d'échappement recyclé pour les deux modèles. Il est clair que le modèle (2) assure une meilleur efficacité par rapport au modèle (1). On doit noter que le modèle (1) est un échangeur de type co-courant. Cependant, on peut dire que le modèle (2) possède les caractéristiques des deux types d'échangeurs de chaleur à courants croisés et co-courant. Cette combinaison de types de courant améliore l'efficacité de l'échange thermique par l'allongement du chemin d'écoulement du refroidisseur. Les contours de la température sont présentées en coupe longitudinale dans la fig.6, pour les deux modèles et à un débit massique de 0,1 kg /s. A partir de ces contours, il est évident que le modèle (2) montre plus d'échange de chaleur. La raison est que la trajectoire hélicoïdale est assez long pour étendre la surface de transfert de chaleur et peuvent donc concurrencer les autres modèles qui utilisent l'augmentation du nombre de tubes.

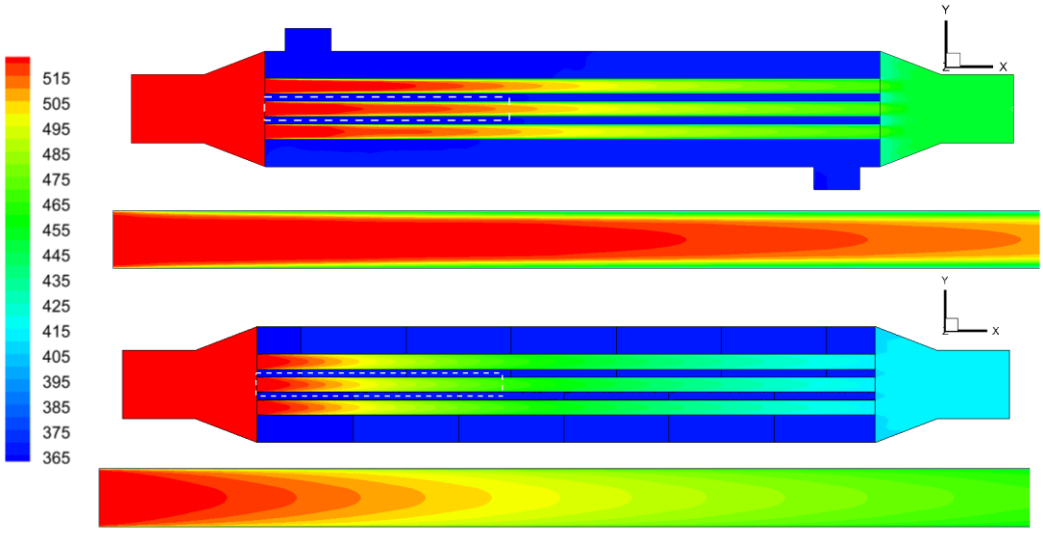


Fig. 6 Contours de température pour les deux modèles

Les contours des vitesses d'écoulement dans la région du gaz pour les deux modèles sont présentés dans la Fig.7 avec un débit massique de 0,1 kg/s. Les contours des vitesses pour les deux modèles sont semblables et c'est pour cette raison sont présenté en une seule figure. On peut voir que les vitesses d'écoulement sont presque uniforme à travers les tubes. On doit également noter que des petites régions de recirculation à faible magnitude de vitesse sont situés à proximité de la paroi conique et n'a aucun effet de perturbation sur l'écoulement. Ces régions de recirculation est une conséquence de l'élargissement du diffuseur. Par conséquent, le diffuseur est conçu avec un diamètre adéquat à l'entrée afin d'éviter de créer de plus grandes régions de recirculation qui peuvent empêcher les gaz d'échappement de s'écouler uniformément notamment à l'intérieur de la couronne extérieure des tubes.



Fig. 7 Contours des vitesses pour les deux modèles

La fig.8 présente les contours de la température du liquide de refroidissement (eau) dans le voisinage des tubes et à la sortie du côté du refroidisseur. On constate que le changement de température du liquide de refroidissement est à seulement de quelques degrés dans toutes les simulations, en raison du haut débit du liquide de refroidissement allant jusqu'à 1 kg/s. En effet, la variation de température à la sortie est de 3 ° C pour le modèle (1) et de 6 ° C pour le modèle (2). D'autre part, les relations d'équilibre de transfert de chaleur pour les échangeurs de chaleurs sont exprimés comme suit: $Q = (\dot{m}c_p)_w(T_{w,o} - T_{w,i}) = (\dot{m}c_p)_g(T_{g,i} - T_{g,o})$ (2)

Par conséquent, la température de sortie du côté de l'eau est donnée par: $T_{w,o}=\frac{(\dot{m}c_p)_g(T_{g,i}-T_{g,o})}{(\dot{m}c_p)_w} + T_{w,i}$ (3)

Une fois les calculs convergent, les températures de sortie du côté de l'eau pour chaque modèle sont vérifiés au moyen de l'équation (3), telles que: $c_{p_w} = 4205$ j/kg.°K à 363.15°K, $\dot{m}_w = 0.5\ kg/s$, $c_{p_g} = 1063.90\ j/kg.°K$ à 523.15 °K, $\dot{m}_g = 0.1\ kg/s$.

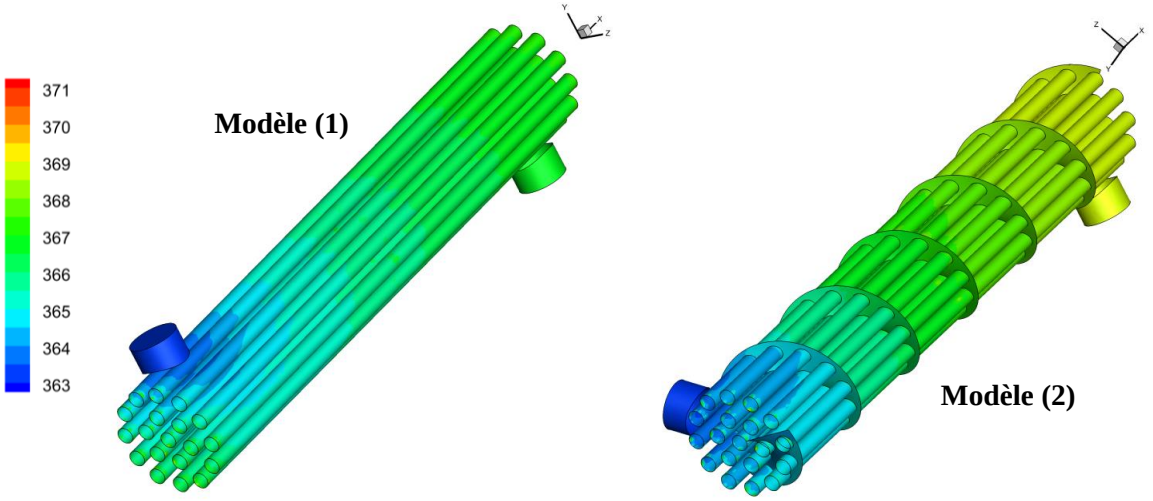


Fig. 8 Contours de température dans le coté du liquide de refroidissement

4. CONCLUSIONS

La performance des refroidisseurs EGR est estimée à partir de nombreux aspects tels que; la dimension, le coût, le poids, l'efficacité du refroidissement, la chute de pression et la robustesse. Dans la présente étude une simulation CFD à travers les deux cotés gaz et eau a été réalisée pour deux modèles de refroidisseurs EGR. Afin d'estimer le rendement de chaque modèle, le paramètre tel que l'efficacité du refroidissement est considérée. En premier lieu, il a été démontré que le second modèle possède une meilleure performance en terme d'efficacité de refroidissement. Cela est due à la particularité du chemin hélicoïdale qui permet de plus étendre la surface d'échange de chaleur et par conséquent un meilleur refroidissement. D'autre part, on a noté que le diffuseur doit être conçu avec un diamètre approprié à l'entrée du refroidisseur EGR pour éviter l'apparition des grandes régions de recirculation qui peuvent empêcher les gaz d'échappement de s'écouler uniformément et par conséquent engendrent une diminution de l'échange de chaleur. Enfin, il est démontré que les changements de température du liquide de refroidissement sont seulement de quelques degrés dans toutes les simulations, en raison de l'écoulement élevé du liquide de refroidissement.

REFERENCES

[1] J. B. Heywood. Internal Combustion Engine Fundamentals, McGraw-Hill, Inc, 1988.

[2] M. Zheng, G.T. Reader, J.G. Hawley, Diesel engine exhaust gas recirculation- a review on advanced and novel concept, Energy Convers. Manage, 45:883–900, 2004.

[3] Sunil S. Shinde, Samir S. Joshi and Dr.S.Pavithran, Performance Improvement in Single phase Tubular Heat Exchanger using continuous Helical Baffles, International Journal of engineering Research and Applications (IJERA), Vol. No.2, pp. 1141-1149, Jan 2012.

[4] Charnay, L., Ångström, H., Andersson, L., Palm, B. et al., "CFD Optimization of an EGR Cooler for Heavy-Duty Diesel Engines," SAE Technical Paper 2001-01-1755, 2001.

[5] Park, S., Choi, K., Wang, H., Kim, H. et al., "Heat Exchange Efficiency Characteristics of EGR Cooler with Stack-Type or Shell &Tube-Type," SAE Technical Paper 2007-01-3446, 2007.

[6] F.P.Incropera, D.P.Dewitt, T.L.Bergman, A.S.Lavine, Fundamentals of Heat and Mass Transfer; John Wiley & Sons, Inc, 2007.

VALORISATION DES EAUX REJETEES D'ABATTOIRS DE POULAILLERS, POUR LA FABRICATION DE BRIQUES BIOCLIMATIQUES

CHEMANI Halima

Département de Génie des Matériaux, Faculté des Sciences de l'ingénieur,
Université Hamed Bougara de Boumerdes - 35000 - ALGÉRIE -
Email: chemani_salima@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Dans ce travail, on a essayé d'appréhender l'impact des rejets d'eau d'abattoir déversés dans la nature, en les valorisant comme ajout dans la fabrication de matériaux bioclimatiques, afin de minimiser les dégâts provoqués par la pollution. Ce déversement constituent un important facteur de pollution des eaux souterraines et des eaux de surface .Les métaux lourds contenus dans les effluents urbains et industriels agissent de façon inhibitrice ou nuisible sur les micro-organismes épurateurs, même en quantité très faibles, leur toxicité est considérable. Actuellement les matériaux bioclimatiques sont devenus les éléments de construction les plus demandés, et les plus recherchés. car leur cout est relativement bas et constituent un environnement sain. Dans notre travail nous avons introduit l'eau de lavage d'un abattoir de poulailler dans des mélanges de fabrications de briques « éléments biomatériaux ».L'étude été portée sur 5différents mélanges (M_1- M_2- M_3- M_4), ayant des pourcentages d'ajouts en eau variant de (17 – 19- 21- 23%). Après élaboration de briquettes, caractérisation, et optimisation faite sur de ces dernières, on constate que l'usage de ces eaux usées dans la fabrication des biomatériaux constitue une percée intéressante dans les constructions du futur. Par ailleurs leur utilisation permet de minimiser le degrés de pollution, et la préservation de notre nature, et environnement.

Mots Clés: *Eaux d'abattoir, Valorisation, Elaboration ,Matériaux bioclimatiques, Caractérisation*

1. INTRODUCTION

La pollution est une dégradation de l'environnement par l'introduction dans l'air, l'eau ou le sol de matières n'étant pas présents naturellement dans le milieu. Dans la plus part des temps ce sont les actions de l'être humain qui cause cette dernière. Il existe plusieurs types de pollutions. Dans notre étude on s'est plus intéressé à la pollution bactériologique causée par les eaux de lavage larguée par un abattoir de poulailler entrainant avec elle un certain nombre de métaux lourds et dévastant les pâturages avoisinants .L'eau qu'elle soit douce, salée, de l'eau de pluie souterraine ou superficielle, peut être souillée par des matières qui peuvent la rendre nocive et polluée .Elle est à l'origine de différentes maladies et peut altérer gravement la santé[1][2]. Une bio-habitation ou habitation écologique respecte à la fois l'environnement et les principes du développement durable. Elle doit concilier l'économie, l'environnement et le social. Il s'agit d'atteindre le meilleur équilibre possible entre l'homme et son lieu de vie. Construire une bio-habitation implique de respecter le milieu écologique à chaque étape de la construction et de l'utilisation. [3] La fabrication de briques bioclimatique à base d'argile se démocratise dans le monde car sa résistance et son rôle de régulateur de l'humidité ambiante s'avèrent indéniables. Ses fonctions d'absorption et de diffusion combattent les poches d'eau. L'un des objectifs d'une bio-construction est de limiter au maximum la consommation d'énergie. Une habitation « bioclimatique » a une consommation inférieure ou égale à 50 kWh/m² par an, alors que la moyenne actuelle est d'environ 240 kWh/m².[4].Pour cela, on utilise des ressources peu transformées, locales et saines. Ce qui est le cas de cette étude et ou nous avons récupéré les eaux usées provenant d'un abattoir de la région de la grande Kabylie suite a la pollution d'une région agricole avoisinante qui a été complètement dévastée.Un Matériau bioclimatique est un

matériaux adéquat qui permet à la maison de bien respirer. L'enveloppe de la construction fait office de frontière entre l'intérieur et l'extérieur et permettant d'assurer une isolation thermique optimale sans aucun ajout d'isolant [5].Les eaux d'abattoir de poulailler peuvent bien être utilisées comme coproduits en substituant les eaux potables utilisées actuellement dans les industries céramiques. Les résultats sembles très satisfaisants car même leur utilisation dans les mélanges de fabrication de briques de constructions traditionnelles, les propriétés physico mécaniques, et esthétiques sont nettement améliorées. Le cout des produits a également connu une baisse considérable

2. EXPERIMENTATION

2.1 CARACTERISATIONS

L'étude est réalisée sur l'utilisation, de deux types d'argiles du Nord Algérien et des eaux usées d'abattoir de la région de la grande Kabylie. Les analyses chimiques d'argile ont été réalisées dans un spectromètre de fluorescence X PW2540 . Les analyses chimiques des eaux ont été réalisées par absorption atomique avec un type d'appareil Thermo Element At - Sonnar. L'analyse physico chimique DBO_5 est déterminée par la méthode respiratoire à l'aide d'un débéomètre marque WTW , modèle 1020T .L'analyse DRX a été déterminée dans un diffractomètre Siemens ,type 500D ,mA 40 Kvolt . The résistance mécanique a été déterminée avec un type d'appareil de flexion Gabrilli - Modèle: CRAB

3. RESULTATS

3.1 RESULTATS ET DISCUSSIONS

3.1 .1 ANALYSE CHIMIQUE

Les résultats des analyses chimiques sont effectués sur les principaux éléments combinés avec des argiles et leseaux usées .Ces dernières sont énumérés dans le tableau 1 et tableau 2. Les éléments prédominants dans les argiles sont: la silice, le calcaire, l'alumine, le fer et d'autres éléments secondaires ayant des teneurs relativement modérées. Les deux argiles présentent certaines similitudes, et sont de type ferrugineux. L'argile B, présente un taux d'éléments alcalino-terreux et de gaz SO3, plus important, que l'argile A. Ce qui explique la perte au feu élevée avec une teneur de16,49%

Oxydes(%)	**SiO_2**	**Al_2O_3**	**F_2O_3**	**CaO**	**MgO**	**K_2O**	**Na_2O**	**SO_3**	**PF**
Argile A	46,8	13,18	5,29	13 ,85	1,35	1,47	0 ,65	0,11	15,00
Argile B	46,5	12,73	5,89	14, 30	2,12	1,35	0,77	1,38	16,49

TABLEAU 1. Analyse chimique des deux argiles

Matières Organiques	**Potassium**	**Magnésium**	**Sodium**	**Calcium**	**Chrome**
C Mg/l	62,88	25,62	82,85	16,22	62,88

TABLEAU 2. Analyse chimique de l'eau usée d'abattoir

D'après le nouveau guide de la concentration de certains éléments chimiques présents dans l'eau destinée à la consommation humaine, les valeurs sont fixées comme suite :
Potassium : 12 mg/l .La concentration enregistrée dans nos analyses est nettement élevée (62,88 Mg/l) .
Magnésium : la concentration maximale admissible dans les eaux destinées à la consommation humaine : 50 mg/l. La valeur relevée est 25,62 Mg/l. La valeur est dans les normes.

Sodium : la concentration maximale admissible dans les eaux destinées à la consommation humaine est fixée à : 150 mg/l. Cette valeur est bien conforme aux normes [6].
Chrome : la forme chrome VI et les chromates (CrO_4) sont extrêmement toxiques et cancérigènes. Il appartient à la classe des métaux lourds. Ces Eléments métalliques et leurs dérivés organiques sont pour certains très dangereux , parce que potentiellement toxiques , non-biodégradables et bio-accumulables dans les chaînes alimentaires[7] .

3.1.2 ANALYSE PHYSICO CHIMIQUE DE L'EAU USEE D'ABATTOIR

Elle représente la quantité d'oxygène nécessaire aux micro-organismes pour oxyder (dégrader) l'ensemble de la matière organique présente dans un échantillon d'eau maintenu à 20°C, à l'obscurité, pendant 5 jours.
L'analyse de ces eaux révèle une valeur de DBO_5 = 763mg/l
Cette valeur est nettement élevée car la DBO_5 d'une eau de surface non polluée, varie de 2 à 20 mg/l. Au delà, on suspecte une pollution [8] [9][10]

Minéraux (%)	**Argile (A)**	**Argile (B)**
Quartz	26	26
Calcite	17	22,5
Dolomite	01	02
Feldspath	06	04
Minéraux ferrugineux	07	06
kaolinite	20	17,5
Chlorite	7.0	7,5
Illite	22	20

TABLEAU 3. Analyse minéralogique des deux argiles

3.2.CARACTÉRİSTİQUES TECHNOLOGİQUES

3.2.1. ELABORATION DES ECHANTILLONS

La mise en forme est réalisée dans le laboratoire industriel. Le séchage est effectué dans un four Memmert pendant 24 h. avec la température de 110 ° C .La cuisson est effectuée dans un four tunnel, avec deux températures: (860, et 950 ° C). Quatre types de mélanges ont été considérés et /ou le taux de chaque argile était respectivement de (80 et 20 %), avec des concentrations en eau usées de (17 - 19 - 21 et 23%).

3.2.2. PROPRİÉTÉS PHYSİCO-MÉCANİQUES DES ECHANTILLONS ELABORES

Les valeurs de certains paramètres physico mécaniques tel que l'absorption et la résistance à la flexion sont représentées dans les figures ci-dessus (figure 1 et figure 2)
Selon les figures suivantes on constate la grande efficacité de l'ajout de ces eaux usées à la place de l'ajout des eaux potables.
Pour un plus faible pourcentage exemple de 17% on obtient des produits moins absorbants et plus résistants à toute charge, et toute agression climatique, chimique et autre

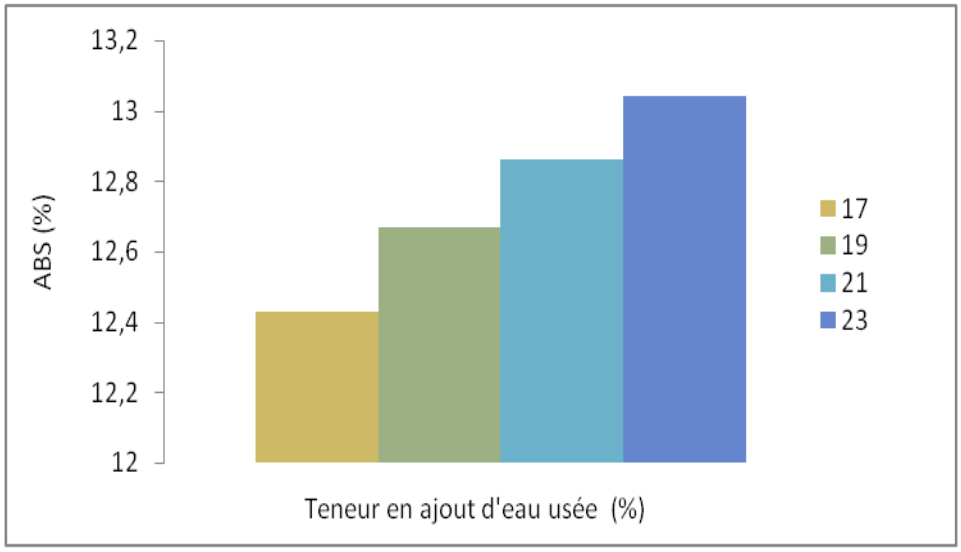


FIGURE 1. Variation de l'absorption d'eau en fonction de l'ajout d'eau usée d'abattoir

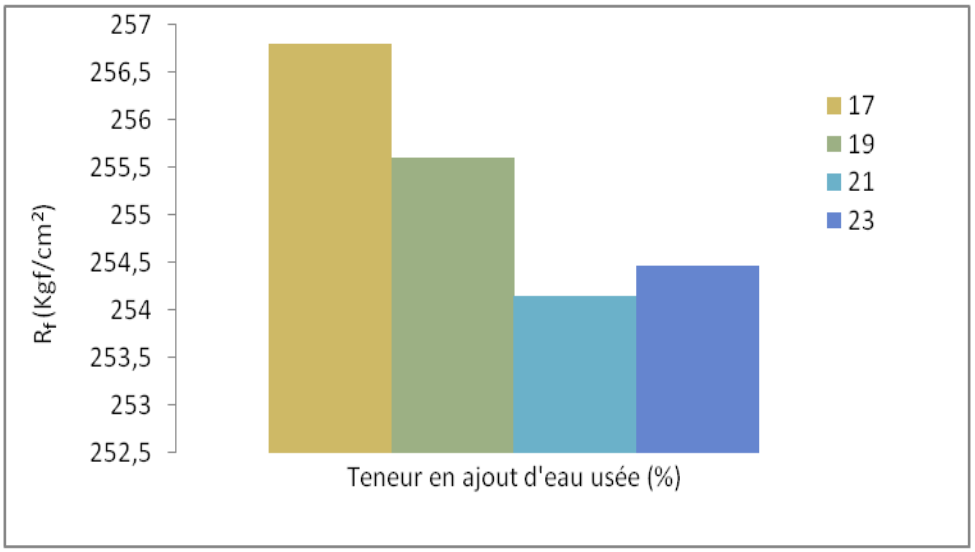


FIGURE 2. Variation de la résistance à la flexion en fonction de l'ajout d'eau usée d'abattoir

4. CONCLUSIONS

Les eaux usées d'abattoirs municipal de la région de la grande Kabylie présentent des valeurs de paramètres physico chimiques majeurs de pollution qui dépassent relativement les valeurs limites de rejets dans les milieux récepteurs .

Ces rejets représentent un grand risque de pollution environnementale ; d'où la nécessité de les traiter ou les valoriser pour permettre leur emploi dans d'autre domaines industriels
Selon la classification de l'office National des eaux potable, les eaux usées sont nettement chargées en matières organiques que les eaux urbaines, et représentent un degré considérable de toxicité.
Tenant compte de la baisse d'eau potable en raison du changement climatique, de nouvelles recherches sont lancées pour relever de nouveaux défis concernant le problème de valorisation et de recyclage de produits rejetés.
La valorisation des eaux usées d'abattoirs de poulaillers dans la recherche de nouvelles formulations pour l'élaboration de matériaux bio climatiques a fourni des résultats satisfaisants et prometteurs pour la construction des habitats du futur.

REFERENCES

[1]https://www.ladissertation.com/Sciences-et-Technologies/Sciences-Cognitives/La- Pollution-Des-Eaux-Superficielles-Et-Des-Nappes-192717.html

[2]. M. Chennaoui, O. Assobhei et M. Mountadar. « Biostabilisation des eaux usées d'abattoir de la ville d'El Jadida (Maroc) ». Rev. Biol. Biotech. Vol.2, No 1, April 2002. pp. 44-48

[3] https://mrmondialisation.org/la-serre-du-futur-cest-maintenant

[4[http://edito.construire.seloger.com/construction/maitriser-votre-projet/construire-sa-maison-avec-des-materiaux-ecologiques-article-1690.html par construire edité le 19 decembre 2014]

[5]http://www.maison-construction.com/materiaux/#YwD6CKFbpdxL94xh.97

[6][http://laease.com/calcium.html LAEASE - Groupe Technologies de Santé

[7] http://www.cpepesc.org/Les-principaux-parametres.html

[8] Driss Belghiti, Youssef El Ghamri et all.Caractérisation physico-chimique des eaux usées d'abattoir en vue de la mise en oeuvre d'un traitement adéquat : cas de Kénitra au Maroc Afrique sciences 05 (2) 2009 P ; 199- 216

[9]http://www.cpepesc.org/Les-principaux-parametres.html comission de protection des eaux,du patrimoine, de l'environnement,du sous sol et du chiroptère(CPEPESC)]

[10] - D.I. Massé and L. Masse. Characterization of wastewater from hog slaughterhouses in Eastern Canada and evaluation of their in-plant wastewater treatment systems». 2000b. Canadian Agricultural Engineering. Vol. 42, No. 3. 139-146.

INVESTIGATION EXPERIMENTALE DE LA CAPACITE D'ISOLATION THERMIQUE DES MATERIAUX BIO-SOURCES A BASE DE FIBRES DE PALMIER DATTIER

A. GHERFI[1], R. BELAKROUM[1], A. MERABET[2]

[1]Univ. Ouargla, Fac. des Sciences Appliquées, Lab. Dynamique, Interaction et Réactivité des Systèmes, Ouargla 30000, Algeria, gherfi_abdelhafid@yahoo.fr
[1]Univ. Ouargla, Fac. des Sciences Appliquées, Lab. Dynamique, Interaction et Réactivité des Systèmes, Ouargla 30000, Algeria, rassim.belakroum@gmail.com
[2]Laboratoire d'énergétique appliquée et pollution, Université de Constantine I, Algeria

RÉSUMÉ

Le confort thermique dans les habitations à bas prix, surtout dans les régions aride et semi aride, est un objectif primordial. Pour atteindre ce dernier, on doit donc changer la manière et les matériaux de constructions, c'est dans ce cadre qu'est inscrit ce travail dont l'objectif principale est d'investiguer expérimentalement la capacité d'isolation thermique de certains matériaux confectionnés à base des fibres végétaux disponibles dans les régions du sud algérien. Ce type de matériaux peut contribuer à l'amélioration du confort thermique et la minimisation de consommation excessive d'énergie. Dans ce contexte deux type de matériaux ont été confectionnés, pour différentes formulations, le premier à base de chaux et l'autre à base d'amidon comme liant. Les granulats utilisés sont les fibreS du palmier dattier, une fibre de surface (LIF) et une deuxième de feuilles (DJRID). La méthode adoptée pour évaluer la capacité d'isolation thermique de chaque matériau est purement expérimentale, les testes ont été réalisés sur 9 formulations différentes. Les résultats expérimentaux ont montrés que la formulation à base d'amidon est meilleure que celle à base de chaux, ainsi que le déchet (DJRID) du palmier dattier favorise l'isolation thermique.

Mots Clés: *Capacité d'isolation thermique, confort thermique, les fibres de palmier dattier.*

NOMENCLATURE

Symboles :

A amidon
C chaux
F fibre (LIF)
D déchet (DJRID)

1. INTRODUCTION

Les nouvelles réglementations en matière d'isolation thermique dans le secteur du bâtiment, devient un soucie primordiale, l'utilisation de l'énergie est devenue une préoccupation cruciale au cours des dernières décennies en raison de la croissance rapide de la demande d'énergie. Par ailleurs, les problèmes environnementaux causés par les ressources énergétiques conventionnelles, tels que le changement climatique, ont conduit les gens à chercher des sources d'énergie alternatives [1][2][3]. Il y a aussi maintenant une demande croissante pour une meilleure pratiques environnementales, car la plus grande partie des ressources qui sont utilisés sont non-renouvelables [4]

et génére des coûts inutiles si elles ne sont pas utilisées de manière rationnelle. Ainsi les installations solaires thermiques sont l'une des technologies les plus dynamiques dans le secteur des énergies renouvelables [5].

Dans ce contexte les chercheurs se sont orientés a la recherche de nouveaux matériaux pour constituer des systèmes économes en énergie. Cette recherche s'est dirigée vers l'utilisation des matériaux à très bas impact environnementale issus de la matière végétale. Ceux-ci sont, soit issus de la valorisation de leurs déchets (déchet du palmier dattier, les déchets de riz, les tiges du tournesol, par exemple), soit directement issus de la transformation de produits cultivés (chanvre, par exemple). Parmi les nouveaux matériaux a base végétale, le chanvre est le plus utilisé dans le secteur de la construction en France mais sa mise en application est encore limitée. Les fibres végétales sont des matériaux renouvelables et de leur élimination provoque une faible dégradation de l'environnement [6]. Ils ont été utilisés comme renforts dans les matériaux composites et parce qu'ils ont des propriétés structurelles qui confèrent une résistance thermique au flux de chaleur sont utilisés dans les systèmes d'isolation thermique [7].

Cette étude vise l'investigation expérimentale de la capacité d'isolation thermique d'un nouveau type de matériaux à base des fibres du palmier dattier avec deux types de granulats différents la chaux et l'amidon de maïs. Pour tester la capacité d'isolation thermique de chaque matériau on a concu 13 enceintes de dimension extérieur 350x350x350 mm, pour investiguer chaque formulation.

2. MATERIAUX ET METHODE EXPERIMENTALE

2.1 MATERIAUX ETUDIÉS

Le palmier dattier peut dégager plusieurs types de fibre : les fibres de surfaces, du bois de feuille, de tige …, dans notre étude deux types de fibres ont été utilisés, le premier c'est une fibre de surface dite LIF, et le deuxième c'est une fibre de tige connue sous le nom de DJRID.

Les matériaux utilisés au cours de cette étude sont des matériaux biosourcés à base des fibres du palmier dattier, le déchet (DJRID) et une fibre de surface appelé (LIF), où deux type de granulats ont été utilisés la chaux et l'amidon de maïs pour différentes formulations.

Les paramètres qui varient d'un mélange à l'autre sont le dosage et le type de fibre introduite (fibre du palmier dattier et déchet qui est appelé souvent (DJRID). Notre objectif est de tester la capacité d'isolation thermique du béton, et voir l'influence du pourcentage du granulat et le type de liant sur la capacité d'isolation thermique de chaque matériau. On résume dans le tableau 1 les différentes formulations testées.

TYPE DE LIANT	References	Pourcentage du Granulat (Fibre Et Déchet)
A BASE DE CHAUX	C 20% F	20 %
	C 50% F	50 %
	C 20% D	20 %
	C 50% D	50 %
A BASE D'AMIDON	A 20% F	20 %
	A 30% F	30 %
	A 20% D	20 %
	A 30% D	30 %
SANS LIANT	100% F	100%
SANS LIANT	100% D	100%

TYPE DE LIANT	References	Pourcentage du Granulat (Fibre Et Déchet)
A BASE DE CHAUX	C 20% F	20 %
	C 50% F	50 %
	C 20% D	20 %
SANS LIANT	Polystyrène expansé	Sans granulat
SANS LIANT	Laine de verre	Sans granulat
SANS LIANT	Air	

TABLEAU 1. Différentes formulation des Matériaux étudiés

2.2. METHODE EXPERIMENTALE

Pour estimer la capacité d'isolation thermique de chaque matériaux conféctionnés, on coule chaque formulation entre la paroi intérieure et extérieure des 13 enceintes confectionnées. La distance entre les deux parois est de l'ordre de 50mm. Après la coulée du matériau dans les enceintes ces dernières restent ensuite confinées 72 heures dans une température ambiante constante, avant d'être exposées au soleil.

Pour mieux situer la capacité d'isolation thermique de chaque matériau nous avons testé en parallèle les matériaux isolants les plus utilisés comme la laine de verre, le polystyrène expansé, ainsi que la fibre et le déchet du palmier dattier sans liant.

2.2.1. PREPARATION DES ENCEINTES

13 enceintes en tôle ont été réalisées dans ce programme expérimental, ces dernières se composent de deux parois intérieure et extérieure, les dimensions et la forme de ces enceintes sont illustrées par la figure 1.

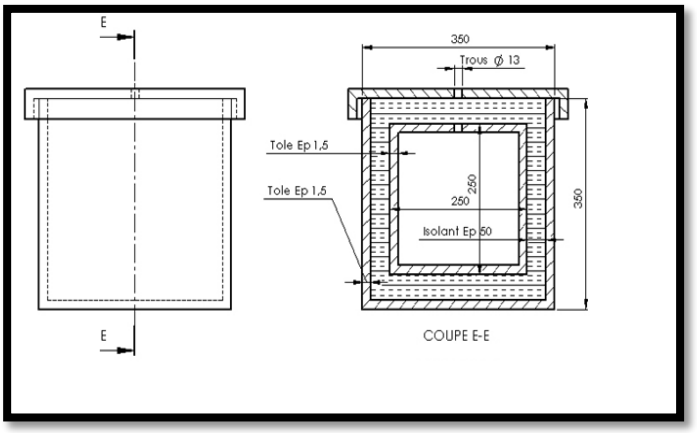


FIGURE 1. Forme et dimensions des enceintes du teste

2.2.2. DISPOSITIF EXPÉRIMENTALE DE MESURE:

L'objectif est d'étudier l'influence du pourcentage des granulats ainsi que le type de liant sur la capacité d'isolation thermique de chaque matériau. L'idée de base est de placer l'isolant entre les deux parois de l'enceinte, introduire de l'eau chauffé à 80°C dans l'enceinte intérieure et faire le suivi de température intérieure et extérieure au cours du temps durant 9 heures à l'aide deux thermocouples de surface type K, le premier est placé sur la paroi extérieure est l'autre sur la paroi intérieure de l'enceinte et une sonde de température standard immergée dans l'eau .L'acquisition des données est réalisée par le biais d'une station d'acquisition des données trois voix de marque **COBRO 3 Chem-Unit PHYWE,** en plus le suivi de la température ambiante au cours du

temps est réalisé par un enregistreur autonome de marque **CHAUVIN ARNOUX ,** le dispositif expérimentale est schématisé par la figure 2.

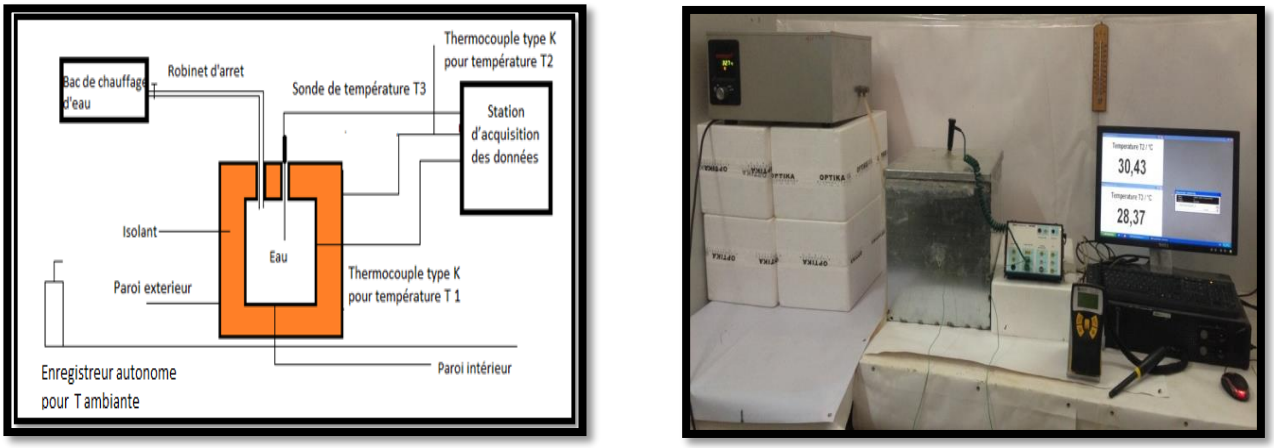
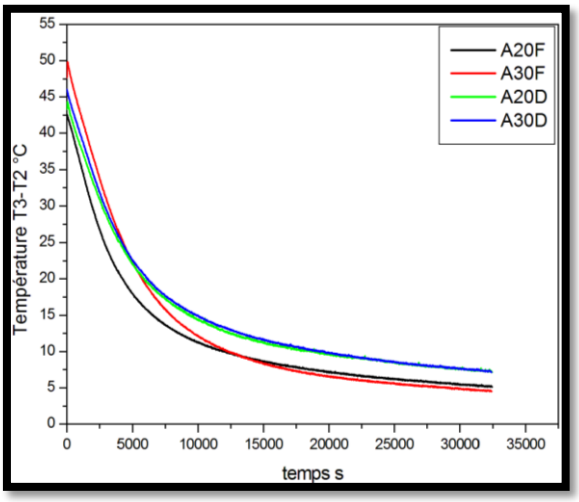
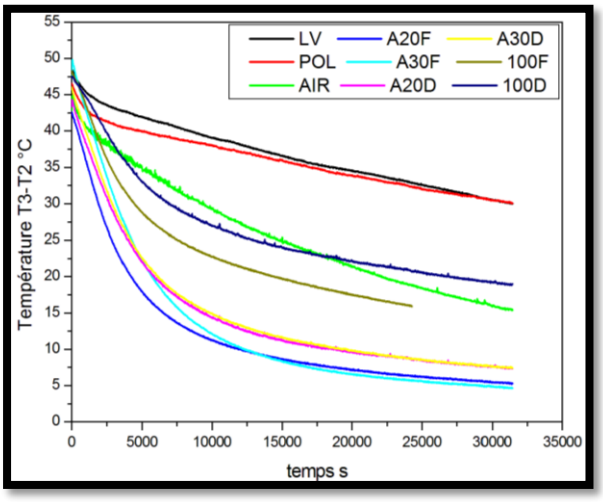


FIGURE 2. Schéma du dispositif expérimental





2. RESULTATS

FIGURE 4 FIGURE 3

Evolution de la différence de température T3-T2 en fonction du temps
matériaux à base d'amidon

La figure 3 montre l'évolution de la différence de température entre la paroi intérieur de l'enceinte et sa paroi extérieure (**T3-T2**) en fonction du temps, ou l'amidon est pris comme liant qui ne varie pas d'un matériau à un autre, et on change les granulats et leurs pourcentages d'une formulation a une autre. Il apparaît nettement que le pourcentage du liant (amidon) n'a presque aucune influence sur l'amélioration de la différence de température **T3-T2**, les deux matériaux **A 20 F** et **A 30F** ont la même allure,ainsi on remarque que T3-T2 prend une forme presque linéaire et stable après la 3ème heure de l'essai jusqu'à la fin du teste,il est presque égale à 5°C , par

ailleurs les deux matériaux **A 20 D**, **A 30 D** ont une différence de température plus important qui est de l'ordre de 10°C, cela est dû au type de granulat, donc on peut dire que le déchet (**DJRID**) est meilleure par rapport à la fibre (**LIF**) du palmier dattier.

Sur la figure 4 on présente une comparaison entre les matériaux étudies avec les isolants cités ci-dessus (laine de verre, polystyrène expansé), ainsi qu'entre la fibre de palmier dattier **(LIF)**, le déchet **(DJRID)** sans liant et l'air. La première remarque d'après ce graphe est la suivante :

La différence de température T3-T2 du déchet 100% est meilleur, il est de l'ordre de 25°C tandis que pour 100% de fibre et l'air sont égale 15°C.

La figure 5 montre l'évolution de la différence de la température T3-T2 en fonction du temps pour des formulations à base de chaux, l'influence du pourcentage du liant est très claire, le matériau **C 50 D** présente un une différence de température T3-T2 meilleure, ainsi que le type des granulats, le déchet (**DJRID**) a une meilleure isolation que la fibre (**LIF**).On peut aussi voir sur cette figure que les deux matériaux **C 50 F** et **C 20 D** ont la même tendance, un compareson de ces matériaux par rapport à la laine de verre, le polystyrène expansé et l'air est illustré par la figure 6.

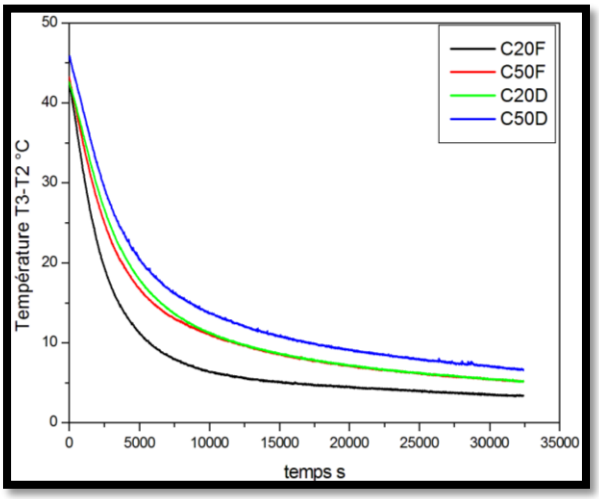


FIGURE 5

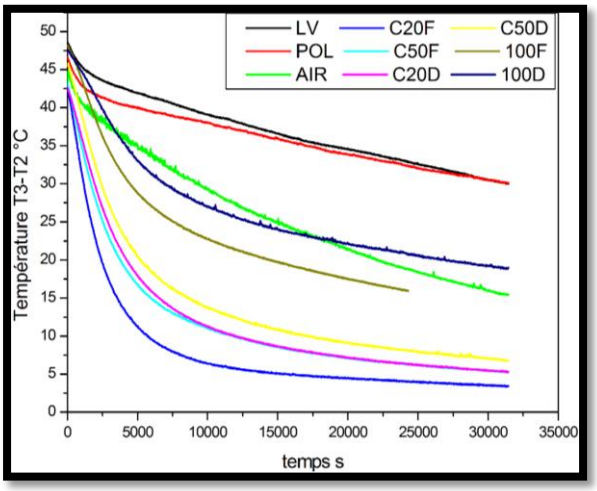


FIGURE 6

Evolution de la différence de température T3-T2 en fonction du temps
matériaux à base de chaux

le tableau 3 resume la variation de la différence de température T3-T2 après 3 heures et 9 heures de chaque matériau :

Matériaux	T3-T2 Après 3 Heures	T3-T2 Après 9 Heures
Polystyrène Expansé	37,59	30,08
Laine de verre	38,68	29,98
100% D	26,39	18,98
100% F	22,15	15,91
Air	28,43	15,43
A 30% D	14,14	7,41

Matériaux	T3-T2 Après 3 Heures	T3-T2 Après 9 Heures
Polystyrène Expansé	37,59	30,08
Laine de verre	38,68	29,98
100% D	26,39	18,98
A 20% D	13,64	7,37
C 50% D	13,14	6,73
C 20% D	10,15	6,15
A 20% F	10,62	5,31
C 50% F	10,58	5,25
A 30% F	11,26	4,67
C 20% F	6,04	3,43

TABLEAU 2. Variation de la différence de température après 3 H et 9H de chaque matériau

Il est enregistré que la capacité d'isolation thermique de ce type de matériaux est sensible au deux paramètres: le premier c'est le type des granulats, l'autre est la nature du liant. On peut voir d'après le tableau 3, que plus les granulats augmentent dans le matériau plus la capacité d'isolation thermique de ce dernier s'améliore, en plus on peut conclure que l'amidon favorise l'isolation tandis que la chaux dégrade l'isolation, ainsi que le déchet **(DJRID)** est meilleur par rapport à la fibre **(LIF)**.

4. CONCLUSIONS

Durant cette étude, nous nous sommes intéressés à l'investigation expérimentale de la capacité d'isolation thermique de certains matériaux biosourcés locaux, élaborés a la base des fibres du palmier dattier, en s'appuyant sur la caractérisation thermique de chaque formulation étudié. Une analyse comparative des différentes formulations par rapport aux matériaux d'isolation disponible sur le marché a été réalisée, afin de bien comprendre l'influence de chaque constituons sur la capacité d'isolation thermique de matériau étudié.
Les essais que nous avons effectués sur différentes formulations des matériaux testés ont permis de mettre en évidence l'influence du granulat, le type des fibres utilisés et le pourcentage de chaque granulat utilisé sur la capacité d'isolation thermique de chaque matériau. Les observations essentielles que nous pouvons retenir sont :

- Les caractéristiques thermiques des fibres du palmier dattier sont très proches a celle de la laine de verre, le polystyrène expansé, ainsi que la lame d'air. Ces fibres ont un effet tres favorable sur l'isolation thermique.
- L'ajout De la chaux comme liant dans les granulats (fibres du palmier dattier) dégrade les performances thermiques des fibres.
- La différence de température T3-T2 du matériau est plus important pour les pourcentages des granulats plus élevée, pour les deux types de liant, chaux et amidon.
- Les matériaux à base d'amidon présentent un déphasage de la température T3-T2 très important, que les matériaux à base de chaux.

REFERENCES

[1] Muneer, T., Maubleu, S., Asif, M., 2006. Prospects of solar water heating for textile industry in Pakistan. Renew. Sustain. *Energy Rev*. 10 (1), 1e23.

[2] Dovi, V.G., Friedler, F., Huisingh, D., Klemes, J.J., 2009. Cleaner energy for sustainable future. J. *Clean. Prod*. 17 (10), 889e895.

[3] Mekhilef, S., Saidur, R., Safari, A., 2011. A review of solar energy use in industries. Renew. Sustain. *Energy Rev*. 15 (4), 1777e1790.

[4] Kubota, F.I., Rosa, L.C., 2013. Identification and conception of cleaner production opportunities with the theory of inventive problem Solving. *J. Clean. Prod*. 47,199e210.

[5] Kumar, R., Rosen, M.A., 2011. Integrated collector-storage solar water heater with extended storage unit. *Appl. Therm. Eng*. 31 (4), 348e354.

[6] Joseph, P.V., Rabello, M.S., Mattoso, L.H.C., Joseph, K., Thomas, S., 2002. Environmental effects on the degradation behaviour of sisal fibre reinforced polypropylene composites. *Compos. Sci. Technol*. 62 (10e11), 1357e1372.

[7] Benmansour, N., Agoudjil, B., Gherabli, A., Kareche, A., Boudenne, A., 2014. Thermal and mechanical performance of natural mortar reinforced with date palm fibers for use as insulating materials in building. *Energy Build*. 81, 91e104.

OPTIMAL DESIGN AND COMPARISON BETWEEN RENEWABLE ENERGY, HYBRID ENERGY AND NON-RENEWABLE ENERGY SYSTEMS: CASE OF SKIKDA, ALGERIA

A. GABOUR[1], A. METATLA[2]

[1,2]Department of mechanics. Faculty of technology, University of 20 Août 1955 Skikda, B P 26, route EL-Hadaik, 21000 Skikda, Algeria.
[1,2]Laboratory of Mechanical Engineering and Materials, University of Skikda, Algeria
[1]gabour.mina@hotmail.fr
[2]metatla21_abderrezak@yahoo.fr

ABSTRACT

In the present paper, an optimal design and comparison between three power systems : renewable system , non-renewable system and hybrid renewable system for a city in Skikda, Algeria, applied in term of technical and economic feasibility by simulation using HOMER. HOMER software (hybrid optimization model for electric renewables) simplifies the task of evaluating the different conceptions of power systems, off-grid and grid-connected, for a variety of applications. It can analyze and combine various energy sources to arrive at an optimal display configuration.

The results show that the hybrid energy system is preferred over the two other systems because the renewable system is very expensive and the the non-renewable system emits considerable amounts of the greenhouse gas

Mots Clés: *Renewable, Non-Renewable, hybrid, optimal design, HOMER.*

1. INTRODUCTION

Stand-alone renewable energy systems constitute an alternative to the grid connected systems. They include solar radiation, wind and hydraulic sources which are essentially inexhaustible resources. The amount and proportion of generated renewable energy are expected to rise so largely because of the ever diminishing supplies of gas and oil and also because of the international awareness and programs to support renewable energy generation [1]. The Combination of two or more different sources of energy is called a hybrid system. Hybrid systems such as wind-diesel or photovoltaic-diesel are now proven technologies for electric supply in remote locations [2]. The design of hybrid renewable energy systems requires appropriate dimensioning in terms of power as well as suitable choice of the system components according to the available resources. For this reason, simulation software packages constitute an essential tool for the analysis and the comparison of different combinations and alternatives. Analysis must take into consideration three main constraints: Firstly, the available renewable resources in a given region. Secondly, the load profile, and thirdly, the availability of financial resources [6].

Simulation and optimization of hybrid energy system can be achieved by various software which are nowadays available. Examples of that software include HOMER, HOGA and Hybrid2, which offer different background of application and simulation [3]. HOMER software is a user-friendly micropower design tool that simulates and optimizes stand-alone and grid connected power systems. Recently, it has widely been used in the field of renewable energy [5]. It can be used with any combination of wind turbines, PV arrays, run-of-river

hydro power, biomass power, internal combustion engine generators, micro turbines, batteries, and hydrogen storage, serving both electric and thermal loads.

The objective of this work: find the optimal design for the proposed systems, that is to say the minimum cost of production and make comparison between them.

2. HOMER SOFTWARE AND POWER SYSTEMS COMPONENETS

HOMER (Hybrid Optimization Model for Electric Renewable) software has been developed by NREL (National Renewable Energy Laboratory) [7]. It performs hourly simulations of every possible combination of components entered and ranks the systems according to user-specified criteria such as cost of energy (COE) or Capital Costs (CC). HOMER has been extensively used as a sizing and optimization software tool [4]. Power systems can consist of any combination of wind, photovoltaic, diesel, and batteries… etc. In study we consider three proposed systems: The renewable energy system is shown in Fig.1. which consists of a photovoltaic to power the load. The non-renewable system is shown in Fig.2. which consists of a diesel generator and batteries to power the load. The hybrid renewable energy system is shown in Fig.3.which consists of a photovoltaic to power the load. The components of the studied systems are:

Photovoltaic module: The PV modules used with 250 W maximum power.
Converter: A converter is used which functions as an inverter and rectifier depending on the direction of power flow [10]. The inverter model used in this project is based on a power unit (4 kW).
Battery: Battery bank stores the electrical energy produced by the PV cells and the DG, and makes the energy available at night or on dark days (days of autonomy or no-sun-days) [9] The Surrette Trojan T-105 (6 V, 225 Ah) storage batteries are utilized in the system
Diesel generator: the use of diesel generators is very common in the hybrid power system to achieve required autonomy. The selection of a diesel generator depends on the category and nature of the load[8], The diesel generators utilized are of 5.5k.
Diesel Price : The diesel price used for the analysis is $0.18 per liter (according to[11].)
The overall summary of technical and economic parameters of the hybrid system component are presented in Table1, Table2 and Table3.

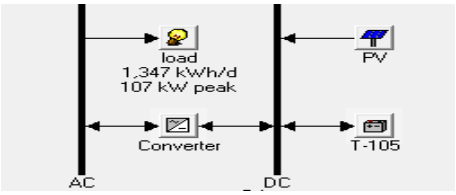


FIGURE 1. Schematic diagram of the renewable energy system

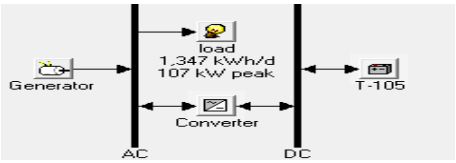


FIGURE 2. Schematic diagram of the non-renewable energy system

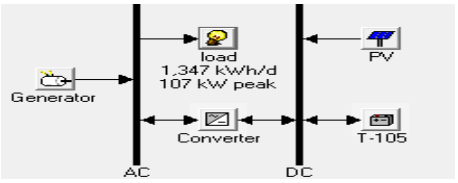


FIGURE 3. Schematic diagram of the hybrid renewable system

3. SOLAR ENERGY POTENTIAL

The solar radiation data was automatically generated with HOMER by inserting the coordinates (longitude and latitude of the region. The geographical coordinates of the data collection site were 36° 39' N latitude, 6° 50' E longitude and 132 m altitude above mean sea level. The monthly average of solar radiation and clearness index of the province of Skikda for one year obtained through HOMER are given in Fig.4. The solar radiation data for the selected remote area was estimated to range between 2.118kW h/m^2/day and 7.010kW h/m^2/day with an average annual solar radiation estimated to 4.55kW h/m^2/day. It can be noticed that more solar irradiance can be expected from the month of May to August while less solar irradiance is to be expected from November to February.

4. ELECTRICAL LOAD

An important step in the design of the hybrid system is the determination of electricity load. Fig.5. shows the monthly profile for the assumed electric load. The load has an average value of 1.347 kWh/day and a peak of 107kW.

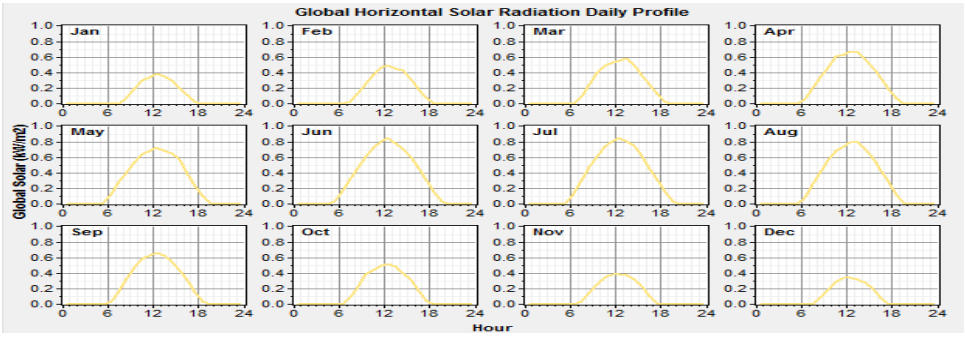


FIGURE 4. Monthly average daily radiation

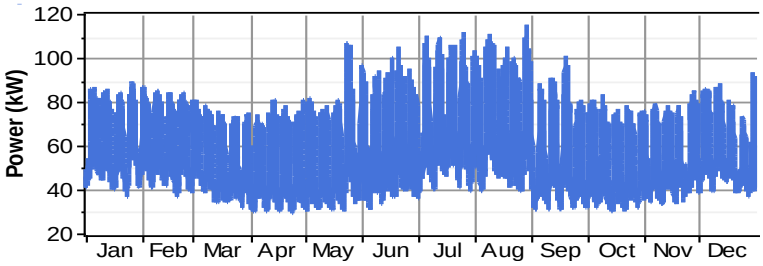


FIGURE 5. Daily load profile during a year.

5. HOMER SOFTWARE INPUT DATA

The capital, replacement, and O&M costs of various used equipment have given in the following tables.
Table 1 shows the Capital cost of the different components, Table 2 shows the replacement cost of the different components and Table 3 shows the maintenance cost for the of the components.

Unit	Size	Capital Cost	Unit	Size	Capital Cost
PV panels	**0.250 KW**	**2500 $**	**Inverters**	**4 kW**	**329 $**
Diesel Generator	**5.5 kW**	**230 $**	**Batteries**	**1 6V**	**174 $**

TABLE 1.The Capital Cost [12]

Unit	Size	Replacement Cost	Unit	Size	Replacement Cost
PV panels	**0.250 KW**	**2500 $**	**Inverters**	**4 kW**	**329 $**
Diesel Generator	**5.5 kW**	**230 $**	**Batteries**	**6V**	**174 $**

TABLE 2. The Inputs Of The Specific Replacement Cost[12]

Unit	Size	O&M Cost	Unit	Size	O&M Cost
PV panels	**0.250 KW**	**0 $**	**Inverters**	**4 kW**	**10 ($/year)**
Diesel Generator	**5.5 kW**	**0. 5($/h)**	**Storage Batteries**	**6V**	**5($/Unit/year)**

TABLE 3.The Inputs of the Maintenance Cost [12]

6. RESULTS AND DISCUSSIONS

A summary of the optimized results of the different system categories is shown below. It is interesting to note, that the diesel system shows the lowest Net Present Cost of all the systems investigated. As shown in Table5, the initial cost of the PV Stand-alone system is the highest among all the systems, the PV system uses no fuel, and the other systems Hybrid System and Diesel Generator pay from $246,789 and $398,152 per year, respectively. The levelized cost of energy COE gives the average cost of producing one kWh of electricity. Table 4 shows that the PV stand-alone system has the highest COE per kWh (1.751$), while the COE of Diesel ($0.209) and the COE of hybrid systems ($1.029).

For the non-renewable energy system, the total Net Present Cost (NPC) is $1,167,855. Diesel generator burns 192,848L of fuel per year and annual generator run time is 8,760 hours. Fig. 7 shows the monthly average electric production of the system which is totally produced by diesel generator . Diesel generator produces 488,662 kWh/yr. The total Net Present Cost (NPC) of hybrid system is $5,778,319. The system will consume only 119,534 liters of diesel fuel per year and annual generator run time is expected to be 5,828 hours. Fig. 6 shows the monthly average electric production of the system. Photovoltaic production is 70% with 692,861kWh/yr.

System	NPC $	Levelizd COE ($)
Renewable	**9,592,536**	**1.751**
Hybrid System	**5,778,319**	**1.029**
Non-renewable	**1,167,856**	**0.209**

TABLE 4. Summary of the simulation results

System	Initial Capital $	Remplacement Cost $	O&M Cost $	Annual Fuel $	Total NPC $
Renewable	**8,843,425**	**470,964**	**278,146**	**0**	**9,592,536**
Hybrid System	**5,018,531**	**21,919**	**491,320**	**246,789**	**5,778,319**
Non-renewable	**11,128**	**25,591**	**733,319**	**398,152**	**1,167,856**

TABLE 5 .The details of the NPC cost

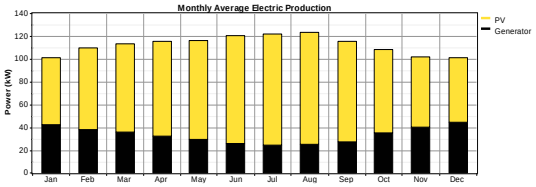


FIGURE 6. Monthly average electric production for hybrid energy system

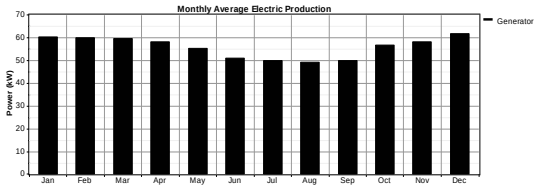


FIGURE7. Monthly average electric production non-renewable energy system

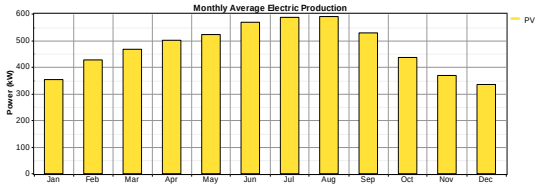


FIGURE 8. Monthly average electric production for renewable system

System	Renewable system	Hybrid System	Non-renewable system
Carbon dioxide	**0**	**314,774**	**507,832**
Carbon monoxide	**0**	**777**	**1,254**
Unburned hydrocarbons	**0**	**86.1**	**139**
Particulate matter	**0**	**58.6**	**94.5**
Sulphur dioxide	**0**	**632**	**1,020**
Nitrogen oxides	**0**	**6,933**	**11,185**

TABLE 6. Annual emissions of the three studied systems.

Diesel generator production is 30% with 291,895kWh/yr. The total Net Present Cost (NPC) of PV is 9,592,536. Fig. 8 shows the monthly average electric production of the system. Photovoltaic production is 100% with 1,108,916kWh/yr. The total NPC of the renewable system is only about 1.6 times of the hybrid and 8.2 times of the diesel system.

7. CONCLUSION

This paper compared three different systems: The first system is renewable energy system and the second is a hybrid system and the third is non-renewable energy system. This comparison is done using HOMER software. From the economical analysis it is easy to notice that, the renewable system is the most expensive way to generate electricity among the other systems, but in terms of carbon dioxide emissions, it is more environmentally sound because the system emits no CO_2 during the electricity production, while the Diesel

generator system emits considerable amounts of the greenhouse gas, the results show the renewable system and the hybrid renewable energy system significantly reduce the running time of diesel generator and this helps to reduce the emission level.

From an environmental standpoint, in terms of pollutant emission and economic feasibility, the hybrid energy system is preferred over the two other systems.

REFERENCES

[1] T. Tahri, A. Bettahar, and M. Douani,Optimization of a Hybrid Wind-Pv-Diesel Standalone System: Case Chlef, Algeria, *International Scholarly and Scientific Research & Innovation,* 7, 1, 55-58, 2014.

[2] D. Saheb-Koussa, M. Haddadi and M. Belhamel,Economic and technical study of a hybrid system (wind–photovoltaic–diesel) for rural electrification in Algeria, *Applied Energy*, 86, 7-8, 1024-1030, 2009.

[3] J.L. Bernal-Agustín, and R. Dufo-López,Simulation and optimization of stand-alone hybrid renewable energy systems, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 13, no. 8, . 2111-2118, 2009

[4] O.H. Mohammed, Y. Amirat, M. Benbouzid and A.A. Elbaset,Optimal design of a PV/fuel cell hybrid power system for the city of Brest in France, *in 2014 IEEE International Conference on Green Energy (ICGE)*, 119-123. 2014,

[5] D. Connolly, H. Lund, B.V. Mathiesen and M. Leahy,A review of computer tools for analysing the integration of renewable energy into various energy systems, *Applied Energy*, 87, 4, 1059–1082, 2010.

[6] F. Chellali , A. Khellaf, A. Belouchrani, and A. Recioui,A contribution in the actualization of wind map of Algeria, *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 15, 2, . 993–1002, 2011.

[7] http://homerenergy.com/

[8] V. Khare, S.Nema and P. BaredarOptimization of the hybrid renewable energy system by HOMER, PSO and CPSO for the study area, *International Journal of Sustainable Energy*, 12, 4, . 1-18, 2015

[9] E.O. Diemuodekea and C.O.C. Oko Optimum configuration and design of a photovoltaic–diesel–battery hybrid energy system for a facility in University of Port Harcourt, Nigeria , *International Journal of Ambient Energy*, 37, 1, 2-9, 2013

[10] A.V.Anayochukwu and E.A.Nnene, ,Simulation and Optimization of Hybrid Diesel Power Generation System for GSM Base Station Site in Nigeria, *Electronic Journal of Energy & Environment*, 1, 1, . 37–56, 2013.

[11] http://fr.globalpetrolprices.com/diesel_prices/

[12] L.Olatomiwa, S. Mekhilef, A. S. N. Huda and K. Sanusi Techno-economic analysis of hybrid PV–diesel–battery and PV–wind–diesel–battery power systems for mobile BTS: the way forward for rural development, *Energy Science & Engineering*, 3, 4, 271–285, 2015.

PLASMA-CATALYTIC DESTRUCTION OF TEXTILE DYEING WASTEWATER USING TITANIUM DIOXIDE

Houria GHODBANE[1,2], Oualid HAMDAOUI[2]
[1] Univ Souk Ahras, Fac. Sci& T Dept. Process Engineering. Souk Ahras, Algeria, hiba_ghodbane@yahoo.fr
[1,2]Laboratory of Environmental Engineering, Faculty of Engineering Sciences, Department of Process Engineering, Badji Mokhtar-Annaba University, P.O. Box 12, Annaba 23000, Algeria.

ABSTRACT

The aim of this work is to study the destruction of Acid Blue 25 dye (AB25), used in the textile industry, by DC glow discharge generated in argon atmosphere in the absence and presence of TiO_2. The effect of operational parameters such as catalyst load and pH of solution on the degradation of AB25 is investigated. It was found that the degradation rate is increased in the presence of TiO_2, in comparison to discharge alone. As shown by the results, the degradation increases with treatment time until the catalyst load reaches 0.5 g L-1. The degradation maximum (90%) is obtained within 1 h of treatment, while the plasmachemical treatment without catalyst only gave 78% AB25 degradation after the same treatment time. The pH has significant influence on the dye degradation.

Keywords: glow discharge, wastewater, non-thermal plasma, advanced oxidation processes, Acid Blue 25

1. INTRODUCTION

Dyeing and finishing of textile goods is a major concern to the environmentalist, due to the introduction of large quantities of color, chemical oxygen demand, nonbiodegradable organics, and other hazardous chemicals into the process effluents [1]. Discharge of such effluents imparts color to receiving streams and affects its aesthetic value. Colors interfere with penetration of sunlight into waters, retard photosynthesis, inhibit the growth of aquatic biota and interfere with gas solubility in water bodies [2–4]. There is a need to develop effective methods for the removal of such organic pollutants, either to less harmful compounds or, to their complete mineralization. Considerable efforts have been made by many researchers to find appropriate treatment systems in order to remove pollutants and impurities of wastewaters emanated from the textile industries. Advanced oxidation processes (AOPs) are considered as themost attractivemethods for the treatment of contaminated water containing toxic and nonbiodegradable pollutants [5–10]. The non-thermal plasma technique is an AOP that combines different physical and chemical effects, such as pyrolysis, UV photolysis, electrohydraulic cavitation, as well the formation of oxidizing species: radicals (H, O, •OH) and molecules (H2O2, O3, *etc*.) [11,12]. Atmospheric pressure non-thermal plasma recently has attracted a lot of attention for the application of wastewater treatment due to its excellent performance in attacking organic pollutants and the absence of secondary pollution [11,13]. There are many different methods of non-thermal plasma generation, *e.g*.: DC plasma above liquid, pulsed streamer discharge in liquid, and dielectric barrier discharge. Among various plasma reactors for water treatment, glow discharge above water is attractive as an AOP because of the simplicity of the setup, the easy control of plasma parameters. and the possibility of generating discharge in different gases. Moreover, plasma treatment can be combined with other AOPs. The main problem with using

plasma as an AOPs is its energy cost. The average destruction efficiency of plasma is in the range of 0.03-12 g kWh^{-1} [14], which is still too high for wide use of this promising technology. One way to overcome this limitation is the use of plasma in combination with a catalyst, where the catalyst is activated directly by plasma, *e.g*. through UV photons. The combination of glow discharge with other advanced oxidation processes has been suggested as a tactical way to overcome the limitations of the plasma-chemical degradation process on its own. In this study, we have used DC glow discharge for the degradation of a widely used textile dye. This technique is coupled with photocatalysis with titanium dioxide (TiO_2). TiO_2 is used in mineralization of toxic organic pollutants in wastewater treatment. TiO_2 in solution can be excited by light of a wavelength less than 385 nm and •OH generated on the surface of the TiO_2 is able to oxidize non-selectively a great number of organic pollutants in water, as demonstrated in [15,16].

The objective of this work is to study the degradation of Acid Blue 25 dye (AB25), used in the textile industry, by DC glow discharge generated in argon atmosphere in the absence and presence of TiO_2. The effect of operational parameters such as catalyst load and pH solution on the degradation of AB25 is investigated.

2. MATERIALS AND METHODS

2.1. Materials

Acid Blue 25 (abbreviation: AB25; C.I. number: 62055; chemical class: anthraquinone; molecular formula: $C_{20}H_{13}N_2NaO5S$, 1-amino-9,10-dihydro-9,10-dioxo-4-(phenylamino)-2-anthracenesulfonic acid, monosodium salt) is used as a model compound for plasma AOP. The molecular structure of AB25(C.I. 62055) is shown in Fig. 1.The chemical is purchased from Sigma Aldrich and is utilized as received. The aqueous solution of AB25 is prepared by dissolving the required quantity in distilled water. The pH of the solution is adjusted using sodium hydroxide (NaOH) or sulfuric acid (H_2SO_4). All reagents utilized in the present work are purchased among the products of high purity.

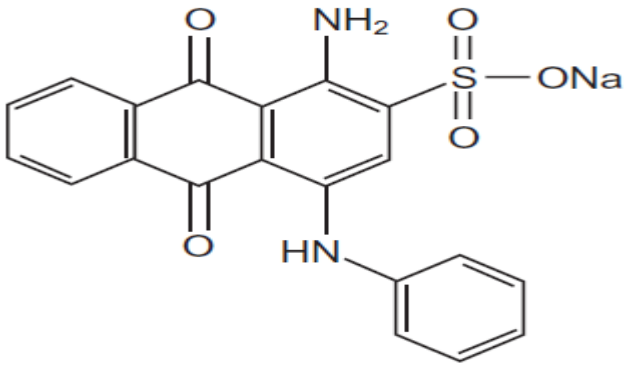


Fig. 1. Chemical structure of AB25.

2.2 Reactor

The scheme of the reactor is shown in Fig. 1. The reactor chamber is a cylindrical vessel with a diameter of 100 mm and height of 150 mm. The DC discharge system consists of a high voltage power supply connected through a ballast resistor to the reactor chamber. The power supply can provide a voltage of 15 kV and current at the range of 0-100 mA. The polarity of the HV electrode is positive through all the experiments. A cone-shaped stainless steel metal electrode with a top angle of approximately 40° and a rounded, polished tip is attached to a

micrometer screw above the liquid reservoir. The distance between the electrode and the water surface can be adjusted with the micrometer screw with a precision of 0.1 mm. In all experiments, this distance is fixed to 10 mm and treatment is carried out for 2 hours. The glow discharge degradation of AB25 is studied in the reactor for a constant solution volume of 500 mL, while stirring the liquid medium in order to achieve a uniform treatment of the whole volume. The efficiency of the discharge has been examined by measuring the decolorization of the dye solution with a UV/VIS spectrophotometer UV mini-1240 "SHIMADZU", (SBN – SPEC-91). The concentration of the dye was determined from the measured UV–VIS spectrum, using the maximum of AB25 absorption at 602 nm. In the present study, plasma is generated in the closed reactor chamber, where argon gas is pumped through at flow rate of 300 sccm. Before the start of each experiment, the system has been purified with argon flow of 1 sLm for 10 minutes, in order to remove residual air from the chamber.

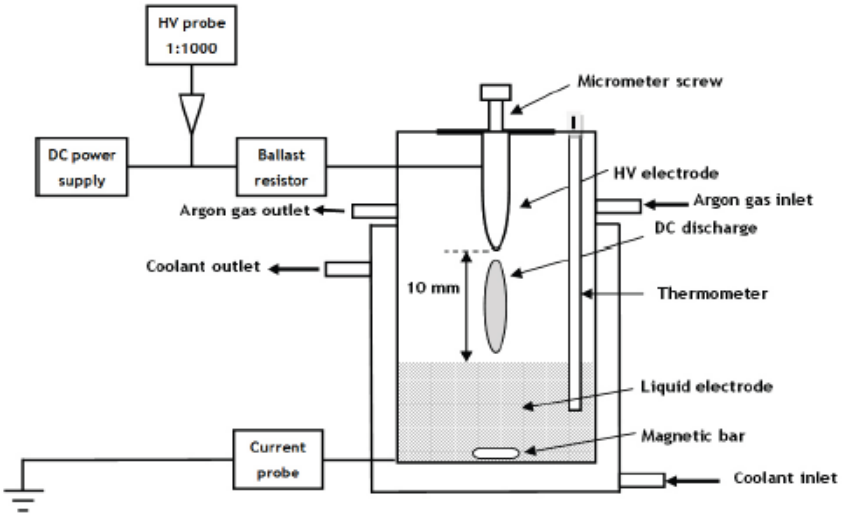


Fig .2. The scheme of the reactor of glow discharge above water used for AB25 degradation with Ar gas flow.

3. RESULTS AND DISCUSSION

3. 1 .Determination of the optimal concentration of TiO_2

The determination of the optimum catalyst concentration is carried out by varying the catalyst load for the AB25 destruction process. Fig. 3 represents the reduced AB25 concentration C/C_0 with C_0 = 20 mg L^{-1} for TiO_2 concentrations from 0 to 1 g L^{-1}. The results show that the degradation increased with treatment time until the load reaches 0.5 g L^{-1}. The maximum of degradation (90%) is obtained within 1 h of treatment. On the other side, the plasmachemical treatment without catalyst gave only 78% AB25 degradation during the same treatment time. Beyond this optimal catalyst concentration, the treatment efficiency decreases. These results show that for any concentration higher than 0.5 g L^{-1}, other factors can affect the degradation. Probably, increasing the TiO_2 concentration leads to the aggregation of the catalyst particles reducing the contact surface between the solution and catalyst. This decreases the number of active sites on the surface, making the UV activation of TiO_2 difficult and resulting in a loss of catalyst efficiency.

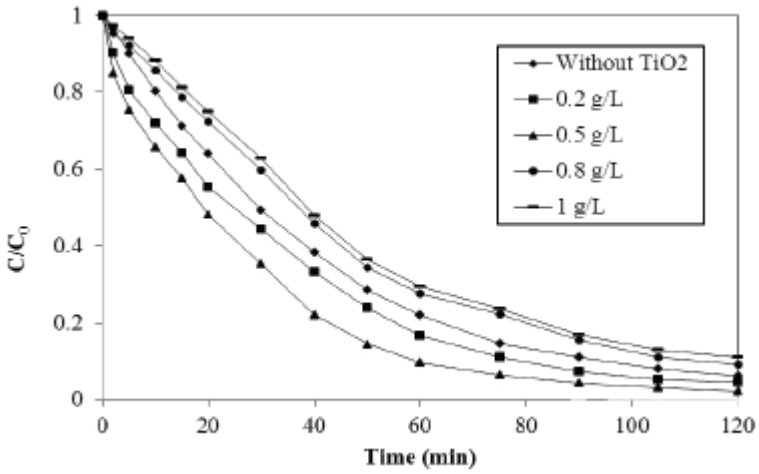


Figure 3: Kinetics of AB25 degradation process for different initial concentrations of TiO_2 (treated volume 500 mL; initial dye concentration 20 mg L^{-1}; pH 6.7).

3.2. Effect of pH

TiO_2 has an optimal pH where the best performance of the catalyst can be achieved. This optimal pH value of depends on the solution temperature, catalyst structure and solution composition. In order to investigate the influence of initial pH on AB25 degradation by DC glow discharge in the presence of 0.5 g L^{-1} of TiO_2, the experiments were carried out at different solution pH values adjusted by H_2SO_4 and NaOH admixing. The results are shown in Fig. 4. AB25 degradation by DC glow discharge in the presence of TiO_2 is enhanced at low pH and monotonically decreases with an increase of the solution pH to 10. This behavior is different than the observed case of treatment without catalyst, where an increase of efficiency of AB25 degradation is observed at low as well as high pH. This fact leads to the conclusion that the best performance of the plasma reactor with catalyst TiO_2 can be achieved only at low pH. Therefore, it may be desirable to work in ambient air atmosphere instead of in argon, because of HNO_3 and HNO_2 production in the solution during treatment. HNO_3 and HNO_2 formation will lead to an artificial decrease of pH and so will enhance the photocatalyst process efficiency. Nevertheless, investigation of reactor operation in ambient air is out of scope of the present study.

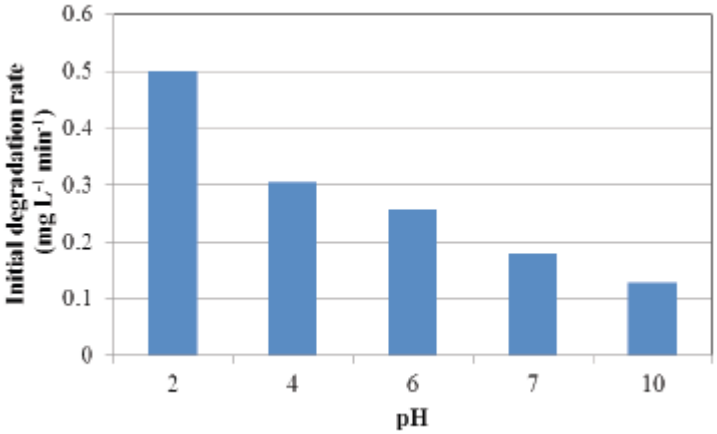


Fig .4. Initial degradation rate of AB25 at various pH values in the presence of 0.5 g. L^{-1} of TiO_2 (treated volume 500 mL, initial dye concentration 20 mg L^{-1}).

4 CONCLUSION

Non-thermal glow discharge at atmospheric pressure is used as AOP to decompose the widely used Anthraquinonic dye Acid Blue 25 in liquid medium. The process is carried out with and without photocatalyst TiO_2 in order to combine the plasma effect with TiO_2 activation by UV radiation from the discharge. It was found that the degradation rate is increased in the presence of TiO_2, in comparison to discharge alone. As shown by the results, the degradation increases with treatment time until the catalyst load reaches 0.5 g L^{-1}. The degradation maximum (90%) is obtained within 1 h of treatment, while the plasmachemical treatment without catalyst only gave 78% AB25 degradation after the same treatment time. Beyond this optimal catalyst concentration, a reduction in the treatment efficiency is observed. The pH has significant influence on the dye degradation and fast AB25 destruction is observed at pH < 3.

REFERENCES

[1] F.I. Hai, K. Yamamoto, K. Fukushi, Crit. Rev. Environ. Sci. Tech. 37 (2007) 315–377.

[2] A.R. Khataee, M. Pourhassan, M. Ayazloo, Chin. J. Appl. Environ. Biol. 15 (2009) 110–114.

[3] N. Daneshvar, A.R. Khataee, A.R. Amani Ghadim, M.H. Rasoulifard, J. Hazard. Mater. 148 (2007) 566–572.

[4] M.A. Behnajady, N. Modirshahla, N. Daneshvar, M. Rabbani, Chem. Eng. J. 127 (2007) 167–176.

[5] N. Daneshvar, D. Salari, A.R. Khataee, J. Photochem. Photobiol., A Chem. 157 (2003) 111–116.

[6] A.R. Khataee, V. Vantanpour, A.R. Amani, J. Hazard. Mater. 161 (2009) 1225–1233.

[7] A.R. Khataee, M.N. Pons, O. Zahraa, J. Hazard. Mater. 168 (2009) 451–457.

[8] A.R. Khataeea, H. Aleboyeh, A. Aleboyeh, J. Exp. Nanosci. 4 (2009) 121–137.

[9] A. Aleboyeh, M.B. Kasiri, M.E. Olya, H. Aleboyeh, Dyes Pigm. 77 (2008) 288–294.

[10] D. Salari, A. Niaei, A.R. Khataee, M. Zarei, J. Electroanal. Chem. 629 (2009) 117–125.

[11] Sun B., Sato M., Clements J.S., J. Electrostatics, 1997, 39, 189-202

[12] Locke B.R., Sato M., Ind. Eng. Chem. Res., 2006, 45, 882-905

[13] Brillas E., Calpe J.C., Casado J., Water Res., 2000, 34, 2253-2262

[14] Malik M.A., Plasma Chem. Plasma Process, 2010, 30(1), 21-31

[15]Wang H., Li J., Quan X., Li G., Wang F., J. Hazard. Materials, 2007, 141, 336-343

[16]Gupta V.K., Jain R., Mittal A., Mathur M., Sikarwar S., J. Colloid Interface Sci., 2007, 309(2) , 464-469

INHIBITION DE LA CORROSION DU JOINT DE SOUDURE DE L'ACIER X70 EN MILIEU H_2SO_4 1N

Mahmoud FERHAT[1]; M[ed].A. DJERIDANE[1,2]; H.A.BENHORMA[1,3]

[1]Laboratoire de Mécanique, BP37G route de Ghardaïa, Université de Laghouat, m.ferhat@mail.lagh-univ.dz
[2]ma.djeridane@gmail.com
[3] h.benhorma@mail.lagh-univ.dz

RÉSUMÉ

L'objectif assigné à ce travail est d'analyser deux zones qui se distinguent par le soudage d'un pipeline (le métal de base et la zone fondue). Le pipeline GZ2 mis en service en 1984 ; reliant le site du terminal de Hassi R'Mel' à l'arrivée d'Arzew d'une longueur de 510 km, réalisé à l'aide d'un acier à haute résistance de nuance X70, avec une limite d'élasticité minimale spécifiée de 483 mégapascals (MPa), d'une épaisseur de 12 mm (0,427 pouce) et de diamètre extérieure de 1067 mm (diamètre nominal du tuyau de 42 pouces).

Le présent travail est consacré à l'étude de l'inhibition de la corrosion par le benzotriazole (HTBA) de deux zones de l'acier X-70, à savoir le métal de base et la zone fondue, dans l'acide sulfurique 1N. Les résultats obtenus montrent que le HTBA inhibe efficacement la corrosion de cet acier. L'efficacité inhibitrice de ce composé augmente avec sa concentration. Cet inhibiteur présente un caractère d'inhibition mixte et agit par une simple adsorption en bloquant les sites actifs de la surface de l'acier. L'étude thermodynamique a été menée en étudiant l'effet de la température ; cette étude a montré que l'adsorption de l'inhibiteur est de nature physico-chimique et obéit au modèle de l'isotherme de type Langmuir.

Mots Clés: Corrosion, Inhibition, Benzotriazole, X-70 steel, Adsorption isotherm, potentiodynamique.

NOMENCLATURE

Symboles :

ZF: zone fondue
MB: Métal de base
ZAT: Zone Affectée Thermiquement
HTBA: Benzotraizole
C_{inh} : conecentration de l'inhibiteur
R_p: résistance de polarisation en $\Omega.cm^2$
E_{cor}: potentiel de corrosion en mV/ECS
β_a , β_c: pentes anodiques et cathodiques en mV/déc
i_{cor}: densité de courant de corrosion en mA/cm^2
E%: efficacité inhibitrice
ECS: électrode au calomel saturé

1. INTRODUCTION

Le monde subit un développement ultra rapide grâce à l'énergie et surtout l'énergie d'origines fossiles, et l'évolution des matériaux. Cette dualité d'évolution est nécessaire l'une pour l'autre, dans le but d'exploiter dans des bonnes conditions les installations de transport et de stockage des hydrocarbures. Aujourd'hui l'acier se trouve sous différents formes et tailles, pour des applications nombreuses et variées telle que l'industrie du pétrole et du gaz [1].

Les objectifs de l'industrie pétrolière sont d'extraire, transporter, raffiner des pétroles en très grandes quantités dans les conditions économiques les plus performantes et pour des conditions de sécurité et de fiabilité des équipements optimales.

Dans ce type d'industrie, l'acheminement des hydrocarbures : produits pétroliers et gaz naturel s'effectue par canalisation en acier depuis leurs gisements vers les zones de raffinage et les centres de distribution et de consommation.

L'Algérie possède un réseau de transport d'hydrocarbures qui s'étend sur tout le territoire national, avec 28 canalisations, il relie les champs de production aux raffineries et aux points de commercialisation. Ce réseau achemine presque tous les types d'hydrocarbures non raffinés, sa longueur est estimée à plus de 16000 km, les champs de Hassi Rmel constitue un moyen économique et puissant pour l'acheminement des millions de tonnes d'hydrocarbures par an, mais ce mode est exposé aux différents altérations qui perturbent son bon fonctionnement, parmi ces altérations on distingue : la corrosion. **[2]**

Pour l'industrie pétrolière mondiale, un coût de 35 milliards de dollars par an a été estimé du fait des impacts directs et indirects ainsi que du fait des mesures de contrôle et de prévention. Ce chiffre n'inclut pas les événements non prévus causé par ce dernier phénomène. **[3]**

En production des hydrocarbures, les solutions aqueuses des sels qui accompagnent celle ci dans les canalisations tels que le pétrole, le condensat et les gaz, souvent chargés en CO_2 et en H_2S, rendent ces milieux corrosifs pour le matériau avec les équipements de production dont ils sont fabriqués. **[2]**

La protection contre la corrosion comprend une panoplie de traitements telles que la protection cathodique, les traitements de surface ou encore la modification du milieu corrosif par ajout d'inhibiteurs de corrosion. **[4, 5]**

Les inhibiteurs présentent l'originalité d'être le seul moyen d'intervention à partir du milieu corrosif. Les nombreuses études consacrées, depuis une cinquantaine d'années, à ces composés, ont abouti à proposer des produits ou des mélanges de produits précis correspondant à des systèmes de corrosion (couples métal/milieu corrosif) donnés. **[6]**

L'objectif attribué au présent travail consiste à analyser deux zones distinguées par le soudage de pipeline (le métal de base et la zone fondu), puis la détermination des concentrations optimales de l'efficacité de l'inhibiteur, Benzotriazole, qui doit assurer une protection de l'acier X70 doux immergé dans une solution d'acide sulfurique 1N. L'utilisation de techniques électrochimiques associés aux analyse de surface par microscopie permet d'élucider les phénomènes interfaciaux d'un point de vue cinétique et thermodynamique. L'étude de l'effet de la température a permi la mise en évidence du processus d'adsorption pour expliquer les interactions métal-inhibiteur.

2. DISPOSITIF EXPERIMENTALE

Le rôle principal de l'étude métallurgique du soudage est de connaître la façon dont évolue la structure métallurgique d'un matériau au soudage, dans le but évident de maîtriser les propriétés d'une soudure. Une attaque chimique au Nital 2 % pendant une durée de 5 à 10 secondes est effectuée pour observer des différences de relief ou de coloration entre les différents constituants ou entre des orientations différentes de cristaux d'une même phase. Suite à cette attaque, les coupes macrographiques sont photographiées à l'aide d'une loupe binoculaire équipée d'un dispositif numérique d'acquisition d'images. Les observations macroscopiques permettent de visualiser la zone fondue et la zone affectée par la température. La microstructure des aciers a été étudiée à l'aide d'une microscopie optique de type OLYMPUS BX60M ce microscope est couplé à une caméra numérique OLYMPUS DC-10.

Les techniques électrochimiques constituent une méthode plus complète puisqu'elles étudient la base même du phénomène de corrosion. Le dispositif utilisé pour l'étude du comportement à la corrosion des échantillons est

constitué d'une cellule d'essai et d'un dispositif permettant l'acquisition des données électrochimiques (suivi du potentiel libre et tracé des courbes de polarisation).
Nos essais ont été conduits dans un milieu aqueux, naturellement aéré, sous agitation (100 tr/min), il s'agit d'une solution d'acide sulfurique H_2SO_4-0.5M préparée au laboratoire. La formulation inhibitrice est constituée d'une solution de 1,2,3-Benzotriazole (HTBA) ($C_6H_5N_3$ avec M=119 g/mol), à 99 % de marque ALDRICH. L'électrode de travail ici est confectionnée à partir de chaque zone, à savoir le métal de base et la zone fondue. Un montage classique à trois électrodes est utilisé ; une électrode de référence (ECS), tous les potentiels donnés dans ce document sont calculés par rapport à cette électrode, une contre électrode en platine et l'électrode de travail (l'acier X70).

3. RESULTATS

3.1. Caractérisation métallographiques:

L'examen macroscopique (examen à l'œil nu) ou macrographique (examen avec un optique comme une binoculaire) permet de révéler la structure métallographique homogène ou hétérogène d'une coupe transversale d'une éprouvette soudée. Le réactif chimique appliqué sur la surface polie de l'éprouvette révèle, par dissolution à vitesse inégale, les hétérogénéités physiques et chimiques de la surface métallique examinée (Figure 1).



Figure 1: Macrographie du joint soudé

Différentes zones sont révélées par l'attaque chimique : Le métal fondu (MF) ou zone fondue (ZF) ; la zone affectée thermiquement (ZAT) ; le métal de base (MB).


Figure 2: Détails de l'interface ZAT et MB (Nital 2%)

L'examen métallurgique a révélé la présence d'inclusions allongées de sulfure de manganèse MnS, ainsi que des bandes de matière à forte teneur en carbone [7] , La microstructure de cet acier (X-70) est constituée généralement d'une fine alternance de rangées de ferrite et de perlite (Figure 2) qui sont formées par ségrégation pendant la phase de solidification de l'acier [8].

3.2. Caractérisation électrochimique :

Les taux de corrosion de l'acier X-70 immergé dans une solution de H_2SO_4 1N sont déterminés par des techniques potontiostatiques. Les séries d'expérience ci-dessous sont réalisés avec :

- addition d'un inhibiteur de corrosion (Le benzotriazole), dans le but de déterminer les concentrations optimales assurant une protection maximale de notre acier ;
- La variation de la température du milieu avec et sans inhibiteur afin de calculer les paramètres cinétiques et thermodynamiques du système. les températures choisies sont : 25, 35, 45, 55, 65°C.

Le tracé des courbes de polarisation cathodique et anodique de l'acier en milieu H2SO4 1N à 25°C, en l'absence et en présence du HTBA à différentes concentrations, pour chaque zone nous a permis de déterminer les paramètres cinétiques. Le tableau I regroupe les valeurs des paramètres électrochimiques déterminées à partir des courbes de polarisation précédemment obtenues, à savoir la densité du courant de corrosion (i_{cor}), le potentiel de corrosion (E_{cor}), les pentes de Tafel cathodique (β_c) et anodique (β_a) ainsi que l'efficacité inhibitrice de corrosion (E%).

Tableau I : Paramètres caractéristiques relevés des courbes de polarisation linéaire de l'acier X-70 en absence et en présence de différentes concentrations de HTBA à 25°C

Métal de Base						
C_{inh} ($M*10^9$)	E_{cor} (mV)	Rp ($ohm.cm^2$)	i_{cor} (mA/cm^2)	β_a (mV)	β_c (mV)	E (%)
0,00	-503	3,64	2,39	62,7	-153	//
4,00	-467	6,23	1,75	57,4	-158	26,83
6,00	-466	6,92	1,57	57,1	-148	34,35
8,00	**-470**	**66,6**	**0,76**	**57,4**	**-145**	**68,07**
10,0	-466	13,6	0,84	60,3	-150	64,94
12,0	-470	11,1	1,21	61,6	-166	49,47
Zone Fondue						
C_{inh} ($M*10^9$)	E_{cor} (mV)	Rp (ohm,cm^2)	i_{cor} (mA/cm^2)	β_a (mV)	β_c (mV)	E (%)
0,00	-465	9,23	3,95	95,7	-475	//
0,25	-465	5,54	2,65	91,1	-180	32,95
0,50	-460	4,55	2,2	89,2	-148	44,19
4,00	**-480**	**96,9**	**0,07**	**75**	**-143**	**98,13**
6,00	-467	7,23	1,52	52,6	-150	61,51
8,00	-464	5,74	2	64,3	-147	49,38

Afin de connaître l'influence de la température sur l'évolution de la vitesse de corrosion en milieu acide à la concentration optimum de l'inhibiteur, nous avons réalisé une série de mesures que nous présentons sur les figures ci-dessous. Les températures d'étude varie de 25 à 65°C.

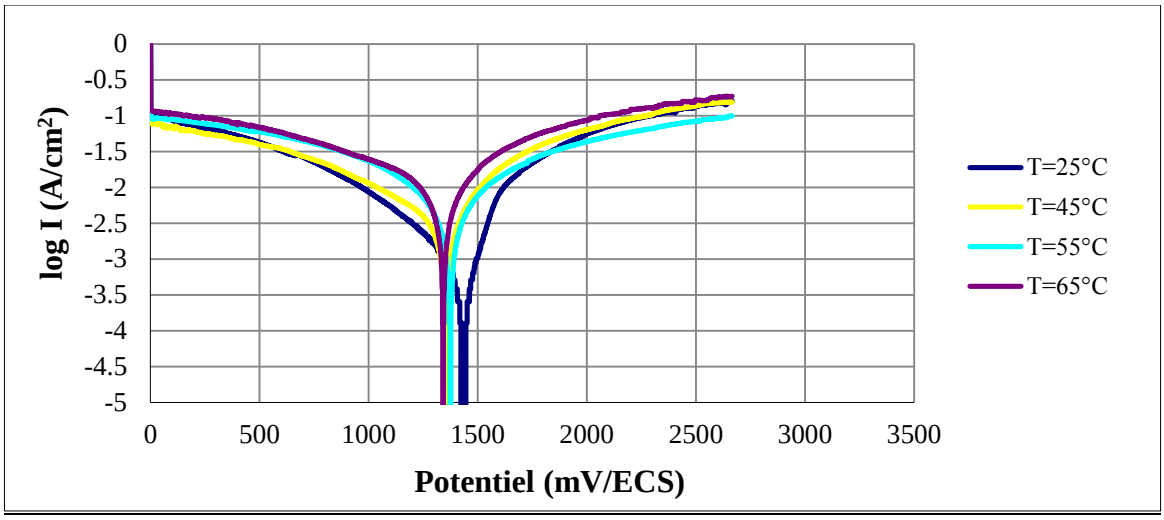


Figure 3 : Courbes de polarisation de l'acier X-70 (MB) dans H_2SO_4 1N à différentes températures à la concentration de 8.10^{-9} M en HTBA.

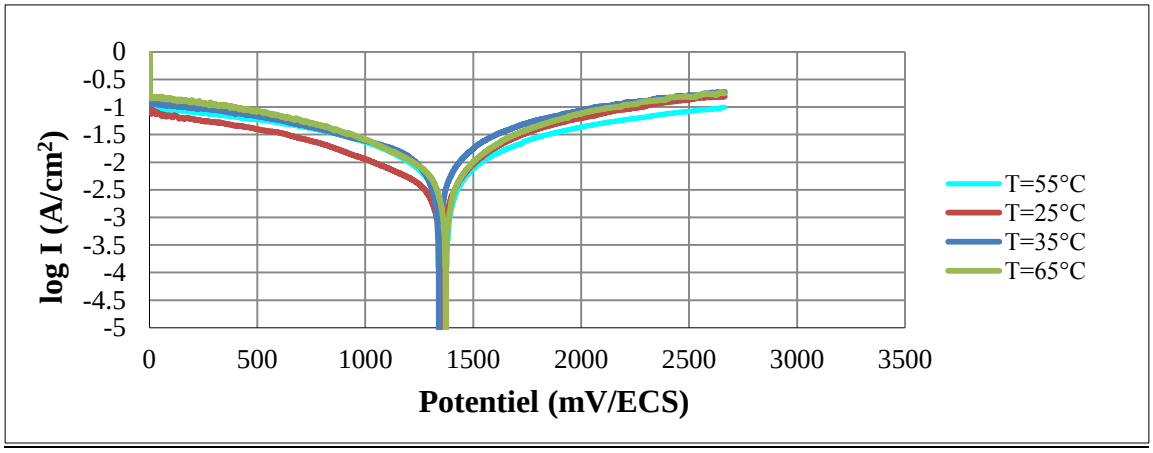


Figure 4 : Courbes de polarisation de l'acier X-70 (ZF) dans H_2SO_4 1N à différentes températures à la concentration de 4.10^{-9} M en HTBA

4. CONCLUSIONS

L'étude microstructurale a révéler que la microstructure de l'acier X-70 est constituée généralement d'une fine alternance de rangées de ferrite et de perlite qui sont formées par ségrégation pendant la phase de solidification de l'acier. En comparaison avec la microstructure standard, la quantité de perlite est plus forte et l'effet des rangées n'est pas si marqué.

L'étude menée via les techniques électrochimiques, nous a permis d'évaluer la cinétique du processus électrochimique évoluant au niveau de l'interface Métal/solution, ainsi que du mécanisme d'inhibition de la molécule inhibitrice. La zone fondue présente une vitesse de corrosion nettement supérieure à celle du métal de base, ceci montre que la zone fondue (ZF) est plus vulnérable dans un milieu agressif tel que l'acide sulfurique.

Le HTBA est un bon inhibiteur de la corrosion de l'acier X-70 en milieu acide sulfurique 1N, et cela même à très faible concentration. Son efficacité inhibitrice augmente avec sa concentration et atteint une valeur optimum de 98% pour la zone fondue, et 68% pour le métal de base respectivement aux concentrations de 4.10^{-9} M et 8.10^{-9} M en inhibiteur. Le HTBA présente un caractère d'inhibition mixte dans H_2SO_4 1N puisqu'il

induit une diminution du courant sans modification du potentiel de corrosion, et agit simultanément sur les branches anodiques et cathodiques.

L'étude thermodynamique a montré que l'adsorption de cet inhibiteur à la surface de l'acier suit le modèle de l'isotherme d'adsorption de Langmuir [9]. Les valeurs négatives de la variation de l'énergie libre, $\Delta G°_{ads}$, mettent en évidence la spontanéité de l'adsorption du HTBA, tandis que les valeurs positives de la variation de l'enthalpie d'adsorption ($\Delta H°_{a}$) suggèrent un processus de nature endothermique. La modélisation par le biais de l'application des modèles d'isothermes ; nous a permis de mettre en évidence la nature mixte physico-chimique de l'adsorption du HTBA. L'énergie d'activation du processus de dissolution de l'acier qui diminue en présence de l'inhibiteur (37,30 sans inhibiteur et 26,80 KJ/mol en présence d'inhibiteur, pour le métal de base et 32,5 sans inhibiteur et 27,70 KJ/mol en présence d'inhibiteur, pour la zone fondue); la valeur de l'énergie libre d'adsorption calculée est de - 24 KJ/mol pour le métal de base et est de -28 KJ/mol pour la zone fondue, ceci est attribuée à des interactions de types chimiques et électrostatiques à la fois.

REFERENCES

[1]. BAI, Mingxing, ZHANG, Zhichao, et FU, Xiaofei. A review on well integrity issues for CO_2 geological storage and enhanced gas recovery. *Renewable and Sustainable Energy Review*, 59, p. 920-926, 2016.

[2]. Benmoussa, A., Hadjel, M., & Traisnel, M. Corrosion behavior of API 5L X-60 pipeline steel exposed to near-neutral pH soil simulating solution.*Materials and corrosion*, *57*(10), 771-777, 2006.

[3]. PALMER, Andrew Clennel , KING, Roger A. *Subsea pipeline engineering*. PennWell Books, 2004.

[4]. CASE, Raymundo, ACHOUR, Mohsen, NING, Jing, *et al.* Effect of Corrosion Inhibition on the Mitigation of Preferential Weld Corrosion in Seawater Transport Systems. In: *CORROSION 2015*. NACE International, 2015.

[5]. QIAO, Qiao, CHENG, Guangxu, WU, Wei, *et al.* Failure analysis of corrosion at an inhomogeneous welded joint in a natural gas gathering pipeline considering the combined action of multiple factors. *Engineering Failure Analysis*, 64, p. 126-143, 2016.

[6]. SHERIF, El-Sayed M. et SEIKH, Asiful H. Anodic Dissolution in Sulfuric Acid Pickling Solutions of the API Pipeline X70 Grade Steel. *Int. J. Electrochem. Sci*, 10, p. 209-222, 2015.

[7]. Ferhat, M., Benchettara, A., Amara, S. E., & Najjar, D. Corrosion behaviour of Fe-C alloys in a Sulfuric Medium. *J. Mater. Environ. Sci*, *5*(4), 1059-1068, 2014.

[8]. Ferhat, M., Benchettara, A., & Amara, S. E. Effect of Copper on Passivity and Corrosion Behavior of Fe-xC-5Cu alloy. *Journal of fundamental and applied sciences*, *6*(1), 94-107, 2014.

[9]. DAOUD, Djamel, DOUADI, Tahar, ISSAADI, Saifi, *et al.* Adsorption and corrosion inhibition of new synthesized thiophene Schiff base on mild steel X52 in HCl and H 2 SO 4 solutions. *Corrosion science*, vol. 79, p. 50-5, 2014.

CARATIRISATION D'UN MATÉRIAU BIO-COMPOSITE À RENFORT DE JUTE

DJEBLOUN Youcef[1], HECINI Mabrouk[2], HARBOUCHE Faiez[3]

[1]Laboratoire de Génie Energétique et Matériaux LGEM, Université de Biskra, youcefdjebloun@gmail.com
[2]Laboratoire de Génie Mécanique LGM, Université de Biskra, mhecini@univ-biskra.dz
[3]Département de Génie Mécanique, Université de Biskra, yacinemoliya3@gmail.com

RÉSUMÉ

La révolution industrielle a connu un progrés dans tous les dommaines, ce qui a mené à l'apparition d'un nouveau type d'industie qui s'appelle: industrie des matériaux bio-composites. Ce dernier est utilisé dans le dommaine de transport, emblages et génie civil.
Plusieurs recherches ont été effectuées dans le but d'améliorer la qualité de ce type de matériau. Il s'agit de réaliser des essais et des modélisations pour répondre aux besoins de l'industrie du transport où la précision des résultats est importante pour des raisons sécuritaires.
L'objectif de ce travail de recherche est la caractirisation mécanique d'un matériau bio-sourcé constitué d'une résine polyester renforcée par des fibres jutes, et mis en oeuvre par la procèdé moulage au contact.

Mots Clés: *Bio-composite, fibre végétale, Jute, Résine polyester, essais mécaniques.*

NOMENCLATURE

Symboles :		**Indices / Exposants :**
E module d'élasticité	Gpa	PT tissu de masse surfacique 195g/m^2
Lettres grecques :		GT tissu de masse surfacique 390g/m^2
ε_r déformation de rupture	%	
σ_r contrainte de rupture	Mpa	

1. INTRODUCTION

L'utilisation industrielle des fibres date du début du XXe` siècle avec la fabrication de sièges d'avion, de réservoirs de carburant ou autres boîtiers électroniques à partir des fibres végétales renforçant une résine polymère. Avec l'avènement des fibres synthétiques moins sensibles à la température et à l'humidité, les fibres naturelles sont quasiment abandonnées. Aujourd'hui, le souci de dégager une image plus écologique et de réaliser des gains de masse et d'énergie conduit au renouveau de l'utilisation des fibres naturelles. Les constructeurs d'automobiles se sont engagés les premiers et suivis d'autres secteurs : transports, loisirs et bâtiments.

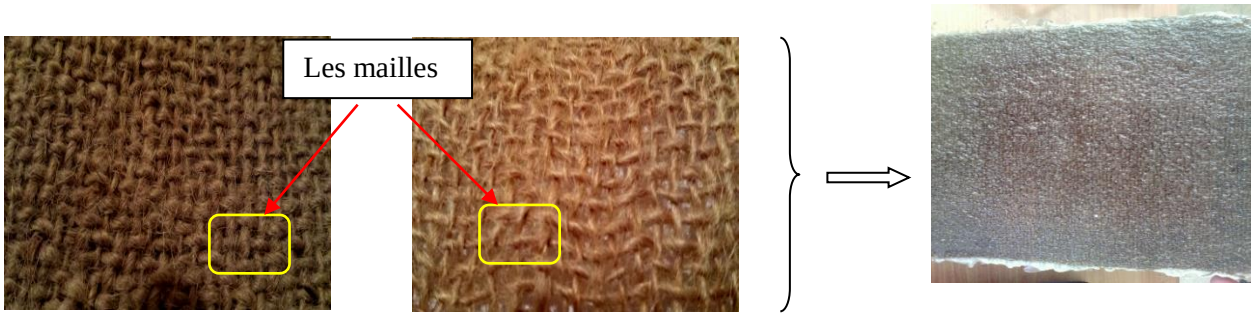
Le développement de matériaux composites à base de fibres naturelles présente de nombreux avantages du fait de leur biodégradabilité, faible coût, faible masse volumique et qu'elles sont dérivées d'une ressource naturelle renouvelable. Différents types de fibres végétales sont utilisés comme renfort dans des matériaux composites, telles que le palmier dattier, le sisal, le lin, le jute, le chanvre, le alfa et d'autres fibres naturelles. Ces fibres

constituent par ailleurs une alternative intéressante pour remplacer les fibres synthétiques notamment les fibres de verre. En revanche, ces fibres présentent une non-uniformité dans leurs caractéristiques liée à leur origine (diamètre non constant de la fibre, longueur variable, angle micro-fibrillaire et son taux de cellulose), entraînant le plus souvent une dispersion de leurs propriétés mécaniques [1],[2].

Les plaques stratifiées à base de jute font l'objet d'un certain nombre de travaux. Les matrices les plus utilisées sont les thermoplastiques tels que le polyéthylène (PE) [3],[4], le polypropylène (PP) [5],[6], le polystyrène (PS) [7],[8], le polychlorure de vinyle (PVC) [9],[10] et le polyester [11],[12],[13] pour des raisons économiques. Le choix d'une résine polymère structurale ne pose pas de problème d'approvisionnement mais constitue un frein à la recyclabilité de l'ensemble. Cependant, les résines labellisées écologiques ou naturelles ne répondent pas au cahier des charges du produit final en raison des faibles propriétés mécaniques qui les caractérisent. De plus, elles sont rigides et cassantes comme la polylactone, PLA avec le jute [14], se dissolvent dans l'eau comme le polysaccharose naturel, TPS [15]. De plus, la migration de l'eau dans la résine peut mener à une perturbation de l'interface fibre/matrice [16]. L'influence des séquences d'empilement sur les propriétés mécaniques (traction, flexion et cisaillement interlaminaire) des composites hybrides tissés non traités de jute/polyester a été étudiée expérimentalement par Sabeel et al [11]. Les résultats montrent que les propriétés mécaniques du stratifié peuvent être améliorées par l'incorporation de fibre de verre. Les essais d'absorption d'eau réalisés sur un matériau composite à base de renfort en jute-fibre de verre et d'une résine polyester isophtalique par sabeel [12] montrent que l'absorption d'eau diminue avec l'augmentation du taux massique des fibres de verre dans le matériau. Ceci s'explique par le faite, que les fibres de verre imperméables agissent en tant que barrières et empêchent le contact direct entre le jute et l'eau [12],[8]. Les travaux d'Alvarez et al [13] montrent que les études relatives à la dégradation thermique du composite de type jute/vinylester sont encore limitées pour ces matériaux, et ceci, en dépit de leur développement dans le domaine de l'automobile.
Dans l'attente d'une résine écologique plus performante, notre choix s'est porté sur une résine thermodurcissable de type polyester. La méthode d'élaboration du stratifié dite par moulage au contact présente beaucoup d'avantages. Elle est simple de conception et économique, elle permet aussi de manufacturer des plaques (stratifiés) de grandes dimensions. Le but ici est de déterminer les propriétés mécaniques du stratifié jute/polyester. Pour cela, des essais mécaniques de type de traction sont réalisés sur des éprouvettes normalisées.

2. METHODE EXPERIMENTALE

L'élaboration du stratifié jute/polyester est réalisée par la méthode dite 'moulage au contact'. Le type de tissu de jute utilisé est d'une masse surfacique de 390g/m^2 figure (a) et de 195g/m^2 figure (b) est préparé et découpé aux dimensions 350x350 mm^2. Les séquences d'empilements étudiées sont de type trois couches de tissu [0° : 90°]S. Les plaques de stratifié jute/polyester sont découpées avec une scie en diamant suivant la norme NF EN ISO 527-1 (figure 2).



(a). tissu GT (b). tissu PT FIGURE 2. plaques élaborées

FIGURE 1. tissu de jute

Pour calculer le taux de fibres et taux de résine, nous utilisons la méthode suivante :

$$fraction\ massique\ de\ la\ fibre = \frac{poid\ de\ fibre}{poid\ de\ plaque\ élaboré} \times 100$$

Pour l'identification les propriétés mécaniques (déformation de rupture, contraintes de rupture et modules d'Young), des éprouvettes de stratifié jute/polyester sont soumises à l'essai de traction sur une machine d'essais de type Zwick dotée d'un capteur de 100 KN avec une vitesse d'essai de 2 mm/min. (figure 3)

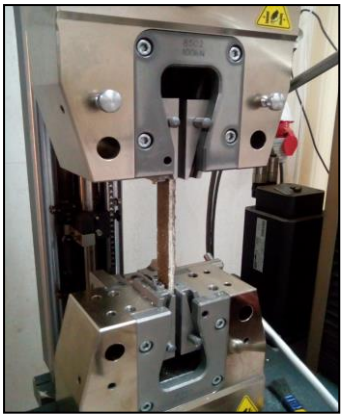


FIGURE 3. essais de traction

Les éprouvettes utilisées sont de forme réctangulaire selon la norme ASTM D 3518-76. (figure 4)



FIGURE 4. éprouvette de traction avec talon

3. RESULTATS

Les essais de traction effectués sur les éprouvettes montrent un comportement élastique sur une bonne partie de la courbe charge-déplacement (figure5) avant l'apparition d'une rupture nette. Nous sommes donc en présence d'un comportement rigide.

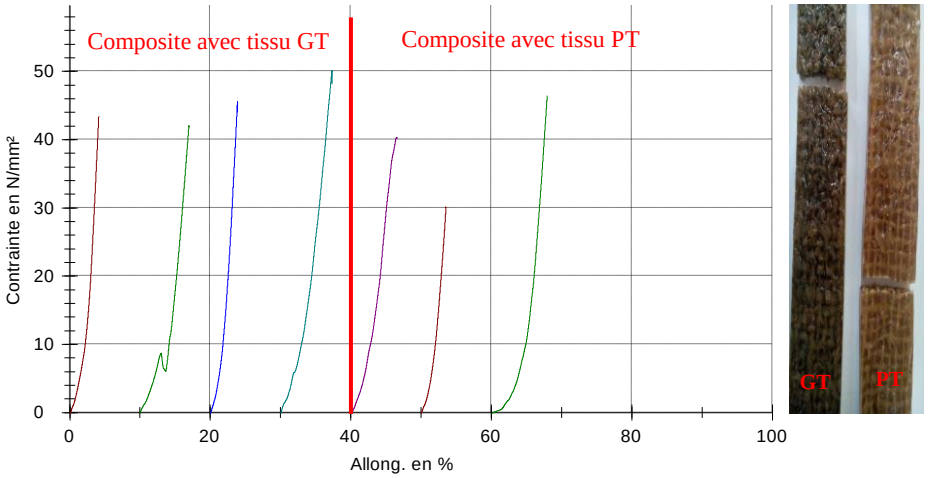


FIGURE 5. Courbe charge déplacement en traction du composite.

Les propriétés mécaniques en traction des composites élaborés jute/polyester sont rassemblées dans le tableau 1.

Plaques	Taux de fibres	ε_r (%)	σ_r (MPa)	E (GPa)
Résine seule	0	0.12	18.05	2.87
Composite à PT	19.88	6.05±2.25	38.97±8.21	11.50±1.91
Composite à GT	20.60	5.57±1.83	47.27±3.53	13.73±4.34

TABLEAU 1. Caractérisation mécanique du composite en traction.

La figure 6 montre la variation entre le module élastique et la contrainte à la rupture en fonction de type de tissu du jute.

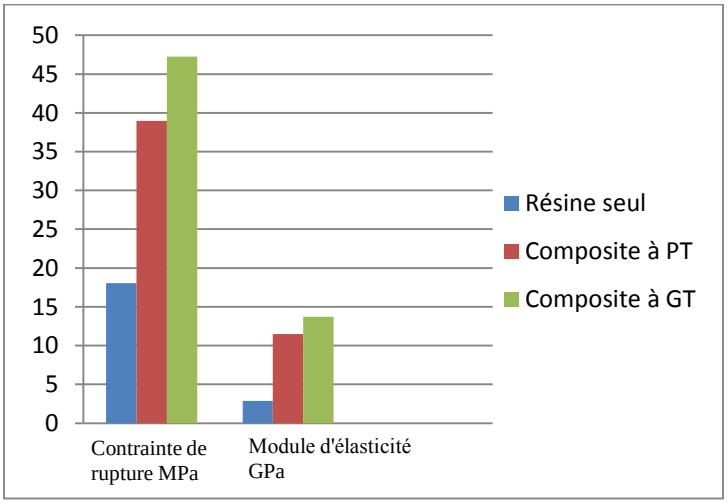


FIGURE 6. variation des propriétes mécaniques en fonction de type de tissu.

4. CONCLUSION

L'objectif de ce travail était la caractérisation d'un matériau bio-composite jute/polyester. Le comportement mécanique du composite élaboré a été testé en traction à différents types de tissu jute (masse surfacique 195 et de 390g/m^2). Cette étude a permis de conclure que :

- Les propriétés mécaniques (déformation, contraintes à la rupture et le module d'élasticité) du matériau varient en fonction de type de tissu jute ;

- Le meilleur résultat des propriétés mécaniques a été observé quand le type de masse surfacique est égal à 390g/m^2 ;

- L'augmentation de la masse surfacique de tissu conduit à la diminution de la déformation à la rupture.

REFERENCES

[1] B. Ringuette, materiaux composites a base de fibres de chanvre, l'université laval, 2011.

[2] C. Magniont, Contribution à la formulation et à la caractérisation d'un écomatériau de construction à base d'agroressources, l'université de Toulouse, juin 2010.

[3] R. G. Raj, B. V. Kokta, C. Daneault, Wood flour as a low-cost reinforcing filler for polyethylene, *studies on mechanical properties Journal of Materials Science*, 25, 1851-1855, 1990

[4] D. Harper, Michael Wolcott, Interaction between coupling agent and lubricants in wood–polypropylene composites, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 35(3), 385-394, 2004.

[5] I. bon Aranberri-Askargorta, T. Lampke, A. Bismarck, Wetting behavior of flax fibers as (reinforcement for polypropylene, *Journal of Colloid and Interface Science*, 263 (2), 580-589, 2003.

[6] A. Karmarkar, S.S. Chauhan, J. M. Modak, M. Chanda, Mechanical properties of wood–fiber reinforced polypropylene composites: Effect of a novel compatibilizer with isocyanate functional group, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 38 (2), 227-233, 2007.

[7] J. B. Naik, S. Mishra, Esterification Effect of Maleic Anhydride on Surface and Volume Resistivity of Natural Fiber/Polystyrene, *Composites Polymer-Plastics Technology and engineering* 46(5), 537– 540, 2007.

[8] Sy Trek Sean, Composites from Newsprint Fiber and Polystyrene, *Polymer-Plastics Technology and engineering*, 46(4), 421 – 425, 2007.

[9] T. J. Keener, R. K. Stuart and T. K. Brown, Maleated coupling agents for natural fibre composites, *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 35 (3), 357-363, 2004.

[10] H. Jiang, D. P. Kamdem, Development of poly(vinyl chloride)/wood composites, *A literature review Journal of Vinyl and Additive Technology*, 10 (2), 59-69, 2004.

[11] K. Sabeel Ahmed, S.Viyayarangan. Tensile, flexural and interlaminar shear properties of woven jute and jute-glass fabric reinforced polyester composites, *Journal of materials processing technology*, 207, 330-335, 2008.

[12] K. Sabeel A, S.Viyayarangan, C. Rajput, Mechanical behavior of isothalic polyester-based untreated woven Jute and glass fabric hybrid composites, *Journal of reinforced plastics and composites*, 25(15), 1549-1569, 2006.

[13] V. Alvarez, E. Rodriguez, A. Vázquez, Thermal degradation and decomposition of Jute/Vinylester composites, *Journal of Thermal Analysis and Calorimetry*, 85 (2), 383–389, 2006.

[14] D. Placketta, T. Løgstrup Andersenb, W. Batsberg Pedersenc, L. Nielsenc, Biodegradable composites based on l-polylactide and jute fibres, *Composites Science and Technology*, 63, 1287–1296, 2003.

[15] M. Wollerdorfer, B. Herbert, Influence of natural fibres on the mechanical properties of biodegradable polymers, *Industrial Crops and Products*, 8 ,105–112, 1998.

[16] K. Van de Velde, P. Kiekens , Biopolymers, overview of several properties and consequences on their applications, *Polymer Testing*, 21, 433–442, 2002.

[17] A. Mir, R. Zitoune, F. Collombet, B. Bezzazi, Caractérisation mécanique et thermomécanique d'un stratifié Jute/époxy, *JNC 16* 2009, Toulouse France, 2009.

[18] N. Berrou, S. Lakhdar, B. Guerira, Y. Djebloun, Elaboration et caractérisation mécanique d'un Bio-composite 'PVC-fibre de palmier dattier', *2ème journées Euro-maghrébines sur les bio-composites*, Biskra, 2014.

RHEOLOGICAL BEHAVIOUR OF A PORCELAIN SUSPENSION CONTAINING MAGHNIA BENTONITE

H. BOUSSAK[1], H. CHEMANI[2]
[1] Laboratory of Coatings, Materials and Environment, University of Science and Technology M'Hammed Bougara, B P, 35000 Boumerdes, Algeria. fatia_690@yahoo.fr
[2] Department of Materials Engineering University of Science and Technology M'Hammed Bougara, B P 35000 Boumerdes Algeria. Chemani_salima@yahoo.fr

ABSTRACT

The present work focuses mainly on the use of bentonite of Maghnia which is calcium type and is mixed with other clay materials for use in the construction of traditional porcelains. This study considers the properties of four mixtures with proportions of 0 to 15wt. % of bentonite. The rheological results of the mixtures obtained are rich in plastics components and this increases the rheological parameters namely the viscosity, the density, the residue on sieve of 0.063µm diameter, pH and the thixotropy.

At high viscosity appears rigidity that led to low shrinkage minimizing cracks from appearing of the layer paste deposited on the mold in a limited time, these variations are strongly related to electrolytes which ensure basic pH (9.73) of the medium, the hydrophilic behavior, and to the phenomenon of swelling of the bentonite clay. Finally, this study has shown that 10%wt. % mixture uploading of bentonite ensures good results rheological adequate for traditional porcelains.

Key words: *Traditional Ceramics, Rheological Properties, Calcium Bentonite, Hard Porcelain.*

NOMENCLATURE

Symbols :
T temperature, K
Wt. weight, %
V Viscosity, Cp
D Density, g/cm^3
t Time, s
A^0 Angstrom

Indices / Exponents :
0 standard formulation
1 formulation number 1
2 formulation number 2
3 formulation number 3

1. INTRODUCTION

Formulations of triaxial porcelain usually involve 25wt. % of plastic component, 25wt. % silica and 50 wt. % feldspar (generally sodium feldspar) for soft porcelain and 50wt. % of clay, 25wt. % silica and 25wt. % feldspar (generally potassium feldspar) for hard porcelain [1]. Bentonite is a natural mixture of minerals, it is characterized by a high capacity adsorption, ion exchange and swelling. There are two types of bentonite sodic and calcic. In order to realize the sodium bentonites, the calcic bentonites are treated by sodium hydroxide. They

have the highest capacity of swelling. Bentonite is used extensively in various branches of industry (the paper, food, pharmaceutical and petrochemical industries, etc.) [2].

The obtained results by [3], [4], [1] of the use of the bentonite in the different formulations of ceramic pastes for wall tiles, bricks, ceramic tiles and porcelain stoneware are: processes during firing are different from those of the classical formulation of kaolin. Better control of the dimensional characteristics of pieces during firing has been achieved. Technological parameters pieces formulated with bentonite (shrinkage, modulus of rupture, apparent density, water absorption, expansion by humidity) satisfy the industrial requirements for the production of wall tiles and they have an important function: to confer plasticity in the green state and, during firing, undergo some structural modifications which furnish the main oxides to form some important phases such as mullite ($3Al_2O_3 \cdot 2SiO_2$).

The obtained porcelain tiles mixtures represent the plastic components that affect the rheological behavior .i.e. that increase the viscosity and the thixotropy. The held exchangeable cations on the layers surface were linked together. The intensity of these bonds depends on the valence of the cations [5]. More compensating cations are small and weakly charged, more the clay swelling is important. Therefore, in my study the bentonite swelling is low because of the exchangeable cations are Ca^{+2}. As a result, the specific surface is low. The reactive surface of bentonite clays takes the form of lateral faulted bonds and external basal-plane boundaries with a very low negative charge. For minerals of the kaolinite group the reactive surface is represented only by the edge regions of the crystals at the rupture sites on the bonds Si-O-Si and OH-Al^{IV}-OH when the fringe atoms of oxygen or hydroxyl are incompletely sutured with silicon and aluminum respectively. The aim of my study is to provide the performance of the nature of interactions between raw materials and calcic bentonite for producing the material porcelain tableware. According to the previous, the resulted materials using the calcic bentonite are not enameled. In this study several rheological parameters were studied including: viscosity, density, residue on sieve, pH and thixotropy.

2. EXPERIMENTAL METHODS

The different formulations of porcelain tableware (0, 5, 10 and 15wt. % of bentonite) were composed of kaolin from Djebel Debbagh, Guelma (Algeria) used in formulations tableware. The quartz comes from the area of Boussaâda (Algeria), the Feldspar from the area Bouira (Algeria) and the bentonite was calcined in a continuous roller kiln (heating to 973°K with a heating rate of $5°Ks^{-1}$ and maintained at this temperature for 3min). To this is added a sodium tripoliphosphate ($Na_2P_3O_{10}$, $6H_2O$) as deflocculant (0.3wt. %) to improve the dispersion of the slurries. Wide-angle X-ray spectra were recorded with a D 500 diffractometer (Philips PW 1710, France) in step scan mode using Ni-filtered CuKa radiation (1.5406 Å) . Elementary chemical analysis of raw materials were performed by ICP (Induced Coupled Plasma) references Iris, is marketed by Thermo jorrell (Cheshire, England). The rheological parameters such as the viscosity of suspensions, pH and thixotropy were determined by the following devices: a type viscometer (Model DV Brook Field III) and pH meter. The standard composition of triaxial porcelain, defined as P_0, was the formulation reference. Three formulations, with increasing amounts of bentonite (with respect to P_0), designated from P_1 to P_3 (the number refers to the wt. % of bentonite in the batch), were produced in laboratory conditions via pouring and sintering. Table 1 summarizes the batch formulations and the chemical compositions of the porcelains (in wt. %), Table 2 shows the chemical analyses of the raw materials. Bentonite was used in the three batch replacing feldspar that is normally used in traditional compositions. The main observations show the role of the bentonite as a fluxing agent.

Raw materials	Mass percentages (wt. %)			
	P_0	P_1	P_2	P_3
Kaolin	55	55	55	55
Feldspar	25	20	15	10
Quartz	20	20	20	20
Bentonite	0	5	10	15

TABLE 1 . Formulations (in wt. %) of the model porcelain P_0, P_1, P_2 and P_3

Oxides (wt. %) / Materials	SiO_2	Al_2O_3	TiO_2	Fe_2O_3	K_2O	Na_2O	CaO	MgO	MnO
Kaolin	45.30	39.13	0.41	0.07	0.21	0.04	0.15	0.05	0.02
Quartz	95.33	1.35	0.12	0.41	0.45	0.04	0.94	0.13	/
Feldspar	77.01	12.03	0.145	1.13	5.68	2.06	0.28	0.29	0.042
Bentonite	65.2	17.25	0.2	2.10	0.2	2.15	3.10	1.20	/

TABLE 2. Chemical composition of raw materials (wt. %)

Various formulations were dry-milled in a ball mill for 4h and subsequently wet-milled in a ball mill for 40 min. In general the size of quartz and feldspar reach a value of (45 and 53µm) respectively to increase the strength and vitrification of porcelain material [2]. The resulting slurries were passed through a 63µm sieve to calculate the residue on sieve. Values were between 5 and 7% depending on production requirements [4], [6].

3. RESULTS

XRD analyses were carried out to determine the mineralogical compositions. The results show in the kaolin the presence of kaolinite ($Al_2 Si_2O_5 (OH)_4$) as the main phase and halloysite ($Si_2 Al_2O_5 (OH)_4 nH_2O$) as a secondary phase. Feldspar is composed of feldspar potassic ($KAlSi_3O_3$) and anorthite ($Si_2O_8CaAl_2$). Quartz is composed of quartz (SiO_2) and traces of Ca, Mg and Al. The bentonite spectra indicate the presence of quartz, feldspar, cristobalite and carbonate (calcite) and it has a high proportion of montmorillonite.

These results deduced from the elementary chemical measures analysis by ICP showed that the kaolin contains small amounts of impurities such as Fe_2O_3, K_2O, CaO and MnO; this is consistent with the white clay kaolin. The proportion of SiO_2 in the feldspar more than 50wt. % can contribute the formation of the liquid phase. The percentage of SiO_2 in the quartz from Boussaâda exceeds 80wt. % according to work's and the results obtained of raw materials used are alumino-silicate materials [7], [8]. Besides, it is important to note the iron oxide content of the samples for their use into porcelain tableware: the bentonites having a Fe_2O_3 > 5% will not be used to avoid the black core and changes on colorimetric properties of the ceramic porcelain after firing. The bentonite contains Fe_2O_3<5% and more MgO and slightly less Al_2O_3 compared to other raw materials. Measuring rheological parameters mixtures is mentioned in Table 3 after it deduces that blends with 5, 10 and 15 wt. % bentonite are rich in plastic materials such as kaolin and bentonite which caused an increase of the viscosity, the density, the residue on sieve, the pH and the thixotropy and which are shown in Figures1-4. Some mixtures such as 5 to 10 wt. % bentonite are in the ranges designated for the preparation of commercial porcelain

slurries and which are: [200-350Cpo] for the viscosity, [1.70 to 1.75 g / cm^3] for the density with a residue between 5% and 7 which ensure basic pH (9.73) of the medium and which can be deduced that these values can be adapted to the preparation of mixtures intended for the preparation of porcelain materials.

Mixtures (wt. %)	Density (g/cm^3)	Viscosity (Cp)	Residue of save (%)	pH	Thixotropy		
0	1.73	342.7	5.10	8.88	350.8	354.2	358.1
5	1.74	346.6	5.66	9.07	394.4	398.8	412.3
10	1.75	349.1	5.67	9.73	396.3	409.9	419.5
15	1.77	409.8	5.72	9.92	414.3	422.8	429.8

TABLE 3. Physical properties of the porcelain slurries P_0, P_1, P_2 and P_3

The bentonite can be used in tableware formulation without any problems associated with the physical properties such as swelling and flocculation since it confers conventionally as a dispersion factor. lts introduction in weight percent with other raw materials reduced the total cost. The use of bentonite of Maghnia is limited to a maximum weight of 10 wt. %.

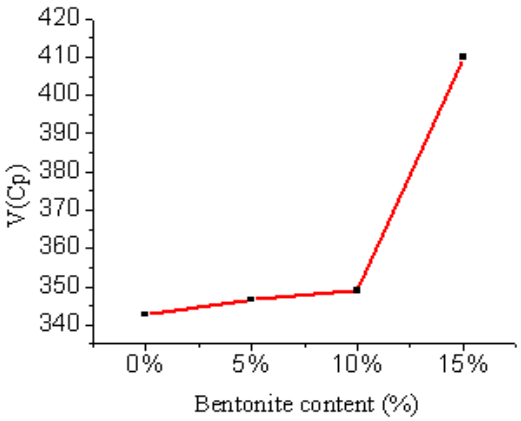


FIGURE 1 .Variation of viscosity of the mixtures 0, 5, 10 and 15wt. % of bentonite

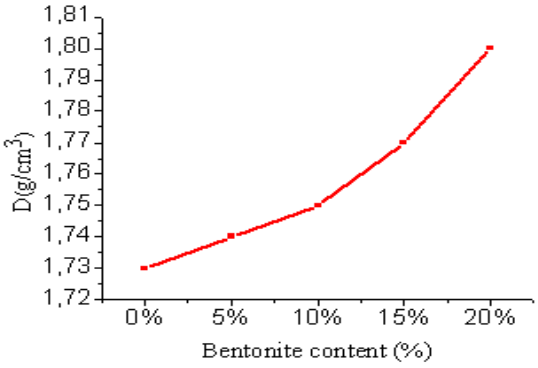


FIGURE 2 .Variation of density of the mixtures 0, 5, 10 and 15 wt. % of bentonite

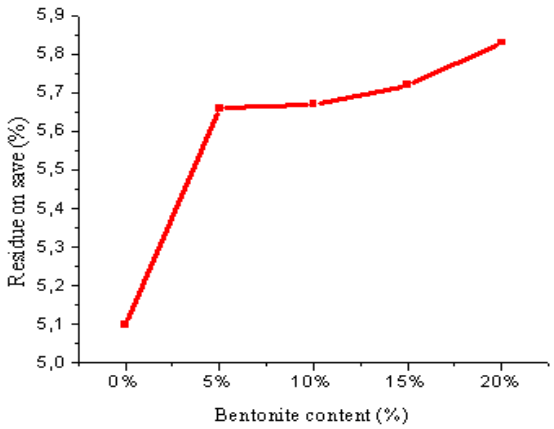


FIGURE 3 .Variation of residue on sieve of the mixtures 0, 5, 10 and 15 wt. % of bentonite

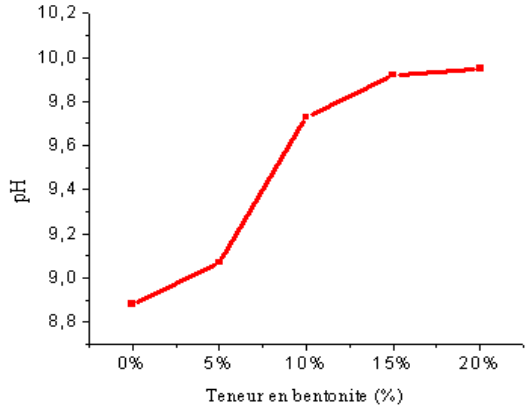


FIGURE 4 .pH variation of the mixtures 0, 5, 10 and 15 wt. % of bentonite

4. CONCLUSIONS

This work was focused on the use of bentonite at different contents in a mass composition intended for the production of ceramic products type porcelain tableware. The interest referred to in this work was involved improving the rheological properties of these products in an economic benefit. The addition of bentonite led to a good slip which will therefore be a compromise between a high viscosity, rigidity, permeability and the weakest water absorption as possible of the layer paste deposited on the mold to obtain a thickness sufficient in a limited time, these variations are strongly related to electrolytes that provide a basic pH of the medium. The addition of the bentonite clay has a positive influence on the rheological properties of the porcelain up to a maximum weight of 10 wt. %.

REFERENCES

[1] Andreola, F. and C. Siligardi, (2009). Rhéological behavior and mechanical proprieties of porcelain stoneware bodies containing Italian clay added with bentonite. *Ceramics International*. 35, 1159-1164.

[2] Alessandro, G. (2007). Thermal behavior of the raw materials forming porcelain stoneware mixtures by combined optical and in situ X-ray dilatometry. *American Ceramic Society*. 90, 1222-1231.

[3] Bragança, S.R. and Bergmann, C.P. (2004). Traditional and glass powder porcelain: technical and microstructure analysis. *Journal European Ceramic Society*. 24, 2383–2388.

[4] Díaz Rodríguez, L. A.and Torrecillas, R. (2002). Ceramic clays: a review of the different types, meanings and applications. *Bulletin of the Spanish Society of Ceramics and Glass*. 41, 459-470.

[5] Jouene C.A (2001) Treaty of Ceramic Materials and Minerals. Editions Septima, Paris, pp. 657.

[6] García, A. and Aguilar-Elguézaba, A. (2009) Use of thermally treated bentonitic clay in the formulation of ceramic tiles. *Applied Clay Science*. 46, 271-276.

[7] Stanilov, B. E. and Nemets, I. I. (1974) High density kaolin refractories containing bentonite. *Ogneupory*. 11, 12-18.

[8] Wakim J (2005). Influence of aqueous solutions on the mechanical behavior of argillaceous rocks. *Thesis doctoral of higher national* School of Mines, Paris.

ETUDE EXPÉRIMENTALE DE L'EFFICACITÉ ÉNERGÉTIQUE D'UN PLANCHER SOLAIRE DIRECT

M. H. BENZAAMA[1, 2], M. LACHI[1*], A. MOKHTARI[3], C. MAALOUF[1]

[1] Université de Reims Champagne-Ardenne, GRESPI, Reims, France
[2] Laboratoire LMSR, Université Djillali Liabès, Sidi Bel Abbes, Algérie
[3] LMST, Faculté d'Architecture et GC, USTO MB, Oran, Algérie
* (auteur correspondant: benzaama.hichem@hotmail.com)

RÉSUMÉ

Ce travail, porte sur l'étude de l'efficacité énergétique d'un système solaire actif (PSD) couplé à une cellule expérimentale implantée dans la région d'Oran (Algérie). Le système est composé d'un capteur solaire plan, un circuit hydraulique en deux boucles noyé dans la dalle, et d'un module de transfert hydraulique. La métrologie mise en place a permis de suivre l'évolution de la température à plusieurs niveaux du système (T° du capteur solaire, T° dalle, T° de l'air intérieur et extérieur). Les mesures in situ réalisées ont été effectuées durant une période de 08 jours à partir du 18 mars 2014. Sur l'environnement TRNSYS.16, nous avons établis un modèle d'un plancher solaire direct où les résultats ont fait l'objet de validation avec ceux obtenus par l'expérience.

Mots Clés : *Cellule expérimentale, Plancher solaire direct, Capteur solaire, Chauffage, Confort thermique, TRNSYS.16.*

1. INTRODUCTION

Afin de répondre aux problèmes liés à la pollution par des émissions de gaz à effet de serre, l'utilisation des systèmes à base d'énergie solaire pour le chauffage représente un intérêt indéniable pour répondre à cette problématique.

Un plancher chauffant couplé à un capteur solaire permet une meilleure répartition de la chaleur dans la zone occupée. Ce mode fait partie des systèmes de chauffage à basse température dont l'utilisation permet de réaliser des économies d'énergie avec une réduction des gaz à effet de serre.

Dans une étude expérimentale réalisée sur le site de Bouzaréah en Algérie [1], il a été montré qu'un système (PSD) ayant un plancher chauffant couplé à un capteur solaire thermique peut stocker plus de 10000 kJ d'énergie pour une température superficielle du plancher chauffant variant entre 22 et 24 °C.

Les résultats expérimentaux présentés par [2] ont montré que l'énergie fournie par un capteur solaire de 6.4 m² de surface combiné à un volume de stockage d'ECS de 190 litres, peut satisfaire aux besoins de chauffage d'une cellule de volume proche de 50 m^3 sous les conditions météorologiques de la ville d'Alger.

Une étude théorique a été faite par [3] sur l'efficacité énergétique d'un plancher solaire sous les conditions météorologiques d'Oran (Algérie) dont laquelle l'auteur a montré que les besoins d'énergie couverts par le solaire sont de 90% environ des besoins totaux du bâtiment avec un ratio de captation (surface capteurs sur surface plancher chauffant) de 0.2 et de 60% avec un ratio de 0.1 seulement.

Dans ce contexte l'objectif de notre travail, porte sur l'étude de l'efficacité énergétique d'un plancher solaire direct (PSD) avec une évaluation des paramètres du confort thermique tels que la température de l'air intérieur et la température superficielle du plancher chauffant sous les conditions météorologiques de la ville d'Oran où est installée la cellule d'essai.

2. DESCRIPTION DU DISPOSITIF EXPÉRIMENTAL

L'étude est menée dans une cellule expérimentale implantée sur le site de l'IGCMO de l'Université des Sciences Technologiques d'Oran (Algérie) utilisée pour l'étude expérimentale des systèmes énergétiques intégrés au bâtiment [4], [5].

La cellule est composée de deux locaux identiques de 20 m² chacun. Les dimensions intérieures sont de 4.7 m de longueur, 3.7 m de largeur et 2.8 m d'hauteur sous plafond, le premier local est équipé d'un plancher solaire direct (PSD), et le deuxième est utilisé comme local technique abritant tous les équipements nécessaires pour le système de mesure (module de transfert hydraulique, pompes, vase d'expansion, chaine d'acquisition type KEITHLEY 7700).

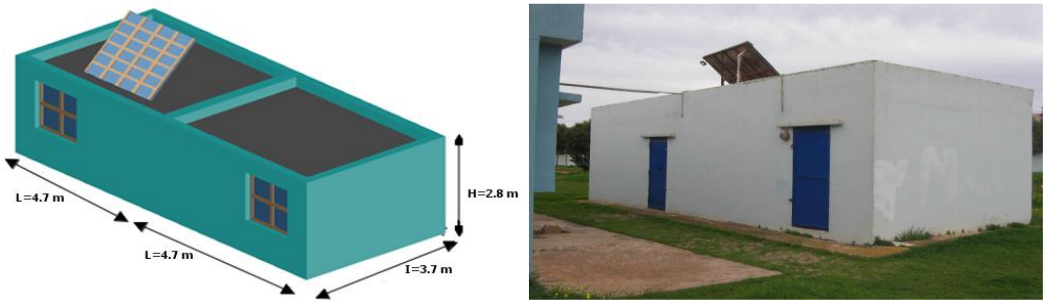


FIGURE 1 : Cellule expérimentale

La construction de la cellule d'essai a été faite pour être considérée comme une construction isolée, les parois verticales et le plancher haut et bas sont représentés dans les tableaux suivants :

Composition	Epaisseur (cm)
Enduit de ciment	1
Brique première paroi	10
Isolation en polystyrène	4
Brique deuxième paroi	10
Enduit de plâtre	1

TABLEAU 1 : Composition des parois verticales.

Composition	Epaisseur (cm)
Étanchéité	3
Forme de pente	2
Isolation	2
Plancher en bloc creux (hourdis + dalle de compression)	16 + 4
Enduit de plâtre	1.5

TABLEAU 2 : Composition du plancher haut.

Composition	Épaisseur(m)	Conductivité λ (W/m.K)	Masse volumique ρ (Kg/m^3)	Capacité cp (J/Kg.K)
Revêtement en gerflex	0.003	0.31	1190	1046
Dallage	0.10	0.75	2450	920
Chappe	0.10	1.75	2450	920

Isolant	0.04	0.03	38	920

TABLEAU 3 : Caractéristiques du plancher bas de la cellule d'essai.

Le système plancher solaire direct (PSD) est composé de :

- Un capteur plan de 4,60 m^2 orientée vers le sud avec une inclinaison de 45°.
- Un plancher chauffant de 17 m^2 (4,70 × 3,70) de surface composé de :
  - ✓ deux couches de béton de 10 cm chacune séparées par 4 cm de polystyrène où le réseau de tubes est posé.
  - ✓ les tubes sont en PER (polyéthylène réticulé) en deux boucles avec un diamètre de 18 mm.
  - ✓ l'espacement entre tubes au niveau du plancher est égal à 20 cm.
  - ✓ les tubes sont posés sur un treillis soudé posé sur l'isolant, noyés dans une dalle de 10 cm d'épaisseur.

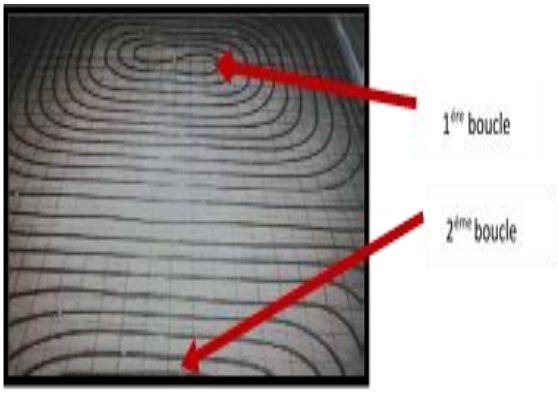


FIGURE 2. Circuit hydraulique.

- La régulation se fait à l'aide d'un module de transfert hydraulique, type Clipsol T2I.
- Des thermocouples installés à différents positions sont reliés à une chaîne d'acquisition de température de type (KEITHLEY 7700).
- La mesure de la température extérieure, est effectuée à l'aide d'une mini station météorologique.

Plusieurs thermocouples sont installés afin d'évaluer les performances énergétiques du système :

Nombres de thermocouples	Positions
1	Dalle (Surface du plancher bas)
1	Pièce (Hauteur de 1.4m)
1	sortie du fluide caloporteur du capteur solaire

TABLEAU 4 : Nombres et emplacements des thermocouples.

3. RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

Nous suivons l'évolution des températures au niveau du système PSD pendant une période de mesure qui s'étale du 18 au 26 mars 2014.
L'évolution de la température extérieure enregistrée par la mini station météorologique est présentée dans la figure 3 ci-dessous.

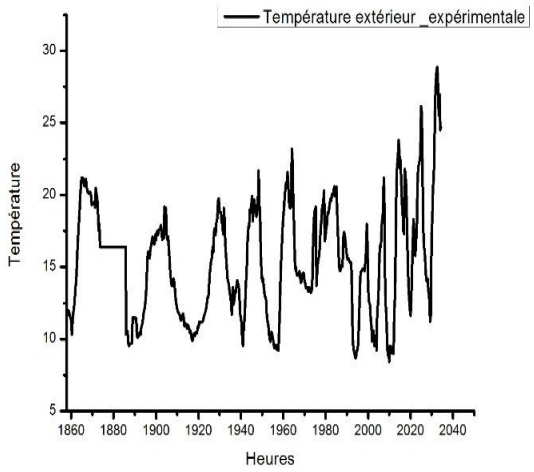


FIGURE 3 : Evolution de la température de l'air extérieur.

Un capteur de température (Thermocouple de type K) permet de mesurer la température du fluide caloporteur à la sortie du capteur solaire. La température du fluide caloporteur atteint un maximum de 49.8 °C à 12 h.30 et un minimal de 42℃ comme indique la figure suivante :

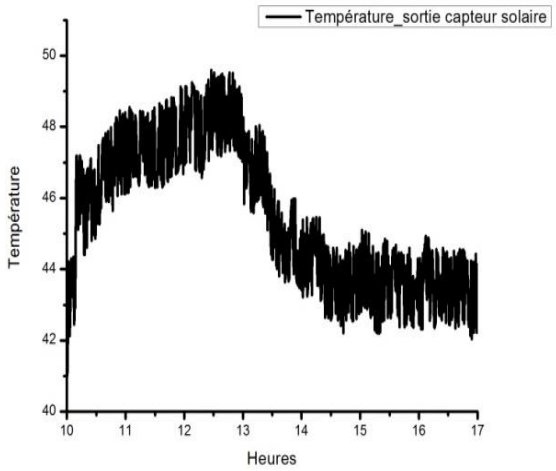


FIGURE 4 : Évolution journalière de la température à la sortie du capteur solaire (18 mars à partir de 10h).

La température du fluide caloporteur à la sortie du capteur solaire influe sur la température superficielle du plancher chauffant. La température d'entrée au plancher chauffant ne devra pas excéder les 50 °C selon la norme (DTU 65.8) [6]. La température superficielle du plancher bas enregistrée varie entre 20.5 °C et 24 °C (température du confort) [7] pendant toute la période de mesure (figure 5).

La figure 6 représente l'évolution de la température de l'air intérieur à une hauteur de 1.4 m. L'observation de la figure 6 permet de noter que la température du local durant les 8 jours étudiés, varie entre 16.5 et 20.5 °C (température du confort) [6].

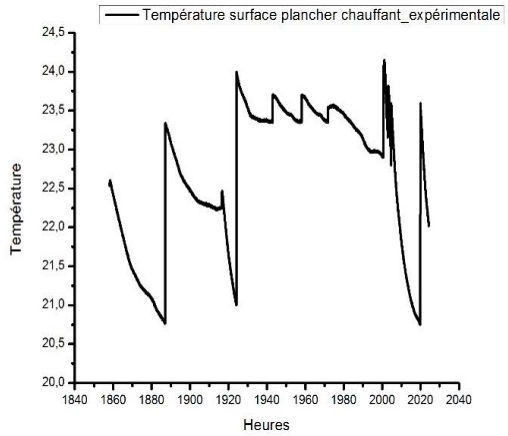


FIGURE 5 : Evolution de la température superficielle du plancher chauffant.

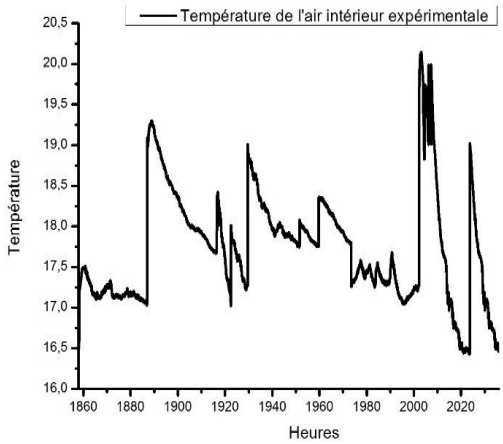


FIGURE 6 : Evolution de la température de l'air intérieur.

4. SIMULATION ET VALIDATION

La simulation du système étudié est réalisée en utilisant le logiciel TRNSYS .16. Les types utilisés sont :

- " type 1b " pour modéliser le capteur solaire plan.
- " type 56" décrit le comportement thermique dynamique d'un bâtiment multizone.
- " type 2b" pour contrôler le fonctionnement du système PSD.
- " type 3b" pour les pompes circularises.
- " type 9a" data Reader : en lien avec la température extérieure mesurée.

La figure 7 illustre l'évolution de la température expérimentale ainsi que par la simulation. D'après les résultats, on a remarqué que la température de l'air intérieur enregistrée, varie entre 16.5 et 20.5 °C, par contre celle obtenue par simulation varie entre 17 et 19.5 °C.

La validation que nous avons effectuée a montré qu'il y a des écarts autour de 1°C de température entre les mesures expérimentales et la simulation, par contre les évolutions suivent la même tendance. Dans ce cas on peut dire que globalement il existe une bonne concordance entre les résultats expérimentaux et ceux trouvés par simulation avec le logiciel TRNSYS.

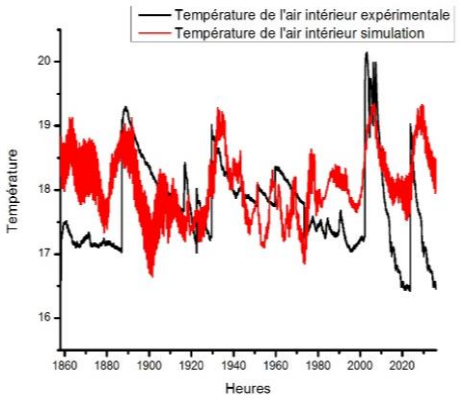


FIGURE 7 : Evolution de la température de l'air intérieur (Simulation et expérimentale).

5. CONCLUSION

Cette étude expérimentale a permis de montrer des résultats satisfaisants sur le comportement thermique d'un plancher solaire direct, dans le contexte d'un local Algérien, plus particulièrement implanté dans la ville d'Oran. Cette étude nous a permis d'aboutir aux résultats suivants :

- ✓ La température du fluide caloporteur à la sortie du capteur solaire varie entre 49.8 °C et 42℃.
- ✓ La température superficielle du plancher chauffant enregistrée varie entre 20.5°C et 24 °C durant toute la période de mesure, où elle reste maintenue dans l'intervalle du confort thermique.
- ✓ La température de l'air intérieur chauffé par le plancher solaire direct varie entre 16.5°C et 20.5°C, ce qui assure un confort thermique acceptable des occupants.

Les résultats montrent que l'utilisation de la technique d'un plancher solaire direct dans un climat Algérien est très prometteuse au vu de l'importance du gisement solaire dans cette région ceci confirme l'utilité d'avoir recours à ce type de chauffage qui s'avère très rentable et non polluant.

REFERENCES

[1] R. Kharchi, N. Aït Messaoudene, M. Belhamel, A. Hamid, Etude Expérimentale du Comportement Thermique d'un Plancher Solaire Direct, Revue des Energies Renouvelables, JITH 2001, pp. 115-119.

[2] F. Mokhtari, N. Ait Messaoudene, A. Hamid, M. Belhamel, Etude du comportement thermique d'une maison munie d'un système de chauffage solaire, Revue des Energies Renouvelables, Vol. 9, n°4, 2006, pp. 363-370.

[3] A. Mokhtari, H. Kazeoui, Y. Boukezzi, G. Achard, Utilisation d'un Circuit Hydraulique dans un Plancher pour le Chauffage et le Rafraîchissement des Locaux, Revue des Energies Renouvelables, Vol.1, 1998, pp. 17-27.

[4] S. Menhoudj, H. Tennah, A. Mokhtari, Etude expérimentale de l'efficacité énergétique d'un échangeur air / sol pour le besoin de ventilation d'un local, 16èmes Journées Internationales de Thermique (JITH2013) Marrakech (Maroc), du 13 au 15 Novembre, 2013.

[5] A. Mokhtari, K. Dehina, Simulation d'un échangeur air sol et d'une citerne rafraichissante couplés à un local multizone, 16èmes Journées Internationales de Thermique (JITH2013) Marrakech (Maroc), du 13 au 15 Novembre, 2013.

[6] DTU N°65.8, "Exécution des Planchers Chauffants utilisant des Tubes en Matériaux de Synthèse à Eau Chaude", Documents Techniques Unifiés, Février (1990).

[7] B. W. Olesen, Radiant Floor Heating In Theory and Practice, ASHRAE Journal, July 2002.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds..).

L'EFFET DE L'ANGLE D'INCLINAISON DU CAPTEUR SUR LES PERFORMANCES THERMIQUES D'UN CAPTEUR SOLAIRE PLAN A AIR

BOUMESLI Hakim[1], BENSAHAL Djamel[2], YOUSFI Ahmed[2], RAHMANI Mohamed[2]

[1]Département Génie-Mécanique Faculté de Technologie Université de Laghouat, Algérie, Email : hakimboumesli@gmail.com
[2]Laboratoire de mécanique Faculté de Technologie Université de Laghouat, Algérie, Email : d.bensahal@lagh-univ.dz, a.yousfi@lagh-univ.dz, m.rahmani@lagh-univ.dz

RESUME

L'étude du transfert de chaleur dans un appareil de chauffage solaire de l'air en une seule passe d'air sans chicanes a été étudiée expérimentalement. Dans cette étude, on a essayé de déterminer les performances thermiques d'un capteur solaire plan à air qui a été construit à l'atelier de mécanique à l'université de Laghouat. Cette étude vise à voir l'évolution de certains paramètres tels que : la température de sortie du fluide caloporteur (air), la température de l'absorbeur et la température de Plexiglas sous l'effet de l'inclinaison du capteur pour différents angles alpha pour un débit volumique égale à 0.01002036 m3/s et des journées bien données : 31-02-2016, 01-02-2016, 02-02-2016 et 03-02-2016.

Mots Clés: *Capteur Solaire Plan à Air, Température, Débit Volumique, Rayonnement.*

NOMENCLATURE

Symbols :

L longueur, m
l largeur, m
e épaisseur, mm
alpha angle d'inclinaison, degré (^{o})
H hauteur, m
T température, ^{o}C
λ conductivité thermique, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
h heur, h
I_t rayonnement solaire, w/m^2

1. INTRODUCTION

Cette étude présente une analyse expérimentale d'un capteur solaire plan à air avec une seule passe de circulation d'air. L'essai expérimental vise à l'évaluation de variation de températures provoqué par le transfert de chaleur dans l'épaisseur d'un capteur solaire, et que cet échange thermique peut être affecté par les conditions météorologiques.

L'utilisation du panneau solaire thermique à air pour la production d'énergie a deux aspects positifs qui sont très bénéfiques pour l'être humain surtout pour le côté environnementale ou l'absence totale de l'émission du gaz CO_2. Cette énergie sert au réchauffement des maisons pendant l'hiver et au séchage des fruits ou légumes pour l'industrie agro-alimentaire. Dans la littérature, on parle des performances thermiques du panneau solaire plan à air avec une seule passe d'air (ici, on parle de notre capteur solaire) pour différents débits massiques, de l'émissivité de la plaque absorbeur et de l'angle d'inclinaison [1].

La nature de la matière de la plaque absorbeur a un grand effet sur les performances thermiques du capteur solaire plan à air par rapport à la plaque du Plexiglas [2]. Il y a aussi d'autres facteurs qui peuvent affecter le rendement du panneau solaire à plan tels que : la géométrie du panneau (longueur, largeur et épaisseur), le type de la plaque absorbeur (acier, aluminium, cuivre, …etc.), la nature du Plexiglas (ou verre) et les conditions météorologiques. Par l'augmentation de la surface de la plaque absorbeur, on fait élever le transfert de chaleur par convection de l'absorbeur au fluide caloporteur (air) [3,4].

Dans cette étude, on s'intéresse à la détermination expérimentale des paramètres thermiques du capteur solaire plan à air pour différents angles d'inclinaison du capteur. Parmi ces paramètres, on cite la température de Plexiglas, la température de l'absorbeur, l'évolution de la température de sortie du fluide caloporteur pour un débit volumique Dv = 0.01002036 m3/s et des journées bien données : 31-02-2016, 01-02-2016, 02-02-2016 et 03-02-2016. Chaque jour correspond à un angle commençant par 0^o et se terminant par 30^o et suivant un pas de 10^o d'une journée à l'autre.

2. PRESENTATION DU PANNEAU SOLAIRE PLAN A AIR

Une vue schématique de l'écoulement unique construit sous une plaque d'absorbeur d'un collecteur plan à air est représentée sur la Figure 1. Cet écoulement d'air est réalisé sans chicanes entre la plaque absorbeur et la plaque inférieure. Dans cette étude, deux types de plaques ont été utilisés. Le premier, une plaque pour l'absorbeur réalisée en tôle de fer galvanisé avec revêtement sélectif de chrome noir et la deuxième pour la plaque inférieure en tôle de fer galvanisé.

Dimension et l'épaisseur de la plaque sont données par les valeurs suivantes : 2 m*1 m*1.7 mm. Pour le premier couvercle transparent est le plexiglas qui joue le rôle de lien entre le rayonnement solaire et la plaque absorbante (absorbeur). Son épaisseur est de 4 mm.

Les pertes thermiques à travers le couvercle sont dues principalement à la conduction à travers l'isolant (épaisseur égale à 4 cm) et celles causées par le vent. Après la mise en service du panneau solaire plan à air et l'avoir laissé fonctionner pour plusieurs jours dans des conditions météorologiques normales.

Des thermocouples ont été placés de manière uniforme, sur la surface supérieure de la plaque d'absorbeur, à des positions identiques le long de la direction de l'écoulement. On a mis deux thermocouples pour la mesure des températures d'entrée et de sortie d'air. Toutes les températures ont été mesurées en degrés Celsius (^{o} C) par des thermomètres numériques.

Le rayonnement solaire incident sur la surface du collecteur a été mesuré avec un Solarimètre. Ce panneau solaire a été orienté vers le sud. Les variables mesurées ont été enregistrées à un intervalle de temps de 30 minutes et qui comprennent : le rayonnement solaire, la température d'entrée et de sortie du fluide caloporteur (air) circulant dans le capteur, la température ambiante, les températures de la surface absorbante et de la plaque inférieure à plusieurs endroits sélectionnés.

Le débit d'air a été mesuré par un anémomètre numérique. Tous les tests ont commencé à 9 heures pour se terminer à 16 heures.



FIGURE 1. Différents constituants du panneau solaire plan à air [5]

Les différentes composantes constituant le panneau solaire plan à air étudié est représenté sur la Figure 1. La Figure 2 présente une coupe transversale du capteur solaire ainsi les dimensions géométriques qui sont données par:

- L= 2 m (longueur) x l= 1 m (largeur);
- L'angle du collecteur est variable par rapport au plan horizontal (0^o – 90^o);
- Le couvercle transparent en plexiglas, avec une épaisseur de e =4 mm;
- La hauteur de la couche d'air stagnante était de H=0,02 m;
- La plaque absorbante est en acier galvanisé d'épaisseur 1,7 mm d'épaisseur et sur laquelle on a établi une couche de peinture noire;
- Isolation thermique sous la plaque inférieure, on a utilisé de polystyrène expansé, avec une conductivité thermique de 0,037 W / (m K) et d'une épaisseur de 40 mm.

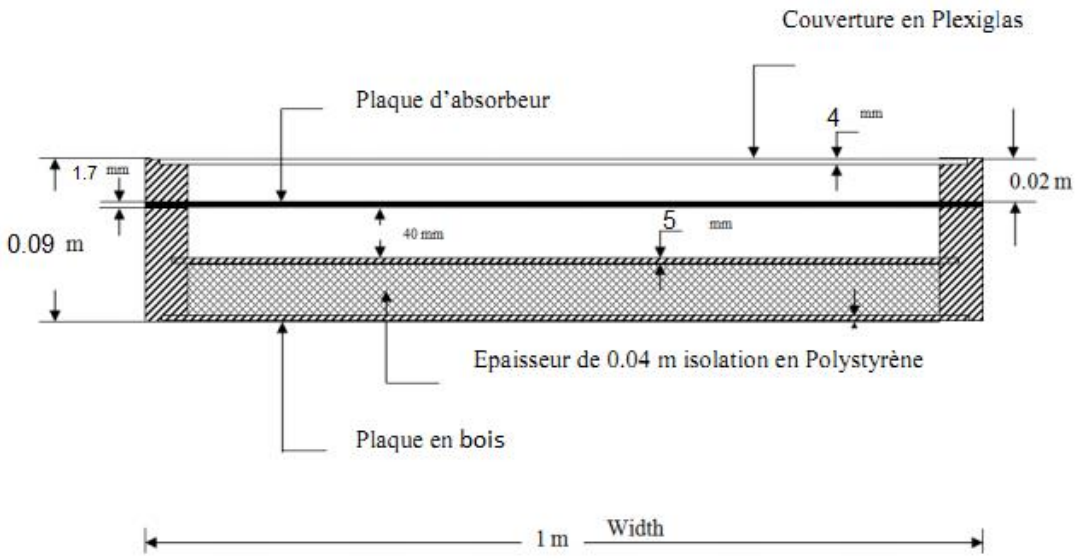


FIGURE 2. Section transversale du capteur solaire

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

Dans cette étude , on a essayé de visualisé expérimentalement l'évolution de certains paramètres thermiques du panneau solaire plan à air tels que : la température de sortie du fluide caloporteur (air), la température de l'absorbeur et la température de Plexiglas sous l'effet de l'inclinaison du capteur pour différents angles alpha pour un débit volumique égale à 0.01002036 m^3/s et des journées bien données : 31-02-2016, 01-02-2016, 02-02-2016 et 03-02-2016. Chaque jour correspond à un angle commençant par 0^o et se terminant par 30^o et suivant un pas de 10^o d'une journée à l'autre.

Dans la Figure 3, on montre l'évolution de la température du Plexiglas en fonction du temps de la journée pour différents angles alpha : 0^o, 10^o, 20^o et 30^o. La Figure 3 montre l'augmentation de la température de Plexiglas quand le temps croit pour angles étudiés seulement et cela à partir de 11h jusqu'à 16h. Cette température augmente avec l'augmentation de l'angle alpha. Pour l'heure 9h de la matinée, on distingue l'inverse c'est-à-dire plus l'angle augmente plus la température diminue. Tandis que à 10h, l'effet de l'angle apparait clairement surtout pour alpha = 20^o et alpha = 30^o.

La Figure 4 montre l'augmentation de la température de l'absorbeur quand le temps croit pour angles étudiés seulement et cela à partir de 10h jusqu'à 16h. Cette température augmente avec l'augmentation de l'angle alpha. Pour l'heure 9h de la matinée, on distingue l'inverse c'est-à-dire plus l'angle augmente plus la température diminue. Tandis que à 10h, l'effet de l'angle apparait clairement surtout pour alpha = 20^o et alpha = 30^o.

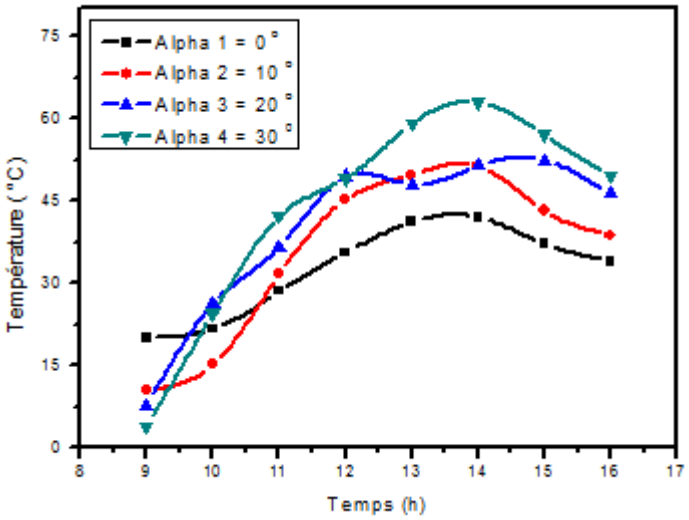


FIGURE 3. Evolution de la température de Plexiglas en fonction du temps de la journée pour différent angles d'inclinaison

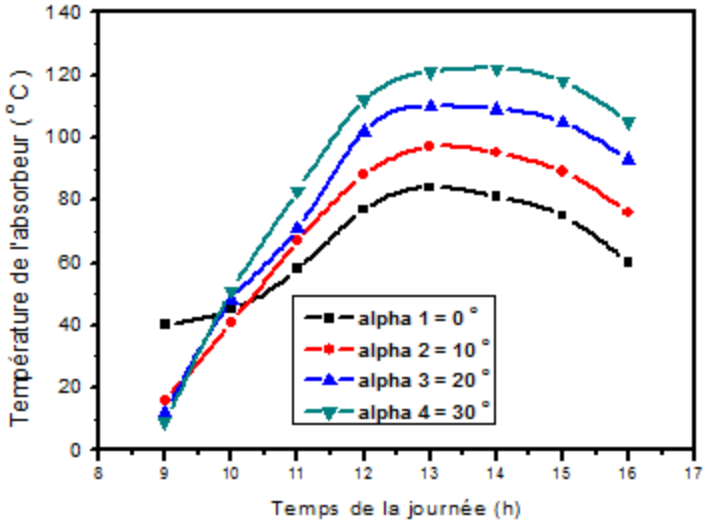


FIGURE 4. Evolution de la température de l'absorbeur en fonction du temps de la journée pour différent angles d'inclinaison

La Figure 5 montre l'augmentation de la température de sortie du fluide caloporteur (air) quand le temps croit pour angles étudiés seulement et cela à partir de 12h jusqu'à 16h. Cette température augmente avec l'augmentation de l'angle alpha. Pour l'intervalle d'heure compris entre 9h et 11h de la matinée, on distingue que les températures de sorties restent toujours inférieures par rapport à la température de sortie pour l'angle alpha égale 0°.

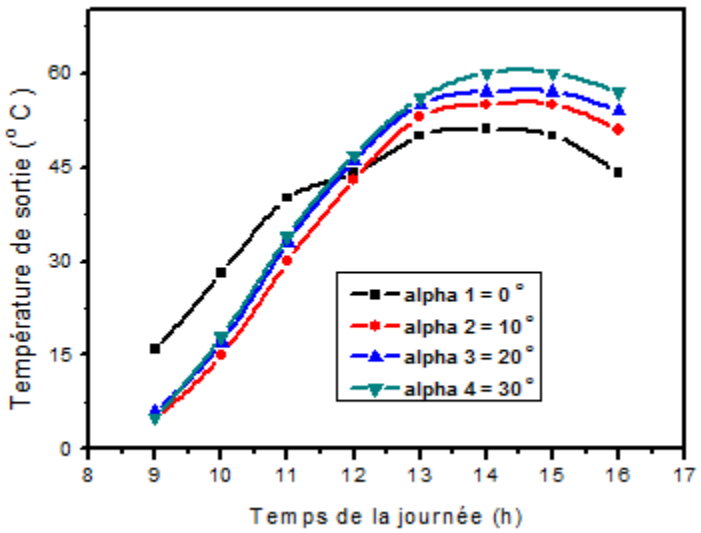


FIGURE 5. Evolution de la température de sortie en fonction du temps de la journée pour différent angles d'inclinaison

4. CONCLUSIONS

Dans ce travail, une étude expérimentale est menée dont le but de faire une étude paramétrique. Cette étude montre que la température de Plexiglas croit quand le temps croit pour les angles étudiés et que la température de l'absorbeur augmente avec l'augmentation de l'angle alpha. Tandis que l'augmentation de la température de sortie du fluide caloporteur (air) quand le temps croit pour les angles étudiés et cela à partir de 12h jusqu'à 16h. Cette température de sortie augmente avec l'augmentation de l'angle alpha.

REFERENCES

[1] V. Siddharta, Thermal performance optimization of a flat plate solar air heater using genetic algorithm, Applied Energy, 87, 1793-1799, 2010.

[2] V. Siddharta, Thermal performance optimization of a flat plate solar air heater using genetic algorithm, Applied Energy, 87, 1793-1799, 2010.

[3] E.K. Akpinar, and F. Kocyigit, Experimental investigation of thermal performance of solar air heater having different obstacles on absorber plates, Int.Commun Heat Mass Transfer, 37, 416-421, 2010.

[4] S. Karsli, Performance analysis of new-design solar air collectors for drying applications, Renew. Energy, 32, 1645-1660, 2007.

[5] H. Boumesli, L'effet de l'inclinaison sur le comportement du capteur solaire plan à air, mémoire de master, université de Laghouat, 2016.

IMPLEMENTATION D'UN MODELE HYPOELASTIQUE POUR SIMULER LE COMPORTEMENT MECANIQUE D'UN TISSU DE RENFORT SERGE DE VERRE DESEQUILIBRE

Samir DEGHBOUDJ [1,2], Hamid SATHA[2] and Wafia BOUKHEDENNA [2,3]

[1] Département Génie Mécanique Université de Tébessa daghboudjs@yahoo.fr
[2] Laboratoire LSPN Université 08 mai 1945 de Guelma sathahamid@yahoo.fr
[3] Département Science de la Matière Université de Tébessa wboukhedena@yahoo.fr

RÉSUMÉ

La connaissance du comportement mécanique des renforts tissés est d'une grande importance, du fait qu'elle permet la prédiction de la forme finale du renfort lors de l'opération de formage. Nous présentons dans cette étude une simulation numérique d'un essai de cisaillement « Bias extension test » réalisé sur un tissu de renfort sergé de verre dééquilibré. Cet essai permet de caractériser le comportement en cisaillement de ce tissu de renfort pour composites. Nous avons mplémenté un modèle hypoélastique dans le code de calcul Abaqus/Explicit .Les éléments choisis sont de types membranes triangulaires M3D3R et quadrilatères M3D4R.

Mots Clés: *Abaqus, Simulation, Modèle hypoélastique, Bias extension test, Sergé de verre*

NOMENCLATURE

Symboles :

$\overline{\overline{D}}$	tenseur des taux de déformation
$\overline{\overline{\overline{C}}}$	tenseur de constitution
$\overline{\overline{F}}$	gradient de la transformation
$\bar{e}_\alpha$	base de Green Naghdi
$\bar{f}_\alpha$	base materille des fibres
$\overline{\overline{R}}$	rotation polaire
E_1	module de Young sens chaine, MPa
E_2	module de Young sens trame, MPa
G_{12}	module de cisaillement, MPa
[T]	matrice de passage

Lettres grecques :

γ	angle de cisaillement, radian
$\overline{\overline{\sigma}}$	tenseur de Cauchy
$[d\sigma]$	increment de contrainte
$[d\varepsilon]$	increment de déformation

Indices :

α	directions des fibres

1. INTRODUCTION

Au cours des deux dernières décennies, l'utilisation des matériaux composites a rapidement augmenté surtout dans le domaine de l'industrie aéronautique, de l'automobile et du transport ; ce qui a conduit au développement et à l'élaboration de nouveaux matériaux composites avec la volonté d'allier les qualités techniques au besoin d'alléger et réduire la masse de ces matériaux [1,2]. Les procédés de fabrication des composites sont généralement du type formage. Ces matériaux composites demandent des analyses expérimentales et des modèles spécifiques pour décrire et prédire leurs comportement mécanique au cours de leurs mise en forme [3]. La simulation numérique est une opération industrielle très importante, elle est devenue indispensable pour les procédés de formage, elle permet d'éviter des compagnes d'essais par erreurs souvent trés onéreux. Pour déterminer le comportement mécanique des renforts tissés, des modèles hypoélastiques continus ont été développés par plusieurs auteurs [4-6]. Plusieurs codes de calcul par éléments finis comme Abaqus/Explicit,

utilisent ces modèles basés sur des équations constitutives en taux, dites lois hypoélastiques. Dans cette étude nous avons implémenté dans le code de calcul Abaqus/Explicit, un modèle hypoélastique basé sur les directions des fibres chaîne et trame. La validation de ce modèle est faite grace à une simulation numérique du test de cisaillement bias extension test, sur un echantillant de tissu de renfort composite de type sergé de verre déséquilibré.

2. MODELE HYPOELASTIQUE

On utilise pour la modélisation du comportement mécanique des renforts tissés, des modèles hypoélastiques qui prennent en considération les larges déformations et les non-linéarités [7].

$$\overline{\overline{\sigma}}^{\nabla} = \overline{\overline{\overline{\overline{C}}}} : \overline{\overline{D}} \qquad (1)$$

Il est impératif d'actualiser et de mettre à jour les directions actuelles des fibres pour que les lois constitutives puissent être écrites correctement [4], [6]. Une fois les directions des fibres actualisées, il devient possible de transformer les déformations depuis la base de Green Naghdi $\bar{e}_\alpha$ propre au code de calcul Abaqus/Explicit (figures 1 et 2).

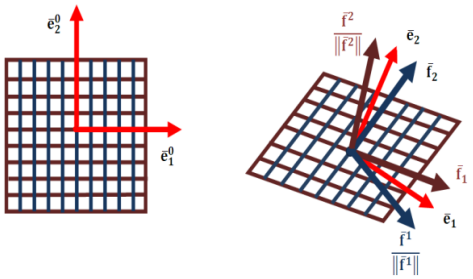


FIGURE 1. Bases de Green-Naghdi et matérielle avant et après transformation

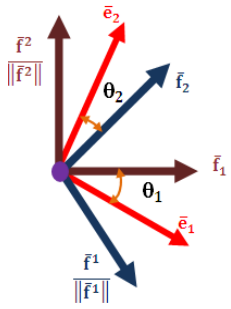


FIGURE 2. Schéma simplifié des Bases utilisées dans l'étude

Abaqus fournit $\overline{\overline{F}}$ et $\overline{\overline{U}}$ ce qui permet de calculer $\overline{\overline{R}}$ par décomposition polaire de $\overline{\overline{F}}$. La base de Green Naghdi est actualisée par transport de la base $\bar{e}_\alpha^0$ par la matrice de passage $\overline{\overline{R}}$:

$$\bar{e}_\alpha = \overline{\overline{R}}.\bar{e}_\alpha^0 \qquad (2)$$

Pour les tissus 2D (α=1,2), les directions actuelles des fibres $\bar{f}_\alpha$ sont obtenues grâce à la relation :

$$\bar{f}_\alpha = \frac{\overline{\overline{F}}.\bar{e}_\alpha^0}{\left\|\overline{\overline{F}}.\bar{e}_\alpha^0\right\|} \qquad (3)$$

Les directions des fibres matérielles $\bar{f}_1$ et $\bar{f}_2$ (figure 2) ne sont pas orthogonales après déformation, On construit deux bases orthogonales, chacune sera orientée suivant les deux directions (chaîne et trame). La première base $(\bar{f}_1, \frac{\bar{f}^2}{\|\bar{f}^2\|})$ forme un angle θ_1 avec la base de Green Naghdi tel que $\theta_1 = (\bar{e}_1, \bar{f}_1)$. La seconde base $(\bar{f}_2, \frac{\bar{f}^1}{\|\bar{f}^1\|})$ forme un angle θ_2 avec la base de Green Naghdi tel que $\theta_2 = (\bar{e}_2, \bar{f}_2)$. Ce qui conduit à la construction des matrices de passage T_1 et T_2 entre ces deux bases et celle de Green Naghdi :

$$[T_1]_{(\bar{e},\bar{f}_1)} = \begin{bmatrix} cos\theta_1 & -sin\theta_1 \\ sin\theta_1 & cos\theta_1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

$$[T_2]_{(\bar{e},\bar{f}_2)} = \begin{bmatrix} cos\theta_2 & -sin\theta_2 \\ sin\theta_2 & cos\theta_2 \end{bmatrix} \quad (5)$$

L'incrément de déformation $[d\varepsilon]_e$ est fourni par Abaqus à la fin de chaque boucle, ce qui permet de calculer les incréments de déformation par rapport à la première base $(\bar{f}_1, \frac{\bar{f}^2}{\|\bar{f}^2\|})$ en utilisant les principes de changement de bases :

$$[d\varepsilon]_{f_1} = [T_1]^T.[d\varepsilon]_e.[T_1] \quad (6)$$

Les incréments de déformations cumulés sur la deuxième direction matérielle $\bar{f}_2$ par rapport à la seconde base $(\bar{f}_2, \frac{\bar{f}^1}{\|\bar{f}^1\|})$ sont calculés à partir de la relation :

$$[d\varepsilon]_{f_2} = [T_2]^T.[d\varepsilon]_e.[T_2] \quad (7)$$

Les composantes tangentielles de cisaillement $d\varepsilon_{12}^{f1}$ et $d\varepsilon_{12}^{f2}$ qui représentent la variation angulaire entre les mèches (chaînes et trames) au cours de la déformation sont données par la relation :

$$d\gamma = d\varepsilon_{12}^{f1} + d\varepsilon_{12}^{f2} \quad (8)$$

Les incréments de contraintes, dans les deux directions des fibres $\bar{f}_1$ et $\bar{f}_2$ sont ensuite calculés grâce aux composantes du tenseur de constitution qui lient les incréments de déformation aux incréments de contraintes par rapport aux deux bases considérées :

$$[d\sigma]_{f_1} = [C]_{f_1}.[d\varepsilon]_{f_1} \quad (9)$$

$$[d\sigma]_{f_2} = [C]_{f_2}.[d\varepsilon]_{f_2} \quad (10)$$

$[C]_{f_1}$ et $[C]_{f_2}$ représentent les tenseurs de rigidité par rapport aux deux bases considérées.

$$[C]_{f_1} = \begin{bmatrix} E_1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$[C]_{f_2} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & E_2 & 0 \\ 0 & 0 & G_{12} \end{bmatrix} \quad (12)$$

Les incréments de contraintes sont ensuite cumulés selon la formulation classique de Hughes et Winget [7].

$$[\sigma^{n+1}]_{f_1^{n+1}} = [\sigma^n]_{f_1^n} + [d\sigma]_{f_1^{n+1/2}} \quad (13)$$

$$[\sigma^{n+1}]_{f_2^{n+1}} = [\sigma^n]_{f_2^n} + [d\sigma]_{f_2^{n+1/2}} \quad (14)$$

A la fin, les contraintes dans les deux directions des fibres sont calculées d'après les relations (13) et (14) puis projetées dans la base de Green Naghdi grâce à la transformation suivante :

$$[\sigma]_{\bar{e}} = [T_1]^T.[\sigma]_{f_1}.[T_1] + [T_2]^T.[\sigma]_{f_2}.[T_2] \quad (15)$$

3. LE BIAS EXTENSION TEST

Le bias extension test est un test de cisaillement, utilisé pour caractériser le comportement mécanique des tissus de renfort pour composites [2-3],[8-10]. Il est distingué par sa simplicité et sa mise en œuvre relativement facile. Au cours de cet essai qui est souvent réalisé sur une machine de traction, l'éprouvette rectangulaire est découpée de telle sorte que les mèches selon les deux directions chaîne et trame seront orientés à 45° par rapport à la direction de la force de traction [2-3],[8-10]. L'éprouvette est découpée soignesement avec un rapport longueur - largeur supérieur ou égal à deux, pour mettre en évidence les trois zones distinctes de déformation [3] , [8-9] (figures 3 et 4). Une analyse cinématique simple de l'éprouvette permet de relier l'angle γ dans la zone de cisaillement A au déplacement d engendré par l'effort d'étirement F développé par la machine. L'expression qui permet de donner l'angle de cisaillement dans la zone cisaillée (en rouge) [11] est donnée par la relation suivante :

$$\gamma = \frac{\pi}{2} - 2arccos(\frac{D+d}{\sqrt{2}D}) \quad (16)$$

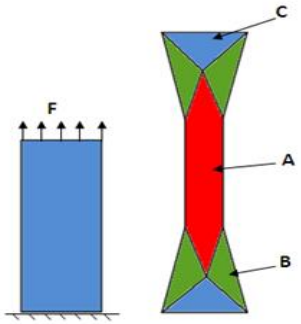


FIGURE 3. Eprouvette du bias extension test (avant et après déformation)

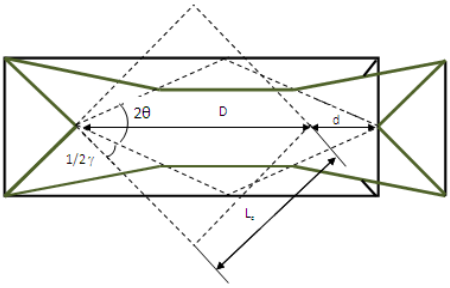


FIGURE 4. Schéma cinématique de l'éprouvette utilisée

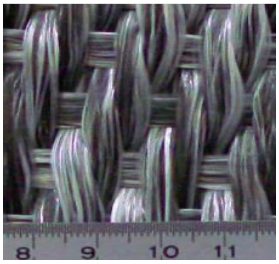


FIGURE 5. Echenillant du tissu

Le tissu utilisé dans cette étude est un mélange de filaments de verre E et de résine thermoplastique, commercialisé sous le nom commercial de Twintex (sergé de verre déséquilibré) (figure 5). Les caractéristiques mécaniques de ce tissu qui a fait l'objet d'une étude réalisée par les auteurs [12], sont présentées dans le tableau .1.

Type	Sergé
Epaisseur	3.3 mm
Module de Young sens chaine	35400 MPa
Module de Young sens trame	1000 MPa
Coefficient de Poisson	0.0
Masse volumique	0.00254 tonnes / mm^3
Module de cisaillement G_{12}	fonction de l'angle γ

TABLEAU 1. Caractéristiques mécaniques du tissu [12]

Le module de cisaillement G_{12} est une grandeur caractéristique. Sa connaissance est primordiale dans toute étude du comportement au cisaillement des tissus de renfort pour composites. A cause du caractère spécifique du tissage G_{12} peut être éxprimé sous la forme d'une fonction de l'angle γ : $G_{12} = G_{12}(\gamma)$. Pour déterminer ce paramètre nous avons utilisé la courbe de tendence de la force normalisée F_N donnée par les auteurs [12] (figure 6). Nous employé la méthode des moindres carrés (forme polynomiale) pour interpoler cette courbe. Le modèle est obtenu sous forme d'un polynôme de degré cinq et permet de tracer la courbe $F_N(\gamma)$ (figure.6). La contrainte de cisaillement est obtenue par division directe des différentes valeurs de la force normalisée F_N par l'épaisseur du tissu t =3.3 mm. Pour déterminer le module de cisaillement $G_{12}(\gamma)$, nous avons procédé à une dérivation de l'équation polynomiale de $\tau(\gamma)$ par rapport à (γ).

$$F_N(\gamma) = 6.01\ \gamma^5 - 9.779\ \gamma^4 + 6.675\gamma^3 - 1.828\ \gamma^2 + 0.276\ \gamma + 0.001 \quad (18)$$

$$\tau(\gamma) = 1.8212\ \gamma^5 - 2.9633\ \gamma^4 + 2.0227\ \gamma^3 - 0.5539\ \gamma^2 + 0.0836\ \gamma + 0.0003 \quad (19)$$

$$G_{12}(\gamma) = 9.106\ \gamma^4 - 11.8532\ \gamma^3 + 6.0681\ \gamma^2 - 1.1078\ \gamma + 0.0836 \quad (20)$$

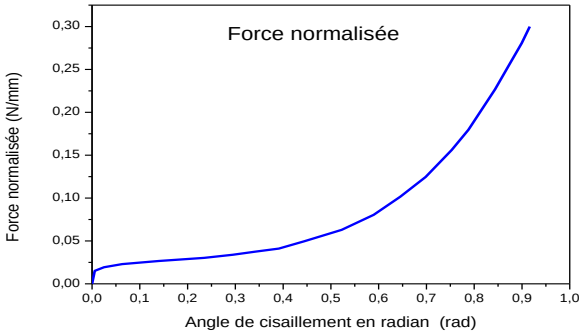


FIGURE 6. Courbe de tendance $F_N(\gamma$ [12]

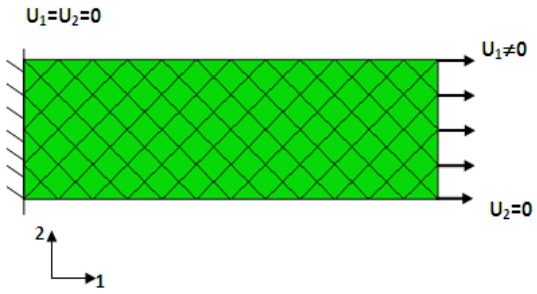


FIGURE 7. Conditions aux limites choisis

L'objectif principal de cette étude est la simulation du test de cisaillement « bias extension test » d'un échantillon de tissu sérgé de verre déséquilibré . L'éprouvette de forme rectangulaire de dimensions (300x100 mm²) est encastrée par le bord bas. Nous avons utilisé des éléments membrane 2D. Pour l'intérieur on a opté pour des éléments membranes quadrilatères M3D4R avec intégration réduite, de telle sorte que l'orientation des mèches soit alignée avec les bords de l'élément (figure 7). Un déplacement de 7.10^{-4} mm par pas de temps est imposé sur le bord haut de l'éprouvette, le calcul est effectué sur 10^5 pas de temps. Nous avons implémenté une routine VUMAT écrite en langage FORTRAN dans le code de calcul ABAQUS (figure 8).

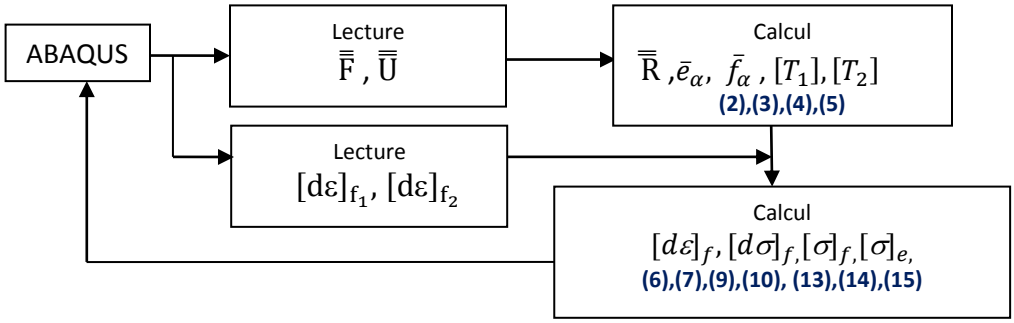


FIGURE 8. Organigramme simplifié de la VUMAT

4. RESULTATS ET DISCUTION

La simulation nous a permis de mettre en évidence les différentes zones de cisaillement comme montré sur la figure 9. La zone en rouge est en cisaillement pur, la région verte représente la zone demi-cisaillée tandis que la zone bleu ne subit aucun cisaillement. D'après l'équation (16), l'angle de cisaillement γ peut être éxprimer en fonction du déplacement d imposé sur la machine et des dimensions de l'éprouvette (figure 4). Sur la figure 10 nous avons tracé les courbes théorique et numérique angle de cisaillement. La figure 11 présente les courbes (force-déplacement) expérimentale et numérique. Les réponses numériques et expérimentales sont très proches pour des valeurs faibles de l'angle de cisaillement. Lorsque γ se rapproche de l'angle de verouillage, ces réponses commencent à montrer des divergences qui peuvent être importantes et qui s'éxpliquent par le fait que le modèle numérique ne prends pas en considération le contact entre les mèches, qui est en fait non négligeable. On peut dire que globalement les courbes numérique et expérimentale présentent une bonne concordance.

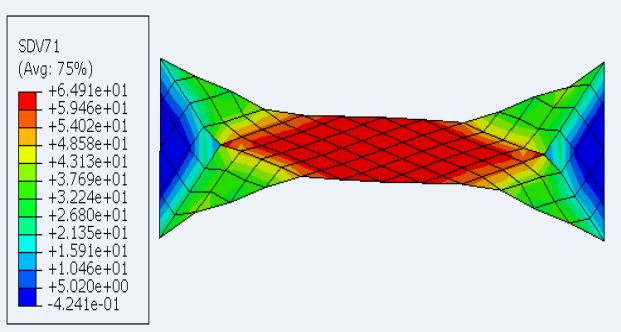


FIGURE 9. Répartition de l'angle de cisaillement dans l'éprouvette

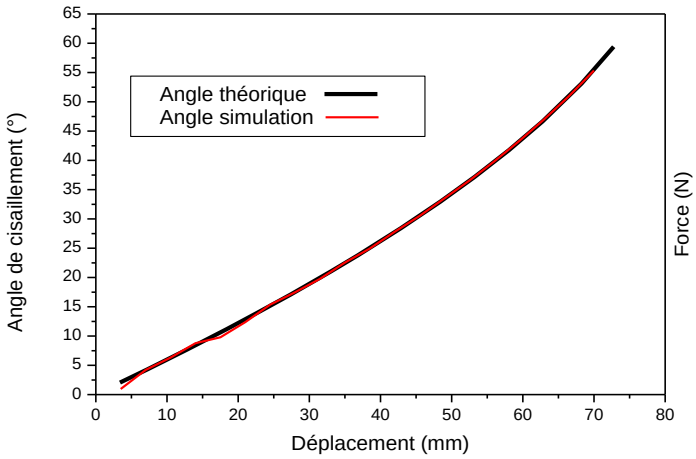


FIGURE 10. Comparaison des angles numériques et théoriques

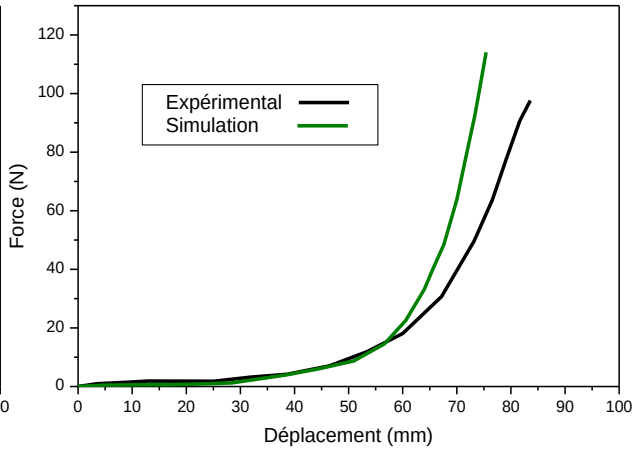


FIGURE 11. Courbe effort-déplacement numérique et expérimentale

4. CONCLUSIONS

Ce travail a été consacré à l'implémentation d'un modèle de comportement hypoélastique dans le code de calcul Abaqus/Explicit par le biais d'une subroutine « VUMAT» écrite en langage Fortran. Pour valider ce modéle,

une simulation numérique du test de cisaillement bias extension test a été menée par Abaqus/Explicit sur un echantillant de tissu de type sergé de verre déséquilibré. Cette étude a permis de mettre en évidence les différentes zones de cisaillement conformément à la litérature. La comparaison entre les valeurs analytiques et numériques de l'angle γ de cisaillement entre les mèches est très satisfaisante. Une comapraison des réponses expériermntale et numérique (force-déplacement) a montré qu'elles sont en parfaite concordance avant d'atteindre l'angle de verrouillage. Après cet angle les courbes divergent car le modèle numérique ne tient pas en compte la compaction transverse des mèches qui engendre des frottements. Les résultats obtenus avec ce modèle paraissent très satisfaisants.

REFERENCES

[1] P. Boisse, Mise en forme des renforts fibreux de composites , *Edition Techniques de l'ingénieur*, N° AM 3 734, 1-10, 2004.

[2] P. Harrison, M. Clifford, and A. Long, Shear characterization of viscous woven textile composites: A comparison between picture frame and bias extension experiments, *Composites Science and Technology,* Vol.64, 1453-1465, 2004.

[3] S. Daghboudj, H. Satha, W. Boukhedena, Simulation d'un Bias extension test sur un tissu de renfort pour composite type taffetas de verre équilibré , *Congrés Nationnal de Mécanique et de l'Industrie, CNMI, UMAB, 09-10 Décembre 2014*,2014.

[4] P. Badel, E.V. Sallé, P. Boisse, Computational determination of the mechanical behavior of textile composite reinforcement. Validation with x-ray tomography , *International Journal of Material Forming ,Vol. 1, N°1 Supplement, pp 823-826,* 2008.

[5] P. Boisse ,J. Daniel, B. Hadgège, D. Soulat, Approche méso-macro pour la simulation de la mise en forme des composites à renforts tissés , *Colloque National Calcul des Structures France,* 2005.

[6] A. Khan ,T. Mabrouki, E.V. Sallé, P. Boisse, Numerical and experimental analyses of woven composite reinforcement forming using a hypoelastic behaviour. Application to the double dome benchmark , *Colloque National Calcul des Structures France,* 2005.

[7] H. Hughes,J.Winget, Finite rotation effects in numerical integration of rate constitutive equations arising in large deformation analysis, *International Journal for Numerical Methods in Engineering, Vol. 15, pp. 1862-1867,* 1980.

[8] S. Daghboudj, H. Satha, Determination of the in-plane shear rigidity modulus of a carbon non-crimp fabric from bias-extension, *Journal of Composite Material, Vol.48, No 22, pp 2729–2736*,2014.

[9] S. Daghboudj, H. Satha,M. Benzarti, Etude du comportement des renforts tissés au cisaillement (Cas d'un renfort NCF de carbone par le bias test, *Algerian Journal of Advanced Materials,* 2008.

[10] K. Potter, Bias extension measurements on cross-plied unidirectional prepreg, *Composites part A, Vol.33,pp. 63-73,*2002.

[11] G. Lebrun, N. Martin, B. Denault, Evaluation of bias-extension and picture-frame test methods for the measurement of interplay shear properties of PP/glass commingled fabrics, *Composite structure Vol.61, Issue 4, 341–352*,2003.

[12] J. Cao, P. Boisse , Characterization of mechanical behaviour of woven fabrics: Experimental methods and benchmark results, *Composites: Part A, Vol.39, pp.1037–1053* ,2008.

ANALYSE DYNAMIQUE ET STATIQUE DES POUTRES NON-HOMOGENES EPAISSES AVEC L'UTILISATION DU CONCEPT DE L'AXE NEUTRE.

BOUKHELF Fouad[1], Bachir BOUIADJRAMohamed[1-2], KHETIR Abdelhafid[1], TOUNSI Abdelouahed[2-3]

[1]Laboratoire des Structures et Matériaux Avancés dans le Génie Civil et Travaux Publics, Université de SIDI BEL ABBES. BP 89 cite Ben M'hidi 22000 SIDI BEL ABBES, Algérie,fouad.boukhelf@hotmail.com
[2]Agence Thématique de Recherche Scientifique et Technologique. ATRST (Algérie).
[3]Laboratoire des Matériaux et Hydrologie, Université de SIDI BEL ABBES. BP 89 cite Ben M'hidi 22000 SIDI BEL ABBES.

RÉSUMÉ

Dans ce travail, une nouvelle théorie de déformation de cisaillement des poutres est présentée pour analyser la flexion statique et la vibration des poutres fonctionnellement graduées, La théorie développée considère une vibration d'ordre élevé de la déformation de cisaillement transversal à travers la hauteur de la poutre et satisfait la nullité de la contrainte de cisaillement aux surfaces supérieures et inferieures de la poutre, La position de l'axe neutre est déterminée afin d'éliminer le couplage membrane-flexion. Les propriétés matérielles de la poutre fonctionnellement graduée sont supposées être variées selon une loi de distribution polynomiale de la fraction volumique des constituants.

Mots Clés:*poutre fonctionnellement graduée, théorie des poutres d'ordre élevé, flexion, vibration, axe neutre.* .

NOMENCLATURE

Symboles :

L Longueur de la poutre
b Largeur de la poutre
hHauteur de la poutre
x,y,z Système des coordonnée cartésiennes
u, w Déplacements dans x,z
z_{ns} Position de l'axe neutre.
C La distance entre l'axe neutre et l'axe médian
E Le module de young
P_M, P_C Les propriétés du métal et de céramique

Lettres grecques :

σ_x Contrainte normale
ε_xDéformation.
γ_{xz}La distorsion
τ_{xz} Contrainte de cisaillement transversale
ρ La masse volumique
ω La fréquence naturelle

Indices / Exposants :

t teps
p L'indice matériel
q La charge transversale

1. INTRODUCTION

Les matériaux fonctionnellement gradués (**FGM**) sont une classe de composites qui ont une variation continue des propriétés matérielles d'une surface à une autre et cela afin d'éliminer la concentration de contraintes au niveau de l'interface des couches dans les composites stratifiés. Typiquement, un FGM est fabriqué à partir d'un mélange de céramique et de métal de telle sorte que la céramique peut résister à des grandes températures dans les environnements thermiques, alors que le métal peut réduire la contrainte de traction engendrée dans la surface de la céramique dans la phase finale de refroidissement. Les FGM sont largement employés dans la mécanique, l'aérospatial, le nucléaire et le génie civil.

Dans ce travail, une théorie hyperbolique des poutres d'ordre élevé sera présentée pour l'analyse de la flexion et de la vibration des poutres FG en considérant le concept de la position de l'axe neutre. L'utilisation de

cette nouvelle référence (AN) nous permet d'éliminer le couplage membrane-flexion. La théorie proposée satisfait la condition de la contrainte de cisaillement nul au niveau des surfaces supérieures et inferieures de la poutre et ainsi, ne nécessite pas l'utilisation des facteurs de correction de cisaillement. Les propriétés matérielles des poutres FG sont supposées être variées selon une loi de puissance pour la fraction volumique des constituants. Des exemples numériques seront présentés pour montrer la validité et l'exactitude de la présente théorie. Les influences de l'indice de la loi de puissance et la déformation de cisaillement sur les réponses statiques et dynamiques des poutres FG seront examinées.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Considérons une poutre FG de longueur***L***et d'une section transversale rectangulaire de largeur***b***et de hauteur***h***. un système de coordonnées cartésiennes (x,y,z) est utilisé dans cette analyse avec l'origine à l'extrémité gauche.

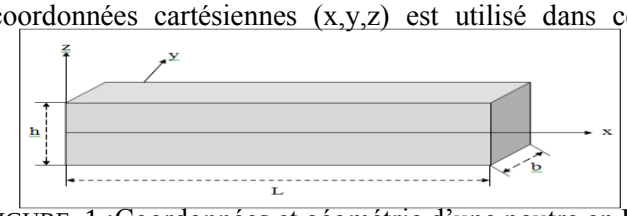


FIGURE .1 :Coordonnées et géométrie d'une poutre en FG.

Avec : $0 \leq x \leq L$; $0 \leq y \leq b$; $-h/2 \leq z \leq h/2$

L'axe **x** est considéré comme axe indéformable de la poutre. L'axe **x** coïncide avec l'axe médian de la poutre et l'axe **z** est perpendiculaire au plan **xy**. En raison de l'asymétrie des propriétés matérielles des poutres FG par rapport à l'axe médian, les équations de membrane et de flexion sont couplées. Mais si l'origine du système de coordonnées est convenablement sélectionné à travers la direction de l'épaisseur de la poutre FG d'une façon qu'il se positionne sur l'axe neutre, les propriétés matérielles de la poutre FG seront symétriques par rapport à cette référence. Pour spécifier la position de l'axe neutre des poutres FG ; de différentes références sont considérées pour la mesure de **z** à savoir z_{ms} et z_{ns} mesurés à partir de l'axe médian et l'axe neutre de la poutre comme est montré dans la figure 2.

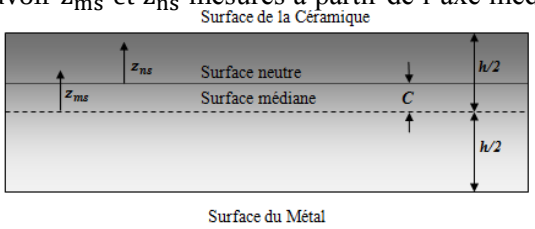


FIGURE .2:La position de l'axe médiant et de l'axe neutre pour une poutre fonctionnellement graduée (Bouraada, 2015).

La fraction volumique de la céramique V_c est exprimé en se basant sur les coordonnées z_{ms} et z_{ns} par :

$$V_c = \left(\frac{z_{ms}}{h} + \frac{1}{2}\right)^p = \left(\frac{z_{ns}+C}{h} + \frac{1}{2}\right)^p \quad (1)$$

Les propriétés matérielles de la poutre FG « P » en fonction de la coordonnée de l'épaisseur deviennent :

$$P(z) = P_M + P_{CM}\left(\frac{z_{ns}+C}{h} + \frac{1}{2}\right)^p, \qquad P_{CM} = P_C - P_M \quad (2)$$

La position de l'axe neutre de la poutre FG est déterminée à partir de (Bouremana et al, 2013 ; Ould Larbi et al, 2013 ; Yahoobi et Feraidoon, 2010) :

$$\int_{-h/2}^{h/2} E(z_{ms})(z_{ms} - C)dz_{ms} = 0 \quad (3)$$

Par conséquent, la position de l'axe neutre peut être obtenue par :

$$C = \frac{\int_{-h/2}^{h/2} E(z_{ms}) z_{ms} dz_{ms}}{\int_{-h/2}^{h/2} E(z_{ms}) dz_{ms}} \quad (4)$$

Le champ de déplacement de la présente théorie est donné par :

$$u(x, z_{ns}, t) = u_0(x,t) - (z_{ns} + C)\frac{dw_b}{dx} - f(z_{ns} + C)\frac{dw_s}{dx} \quad (5\text{-a})$$

$$v(x, z_{ns}, t) = 0 \quad (5\text{-b})$$

$$w(x, z_{ns}, t) = w_b(x,t) + w_s(x,t) \quad (5\text{-c})$$

Les déformations non nulles sont données :

$$\varepsilon_x = \frac{du_0}{dx} - (z_{ns} + C)\frac{d^2 w_b}{dx^2} - f(z_{ns} + C)\frac{d^2 w_s}{dx^2} \quad (6a)$$

$$\gamma_{xz} = \left(1 - \frac{df}{d(z_{ms})}\right)\frac{dw_s}{dx} \equiv g(z_{ns} + C)\frac{dw_s}{dx} \quad (6b)$$

Où $g(z_{ms})) = 1 - {df(z_{ms}))}/{d(z_{ms})}$ est la fonction de forme de la déformation de cisaillement transversal.

La fonction de gauchissement proposée est la suivante :

$$f(z) = \frac{\frac{h\,sinh\left(\frac{\pi(z_{ns}+C)}{h}\right)}{\pi} - (z_{ns}+C)}{cosh\left(\frac{1}{2}\pi\right) - 1} \quad (7)$$

Les relations constitutives linéaires des poutres FG peuvent être écrites comme :

$$\sigma_x = Q_{11}(z)\varepsilon_x\,; \quad \sigma_{xz} = Q_{55}(z)\gamma_{xz} \quad (8)$$

Tels que: $Q_{11}(z) = E(z_{ms});\ Q_{55}(z) = \frac{E(z_{ms})}{2[1+v(z)]}$ (9)

les équations de mouvement sont obtenues en utilisant le principe d'Hamilton (Reddy, 2002) :

$$0 = \int_{t_1}^{t_2} (\delta U + \delta V - \delta K) dt \quad (10)$$

Où **t**est le temps ; t_1 et t_2 sont le temps initial et final respectivement ; δU est la variation virtuelle de l'énergie de déformation ; δV est la variation virtuelle du travail des forces extérieures et δK est la variation virtuelle de l'énergie cinétique.

La solution de Navier est utilisée pour déterminer les solutions analytiques pour les poutres simplement appuyées. La solution est supposée comme suit :

$$u(x,t) = \sum_{n=1}^{\infty} U_n e^{i\omega t} \cos \alpha x \quad (11\text{-a})$$

$$w_b(x,t) = \sum_{n=1}^{\infty} W_{bn} e^{i\omega t} \sin \alpha x \quad (11\text{-b})$$

$$w_s(x,t) = \sum_{n=1}^{\infty} W_{sn} e^{i\omega t} \sin \alpha x \quad (11\text{-c})$$

Où $i = \sqrt{-1}$, $\alpha = n\pi/L$, (U_n, W_{bn}, W_{sn}) sont des inconnus qui représentent les amplitudes, et ω est la fréquence naturelle. La charge transversale q est aussi développée en série de Fourier comme suit :

$$q(x) = \sum_{n=1}^{\infty} Q_n \sin \alpha x ; \quad Q_n = \frac{4q_0}{n\pi} \ (n = 1,3,5, \dots) \quad (12)$$

En substituant les expressions de u_0, w_b, w_s et q à partir des équations (11) dans les équations de mouvement (10), les solutions analytique peuvent être obtenues sous la forme condensée suivantes :

$$\left(\begin{bmatrix} s_{11} & s_{12} & s_{13} \\ s_{12} & s_{22} & s_{23} \\ s_{13} & s_{23} & s_{33} \end{bmatrix} - \omega^2 \begin{bmatrix} m_{11} & m_{12} & m_{13} \\ m_{12} & m_{22} & m_{23} \\ m_{13} & m_{23} & m_{33} \end{bmatrix} \right) \begin{Bmatrix} U_n \\ W_{bn} \\ W_{sn} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 \\ Q_n \\ Q_n \end{Bmatrix} \quad (13)$$

Où : $s_{11} = A\alpha^2, \quad s_{12} = 0, \quad s_{13} = -B_s\alpha^3, \quad s_{22} = D\alpha^4, \quad s_{23} = D_s\alpha^4,$

$$s_{33} = H_s\alpha^4 + A_s\alpha^2, \quad m_{11} = I_0 , \quad m_{12} = -I_1\alpha, \quad m_{13} = -J_1\alpha, \quad (14)$$

$$m_{22} = I_0 + I_2\alpha^2, \quad m_{23} = I_0 + J_2\alpha^2, \quad m_{33} = I_0 + K_2\alpha^2.$$

3. RESULTATS

Pour les résultats numériques, une poutre Al/Al2O3 composée d'aluminium (comme le métal) et d'alumina (comme la céramique) est considérée. Les propriétés matérielles de l'aluminium sont E_m= 70 GPa, V_m= 0.3 et ρ_m= 2702 kg/m3, et celles de l'alumina sont E_c= 380 GPa, V_c = 0.3 et ρ_c= 3960 kg/m3 (Simsek, 2010). Pour interpréter les résultats trouvés,Poutre homogène (*p=0*),Poutre fonctionnellement graduée (*p=1*) on a utilisé les quantités adimensionnelles suivantes :

$$\bar{w} = 100\frac{E_m h^3}{q_0 L^4} w\left(\frac{L}{2}\right) ; \ \bar{u} = 100\frac{E_m h^3}{q_0 L^4} u\left(0, -\frac{h}{2}\right) ; \bar{\sigma}_x = \frac{h}{q_0 L}\sigma_x\left(\frac{L}{2}, \frac{h}{2}\right); \bar{\tau}_{xz} = \frac{h}{q_0 L}\sigma_{xz}(0,0); \bar{\omega} = \frac{\omega L^2}{h}\sqrt{\frac{\rho_m}{E_m}} \quad (15)$$

A-Analyse statique : Les valeurs calculées par les différentes théories sont obtenues en utilisant 100 termes dans les séries de l'équation (12). On a constaté que les valeurs obtenues par les différentes théories de déformation de cisaillement basées sur le concept de l'axe neutre sont en accord avec celles données par Li et al (2010) pour toutes les valeurs de l'indice matériel **p** et du rapport **L/h**. il est remarqué aussi que la CBT sous-estime la flèche pour des poutres modérément épaisses (**L/h=5**) et cela est dû à la négligence de l'effet de déformation de cisaillement par la CBT.

Les figures 3montrent les variations du déplacement axial $\bar{u}$, la contrainte axiale $\bar{\sigma}_x$ et la contrainte de cisaillement transversal $\bar{\tau}_{xz}$ respectivement à travers l'épaisseur d'une poutre très épaisse (**L=2h**) sous un chargement uniforme. En général, toutes les théories de déformation de cisaillement donnent presque les mêmes résultats à l'exception de la contrainte $\bar{\tau}_{xz}$où des légères différences sont apparues. Cela peut être expliqué par la forme différente des fonctions **g(z)** utilisées dans chaque modèle.

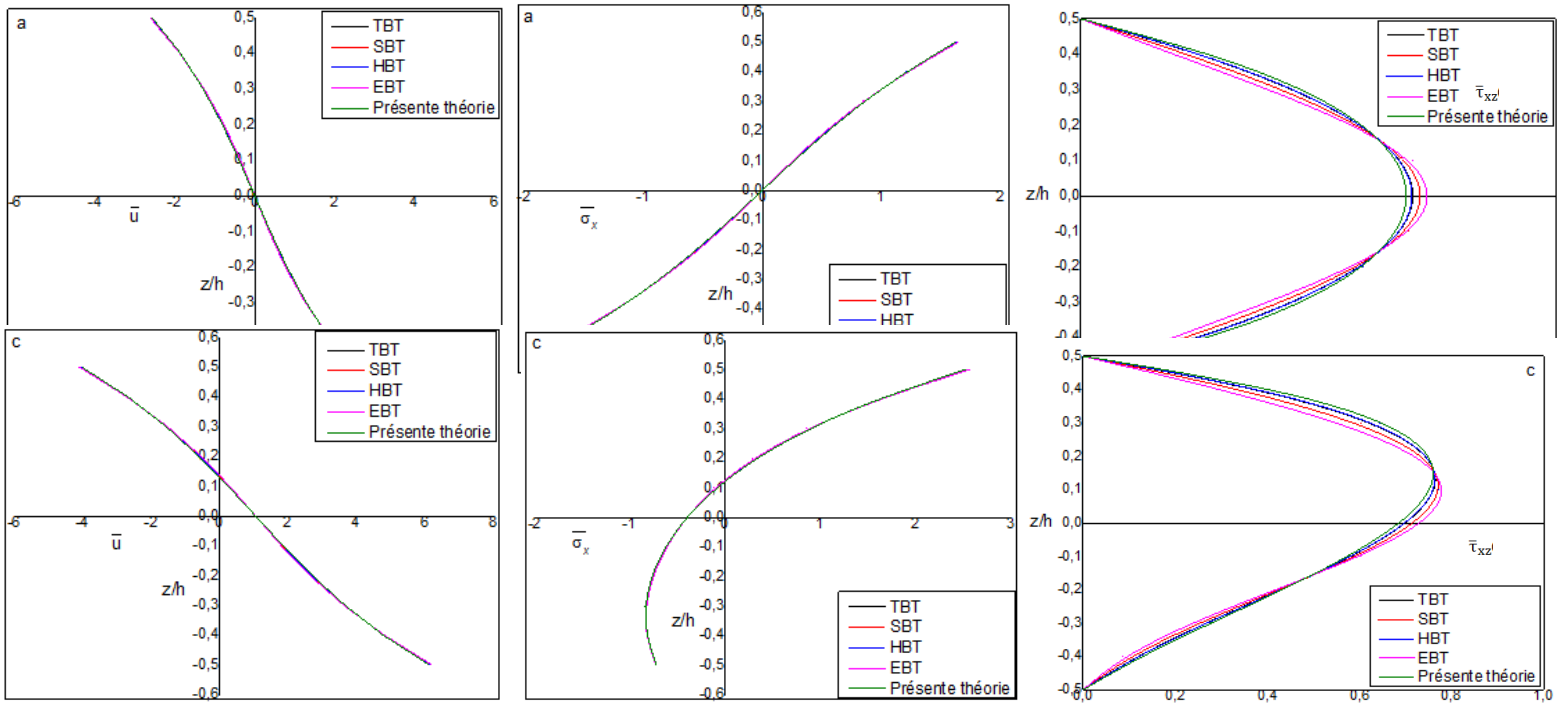
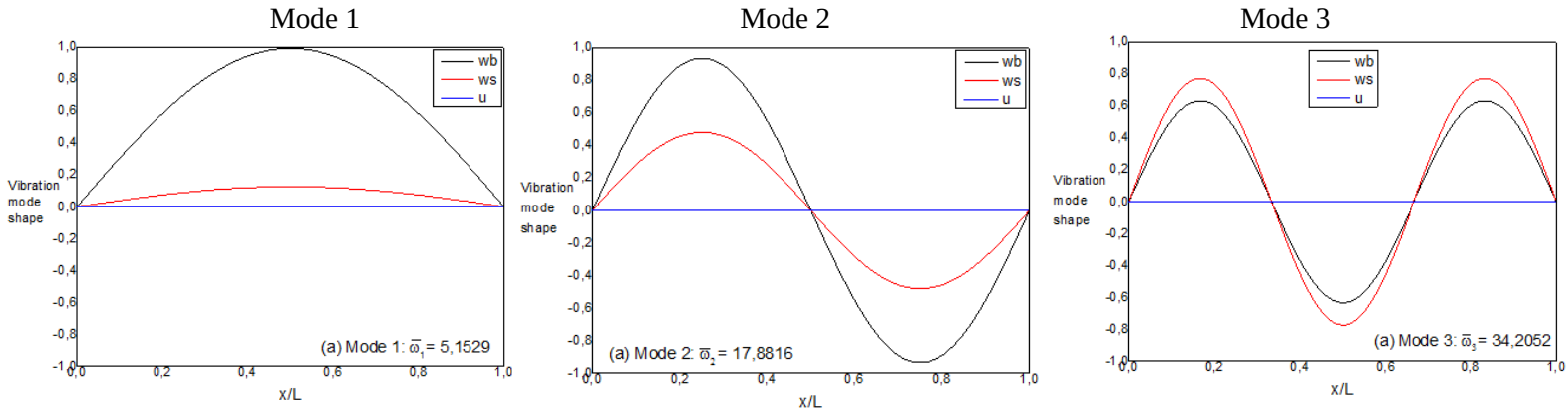


FIGURE.3:Variation des déplacements axiaux non-dimensionnels$\bar{u}(0.z)$,la contrainte normale non-dimensionnelle $\bar{\sigma}_x$ *(L/2, z)*et la contrainte de cisaillement transversal non-dimensionnelle $\bar{\tau}_{xz}(0, z)$ à travers l'épaisseur des poutres FG sous un chargement uniforme *(L=2h). (a) p=0, (c) p=1.*

B-Analyse dynamique : Dans la figure 4, on a présenté les trois formes de modes de vibration pour les poutres homogènes et FGM (L=5h). Les mesures relatives aux déplacements axiaux et flexionnels montrent que pour le cas d'un matériau homogène, les modes de vibration présentent un mode double couplé (composantes de flexion et de cisaillement), alors que, pour le cas d'un matériau FG, la poutre présente un mode supplémentaire (mode axial). La forme du mode résultant est référée à un triple mode couplé axial-flexionnel.



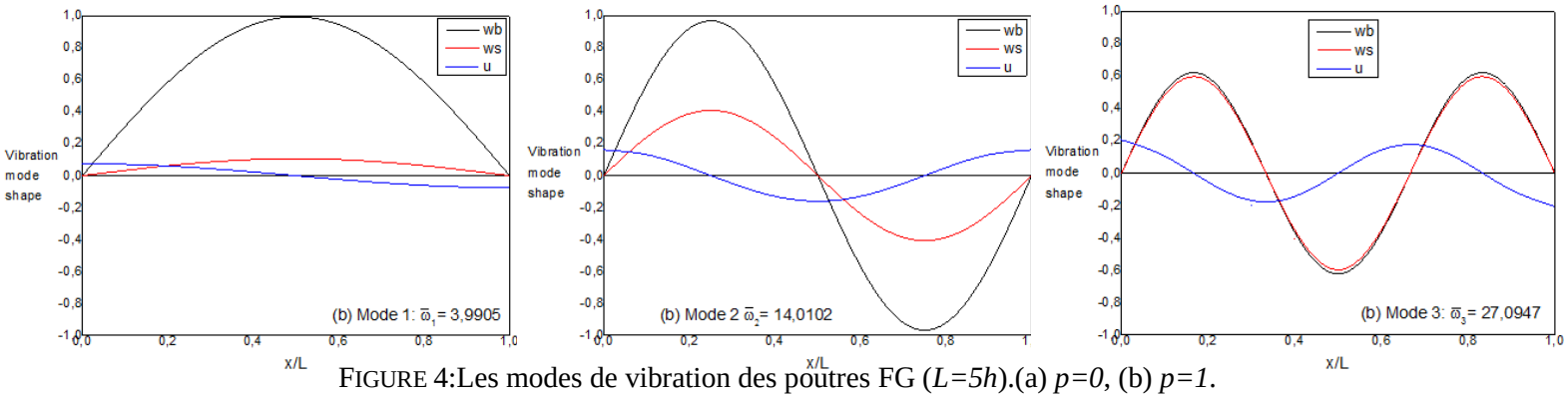


FIGURE 4:Les modes de vibration des poutres FG (*L=5h*).(a) *p=0*, (b) *p=1*.

4. CONCLUSIONS

Dans ce travail, une nouvelle théorie de déformation de cisaillement d'ordre élevé basée sur le concept de l'axe neutre a été proposée pour l'analyse statique et dynamique des poutres fonctionnellement graduées. Le champ de déplacement de la théorie des poutres proposée a été choisi sur la base d'un déplacement transversal constant et une variation d'ordre élevé de déplacement axial à travers l'épaisseur de la poutre.

La théorie proposée satisfait les conditions de la nullité des contraintes de cisaillement transversal au niveau des faces supérieures et inférieures ;Le couplage membrane flexion a été éliminé puisque la référence de base a été choisie au niveau de l'axe neutre ; Ainsi que l'augmentation de l'indice matériel a réduit la rigidité des poutres FG et par conséquent a mené à une amplification des flèches et une réduction des fréquences naturelles.

L'inclusion des effets de déformation de cisaillement a mené à une augmentation de la flèche et une réduction des fréquences naturelles.

REFERENCES

[1] Bourada M, Kaci A, Houari M.S.A, Tounsi A, (2015). A new simple shear and normal deformations theory for functionally graded beams. Steel and composite structures ,vol 18 N° 2 PP 409 ¬423,ISSN 1229¬9367.

[2] S, Reddy JN, Chakraborty A, Gopalakrishnan (2003). A new beam finite element for the analysis of functionally graded materials. Int J Mech Sci; 45(3): 519–39.

[3] Simsek M, (2009). Static analysis of a functionally graded beam under a uniformly distributed load by Ritz method. Int J Eng Appl Sci; 1(3):1–11.

[4] Simsek M, Kocaturk T, (2009). Free and forced vibration of a functionally graded beam subjected to a concentrated moving harmonic load. Compos Struct; 90(4):465–73.

[5] Li XF, Wang BL, Han JC, (2010). A higher-order theory for static and dynamic analyses of functionally graded beams. Arch Appl Mech; 80(10):1197–212.

ELECTROCHEMICAL AND SURFACE CHARACTERIZATION OF COMPOSITE MATERIAL: POLYMER/ TIO_2 AND THIS APPLICATION

Leila HASNIOU[1], Belkacem NESSARK[1]
Laboratoire d'Electrochimie et Matériaux, Département de Génie des Procédés, Faculté de Technologie,
Université Ferhat Abbas Setif 1; 19000 Setif, Algeria
Centre De Recherche Scientifique Et Technique En Analyses
Physico-Chimiques (CRAPC)

RÉSUMÉ

In the present work, a composite material was electrochemically synthesized. This composite material was containing the monomers (terthiophene, sexithiophene) and semiconductor (TiO_2) particles, films obtained from (3T+6T) and titanium dioxide (TiO_2) at a platinum electrode or ITO glass electrodes (SOLEMS) . The so obtained films were Characterized using cyclic voltamperometry (CV), measurement, UV-visible, EDX, SEM to study their electrochemical properties. These modified electrodes can be used in various applications, such as light emitting diodes (LEDs) and photoelectrochemical applications such as the photovoltaic cells..

Keywords: composite materials, conducting polymer/semiconductor, cyclic voltamperometry (CV).

1. INTRODUCTION

Conducting polymer/semiconductor hybrids represent a novel class of materials for low-cost photovoltaic devices. The com-bination of p-type conducting polymers and n-type semicon-ductors is advantageous for the separation of the charges gen-erated under illumination due to high electron affinity of theinorganic semiconductor and the relatively low ionization po-tential of the polymer [1–4].

Organic/inorganic polymer composite materials show a wide range of attractive potentialities to introduce original structural design in material sciences and to develop innovative derivative functions for device applications. Particularly, a hybrid associating an electronic conducting polymer and a semiconductor metal oxide is one of the most advantageous combinations for photo-electronic devices, including photovoltaics [5-7]

Most of the composite materials are based on TiO_2, which is chemically stable and has a long life-time of electron-hole pairs generated by optical excitation. At present, conductive polymers such as polyaniline and polypyrrole (PPy),polythiophene (PTH) [6-11], have attracted considerable attention due to theirhigh absorption coefficients in the visible part of the spectrum, high mobility of charge carriers, and good environmental stability. Moreover, many conductive polymers are efficient electron donors and good hole transporters under visible light excitation. Therefore, conductive polymers are used as stable photosen sitizers to modify TiO_2 nanoparticles and replace the dyes .

2 Experimental

In this study, dichlorométhane (CH_2Cl_2) is used as solvent. The supporting electrolyte used is tetrabutylamonium perchlorate (TBAP) (Fluka product), which is a pure salt for analysis. This electrolyte is chosen because of its solubility in organic and aqueous solution, and of its electrochemical stability on a large

domain of potential. The reagents (Aldrich product) are: titanium dioxide (TiO_2) 99.9%, powder, as doping semiconductor, and terthiophene (3T),sexithiophene (6T) with 98% purity as monomer

3 Instrumentations

All the electrochemical measurements (cyclic voltammetry and electrochemical impedance spectroscopy) were performed with a Voltalab 402 type PGZ from RADIOMETER Analytical, coupled with a computer equipped with a software (voltamaster 4) which makes it possible to select the electrochemical technique and to fix the desired parameters.

A three electrodes cell was used to carry out electrochemical experiments: platinum working electrode (diameter 2mm), was used as working electrode for the deposition of composite: (P3T+6T+TiO_2) films. For photoelectrochemistry and UV-vis characterization, ITO coated glass electrodes (SOLEMS) were used as working electrodes (surface of 2 cm^2), a platinum wire served as an auxiliary electrode, and a saturated calomel electrode (SCE) as reference and all the potential values referred to this electrode.

UV–vis spectroscopy measurements were performed on a SHIMADZU UV- spectrophotometer UV-1800, Japan, coupled with UV Probe software. AFM images were taken out using an apparatus Pico Scan 5.3 from Molecular Imaging. Scanning electron microscopy (SEM) and EDX measurements were carried out with a ZEISS ultra 55 microscope , the operating voltage used is 1 KV. The apparatus is coupled with energy dispersive X-ray spectroscopy (EDX). The EDX parameter are HV:10 KV and pulx:12.84 kcps. Were cps is the current gross count rate.The photoelectrochemical experiments were performed by used for cyclic voltammetry in a three electrode configuration cell at room temperature. The polymer and composite films were irradiated though the ITO side (substrate/electrode interface,). The cell was placed in a home-made optical bench consisting of a 100 mW cm^{-2} lamp polychromatic.

4 Results and discussion

a Electrochemical polymerization of composite material (P3T+6T) +TiO_2

Fig. 1 displays the electropolymerization of (terthiophene+sexithiophene) in the above mentioned conditions but in presence of TiO_2. The formation and growth of composite material (P3T+6T)+TiO_2 film. The oxidation peak of the film was slightly shifted to 1.48 V, indicating that the polymer hosts titanium oxide (TiO_2) particles which trapped in the polymer matrix during the electropolymerization process.

This is confirmed also by the increase of the courant intensity of oxidation and reduction of peaks with the increase of TiO_2 content (10^{-4}, 5.10^{-4} ,10^{-3}, 5.10^{-3}, 10^{-2} M) as shown in fig.1. The recording of the first voltammogram of each concentration at the platinum electrode, which was cleaned before each record and in presence a slight stirring, was carried out for a better homogeneity of the solution before each handling. Thus, during the positive potential scan, an anodic shoulder is observed at 1.48 V/SCE, which is characteristic of the terthiophene oxidation. So, during the negative potential scan, two waves located at 0.6 and 0.8 V/SCE are observed, attributed to the reduction of the formed polymer. The oxidation and reduction waves are seen to shift slowly towards higher voltages, when the TiO_2 is added to the solution [12, 13]. This confirms that the presence of TiO_2 influences the electrochemical behavior of terthiophene and sexithiophene, mainly on the kinetics of the process of polymer deposition on the electrode. So, the TiO_2 containing (P3T+6T) film grows faster compared to that obtained in the case of pure (P3T+6T) film formation.

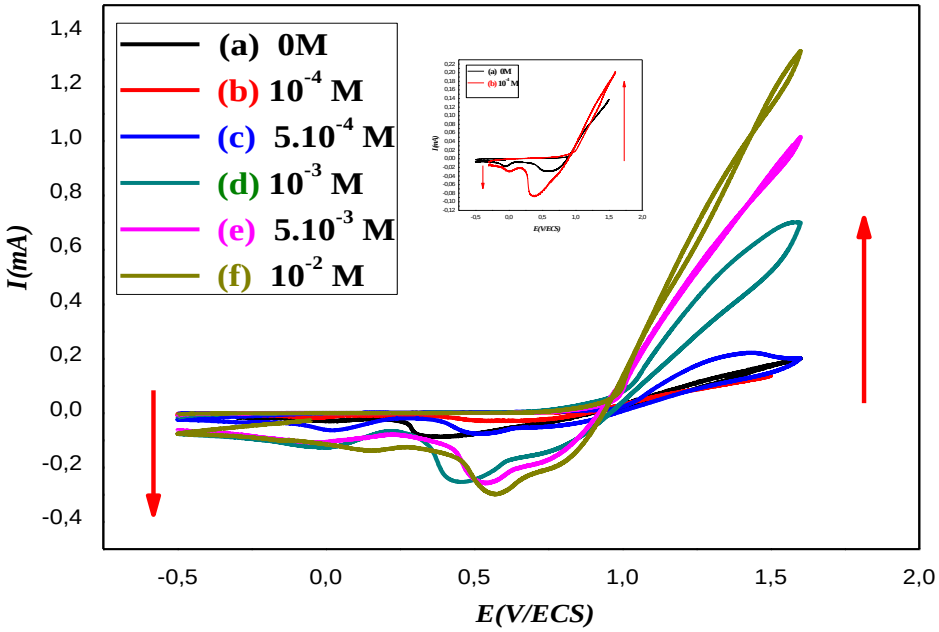


Figure 1 : Cyclic voltammograms during the polymerization of a composite film in CH_2Cl_2/TBAP (10^{-1} M) aqueous solution obtained for different concentrations of TiO_2 (C = 0, 10^{-4}, 5.10^{-4},10^{-3}, 5.10^{-3} and 10^{-2} M), obtained with scan rate of 10 mV/s, over a potential range of -0.3 to 1.6 V/SCE by using a Pt electrode (Ø = 2 mm).

b UV–Vis spectroscopy of the modified P3T/ITO and (P3T+TiO2)/ITO electrode¶

Fig. 2 shows UV-Vis absorbance spectra of (P3T+6T) and (P3T+6T) +TiO_2 films. For all the films, the peak at 453 nm is attributed to a $\pi \rightarrow \pi^*$ transition of the conjugated polymer [14]. The results for (P3T+6T) composite films containing different TiO2 concentrations shows that addition of TiO2 nanoparticles improves the absorbance. The increase in absorbance can be attributed to an increase in the active surface layer by introduction of TiO2 nanoparticles. As a result, the (P3T+6T) +TiO_2 films have slightly broader absorbance peaks. This is in agreement with previous results reported by other researchers for composites based on (P3T+6T) [15]

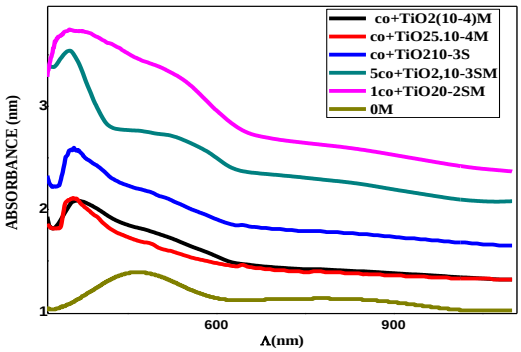


Figure 2: UV–visible absorbance spectra of (P3T+6T)/ITO and ((P3T++6T)+TiO2)/ITO films, obtained for various contents of TiO2 (0, 10^{-4}, 5.10^{-4}, 5.10^{-3}, 10^{-3} and 10^{-2} M).

c Morphological characterization of the (P3T+6T)/and composites film (P3T+6T)/TiO2 by SEM and EDX

The SEM analysis revealed the morphology of the apparent surface of (P3T+6T) film electrodeposited on a ITO electrode, impregnated with titanium oxide nanoparticles (Fig.3 b) in comparison with the morphology of virgin P3T+6T without any modification as reference sample (Fig. 3a). The comparison of the two films surface images allowed to clearly observing the presence of titanium dioxide nanoparticles more or less dispersed at least on almost surface of the electrode with different sizes in the nanoscale and microparticles fixed to the porous structure of (P3T+6T) films [16].

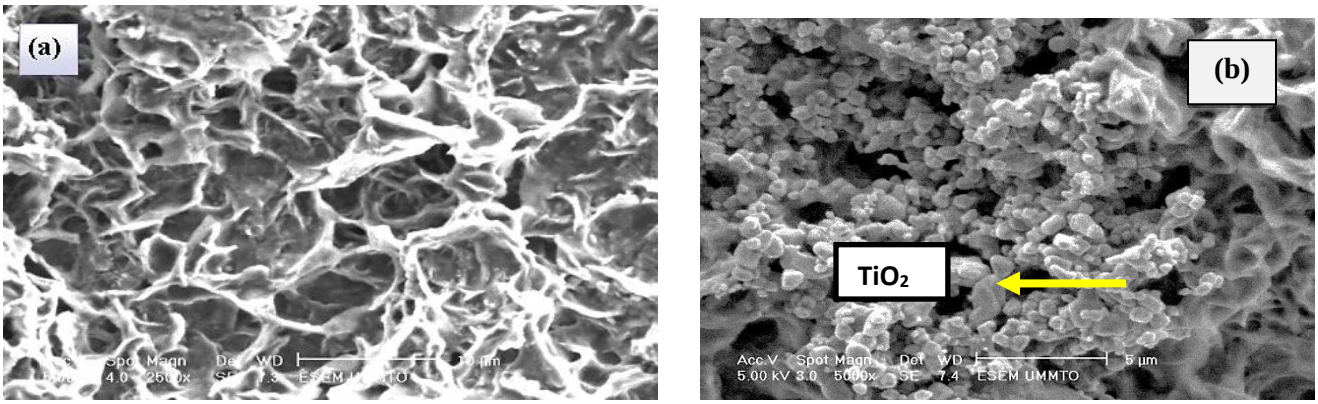


Figure 3: Micrographs of unmodified P3T+6T/ITO (a), and (P3T+6T+TiO_2)/ITO (b) films

The incorporation of titanium dioxide particles in the polymer is confirmed by EDX analysis, which showed the presence of the intense rays of titanium located at 4.60 and 0.20 keV [17] (Fig. 4). Also, the EDX spectrum of the electrochemically prepared composite film showed a carbon atom (C) and a sulfur (S) signals at 0.2 keV and 2.36 keV respectively, belong to the P3T+6T. The signals of chlorine (Cl) at 0.15 and 2.63 keV and oxygen (O) at 0.53 keV indicate that the P3T film was doped by perchlorate (ClO_4^-) ions. These anions were produced from tetrabutylamonium perchlorate (TBAP), being used as supporting electrolyte. When we used the blades of ITO as a working electrode, we also observed two peaks at 3.28 keV and 0.4 keV of indium (In) and another at 1.75 keV of silicium (Si) which are specific to the substrate. The other elements (Hg, Na) are due to the presence of traces of impurities in titanium oxide. Thus, TiO_2 content in the composite film was confirmed by SEM and EDX analysis. Therefore, the TiO_2 particles can be incorporated in the polymer during the electropolymerization of terthiophene, which results in the pigmentation of the polymer film and the deposition of the composite (P3T+6T+TiO_2) on the electrode. Hence, interesting electrochemical properties are obtained, allowing the use of this composite as electrode material in the field of electrochemistry, photoelectrochemistry (material photoconductivity), electronic and electrocatalysis applications.

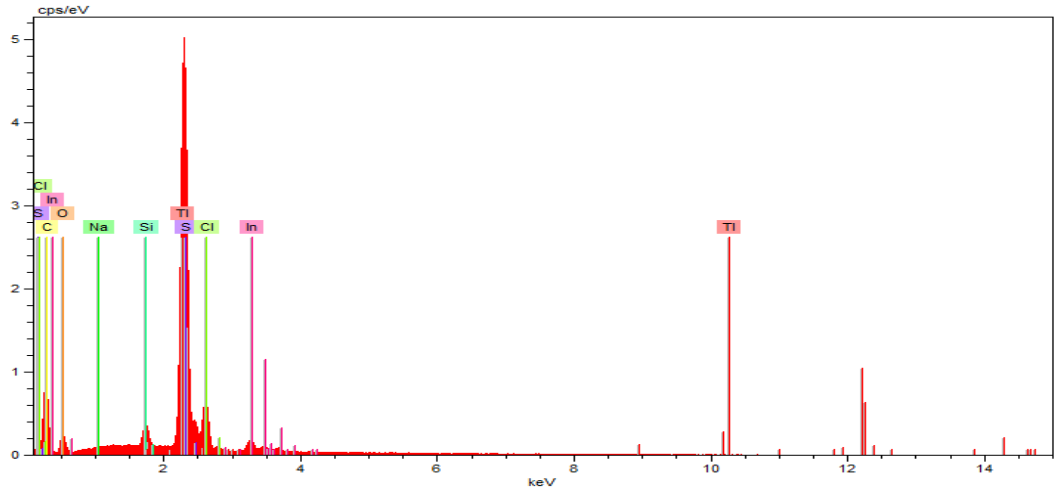


Figure 4: Micrographs and EDX analysis of unmodified (P3T+6T+TiO2) / ITO

Photoelectrochemistry measurements

In order to test the photoelectrochemical performance of (P3T+6T) and (P3T++6T+TiO_2) as well as their hybrid with TiO_2, these films were used as a photoelectrode. Photocurrent measurements of these films were done in CH_2Cl_2/TBAP (10^{-1} M) solution and in a three compartment photoelectrochemical cell. The polymer and the composite films were polarized at -400 mV. After stabilization of the current, the working electrode was irradiated with a polychromatic light at an intensity of 100 mW cm^{-2}. Fig.5 exhibits the plot of photocurrent versus bias voltage. The plots show that the polymer film presented a cathodic photocurrent peak immediately after irradiation. This response indicates that recombination processes are occurring into the film, probably due to the presence of charge carriers in the polymer bulk, mainly due to structural disorder. These results are in agreement with the conducting behavior of p-type polymers [18].

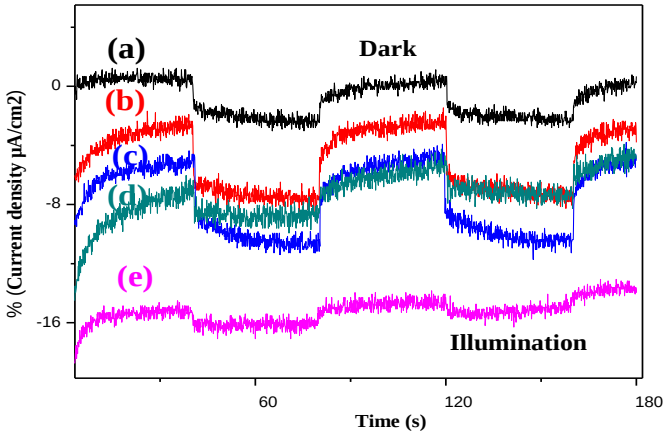


Figure 5: Current density-time plots of P3T+6T/ITO and (P3T+6T+TiO_2)/ITO films with different concentrations of TiO_2 (C = 0, 10^{-4}, 5.10^{-4}, 10^{-3}, 5.10^{-3} and 10^{-2} M), in CH_2Cl_2/TBAP (0.1 M) at a potential of -400 mV, observed on switching the light on and off for 100 mW.cm^{-2} light intensity.

4 CONCLUSIONS

The analysis conducted on composite films, prepared from a (TiO_2) filled conjugated conducting polymer (P3T+6T), in a solvent electrolyte support system CH_2Cl_2/TBAP (10^{-1} M) were performed by cyclic voltamperometry and Impedance Spectrometry. The study showed a variation of the cyclic voltamperogram shape when titanium dioxyde was added to the polymer.

The presence of a semi-conducting species in the composite material was confirmed by Scanning Electron Microscopy (SEM), EDX. Consequently, the titanium dioxide particles can be incorporated in (P3T+6T) during the electropolmerization of (3T+6T), in presence a slight stirring. This leads to a pigmentation of the polymer film resulting in a composite material (P3T+6T)+TiO_2 deposited on the electrode surface.

The addition of (TiO_2) nanoparticles improved the photocurrent of (P3T+6T)+TiO_2 composite was higher than that of (P3T+6T) films without (TiO_2) Moreover, the photocurrent increased with the (TiO_2) concentration. Our results demonstrate that (TiO_2) nanoparticles improved the optical and photoelectrochemical properties of (P3T+6T) films.

This work conclusively provides a simple and efficient approach for making conductive polymer-immobilized quantum dot coatings of great importance in photovoltaic cells.

RÉFÉRENCES

[1]. Be re z n ev S, Ko i s J , Go lo v ts o v I, O p ik AE , M el li ko v E (20 0 6) Electrodeposited (Cu–In–Se)/polypyrrole PV structures. Thin Solid F i lm s 5 12 :4 25–429
[2]. Yanhu W, Dejin Z, Shenguang G, Lei G, Jinghua Y, Mei Y (2013) A novel microfluidic origami photoelectrochemical sensor based on CdTe quantum dots modified molecularly imprinted polymer and it s hig hly se le ct iv e det ect ion of S- fen val er at e. El ec tr o chi m Ac ta
107:147–154
[3] Wang R, Ya n K, Wang F, Z hang J (2014) A hi ghly s ensitive pho toelectroch emical sen sor for 4-ami nop heno l b ased on Cd S-graphene nanocomposites and molecularly imprinted polypyrrole.
Electrochim Acta 121:102–108
[4] Benhaddad L, Bernard MC, Deslouis C, Makhloufi L, Messaoudi B, Pailleret A et al (2013) Chemical synthesis of hollow sea urchin like n an o s t ru c tu r ed p o l y p yr ro l e p ar ti cl e s th r o ug h a c o re – sh e ll r ed o x m e ch an is m u si ng a M nO2 powder as oxidizing agent and sacrificial nanostructured template. Synth Met 175:192–199
[5] A. Kar, Y.R. Smith, V.R. Subramanian, Environ. Sci. Technol. 43 (2009) 3260–3265.
[6] G. Natu, Y. Wu, J. Phys. Chem. C 114 (2010) 6802–6807.
[7] Y. Lin, H. Lee, J. Hazard. Mater. 179 (2010) 462–470.
[8] G. Tsekouras, C.O. Too, G.G. Wallace, Electrochim.Acta 50 (2005) 3224–3230.
[9] C. Zanardi, R. Scanu, L. Pigani, M.I. Pilo, G. Sanna, R. Seeber, N. Spano, F. Terzi, A. Zucca, Electrochim. Acta 51 (2006) 4859–4864.
[10] F. Deng, Y. Li, Xu. Luo, Li.Yang, Xi. Tu, Physicochem. Eng. Aspects 395 (2012) 183–189.
[11] M. Torrell, L. Md. R. Cunha, A. Kabir, M.I. Cavaleiro, F. Vaz. Vasilevskiy, Mater. Lett. 64 (2010) 2624–2626.
[12] Y.S. Sohn, Y.R. Smith, V.R. Subramanian, M. Misra, Appl. Catal. B 84 (2008) 372–378.
[13] G. Natu, Y. Wu, J. Phys. Chem. C 114 (2010) 6802–6807. A Chem 188 (2007) 364–370.
[14] S.S. Kim, J. Jo, C. Chun, J.C. Hong, D. Kim Yu, J. Photochem. Photobiol
[15] H. Derbal-Habak, C. Bergeret, J. Cousseau, J.M. Nunzi, Sol. Energy Mater. Sol. Cells 95 (2011) S53–S56.
[16] Y. Lin, H. Lee, J. Hazard. Mater. 179 (2010) 462–470.
[17] S. Abaci, B. Nessark, R. Boukherroub, K. Lmimouni, Thin Solid Films 519 (2011) 3596–3602.
D. Verma, A. RangaRao, V. Dutta, Sol. Energy Mater. Sol. Cells 93
(2009) 1482–1487
[18] A. Petrella, M. Tamborra, P.D. Cozzoli, M.L. Curri, M. Striccoli P. Cosma, G.M. Farinola, F. Babudri, F. Naso, A. Agostiano, Thin Solid Films 451–452 (2004) 64–68.

PROJETS D'ÉNERGIES SOLAIRE PHOTOVOLTAÏQUE DANS LE DÉVELOPPEMENT DURABLE DE L'AGRICULTURE DANS LA RÉGION DE BOURDJ BOU ARREDJ (ENJEUX, CONCEPT ET MÉTHODOLOGIE)

Bariza GOURARI[1], Djamel ANTEURI[2]

(1) Université Ferhat Abbas, Faculté des Sciences, Département de Biologie, El Bez, Sétif, Algérie.
barizabio12@gmail.com
(2) Université Moulay Tahar, Faculté des Sciences, Département de Biologie, Ain hajar, Saida, Algérie.
anteurdjamel@yahoo.fr

RÉSUMÉ

La promotion et le développement des énergies renouvelables en Algérie s'inscrivent dans un cadre de développement durable ayant comme objectif : la protection de l' environnement en favorisant le recours à des sources d'énergie non polluantes ; la contribution à la lutte contre le réchauffement climatique en limitant les émissions de gaz à effet de serre ; la participation à la politique nationale en matière d'aménagement du territoire par la valorisation des gisements énergétiques renouvelables. Nous prenons comme zones test des hauts plateaux telliens représentée par la région de Bordj Bou Arredj comme projet réalisé: (Ras El Oued, Ain Taourt) avec la contribution de l'entreprise (Condor) qui fabrique les panneaux de solaire. Ce projet ressort la nécessité de connaitre l'évolution et l'introduction des matérielles technologies modernes comme énergie solaire donne beaucoup dans l'amélioration la production et le rendement dans le domaine agricole aussi pour l'élevage. Pour une meilleur planification et évolution de la céréaliculture dans les zones considérée, la méthodologie qui nous avons adopté, créer une complémentarité entre énergie solaire pour l'irrigation des zones agricole par l'eau aux se base sur les bombes d'électricité qui alimente par les panneaux solaire.

Mots Clés: *Bordj Bou Arredj; énergie photovoltaïque; élevage; terre agricole; électricité.*

1. INTRODUCTION

Détentrice de la seconde plus grande réserve de gaz d'Afrique et de la troisième plus grande réserve de pétrole du continent, l'Algérie a récemment revu à la hausse ses objectifs d'ici à 2030 en termes d'énergies renouvelables, encourageant une plus grande diversification de la consommation intérieure **[1].** Les énergies renouvelables sont propres, gratuites et inépuisables; mais elles sont limitées en puissance disponible **[2]**. Elles existent sous les formes suivantes: énergie solaire (thermique et photovoltaïque), énergie éolienne, géothermie et énergie issue de la biomasse (biogaz et autres) **[3]**. Pour l'alimentation en électricité, pour le pompage de l'eau, pour le séchage des produits agroalimentaires, pour la réfrigération, pour la cuisine solaire, etc. **[4]**

2. METHODE EXPERIMENTALE

Les caractéristiques de zone d'étude

La zone d'étude comprend les limites naturelles de sous bassin versant coïncidant avec les limites administratives des régions de Bordj Bou Arrédj à l'ouest Sétif.

Les populations de cette région et plus particulièrement celles habitant en zones éparses ont de tout temps fait face à des besoins en ressources énergétiques, notamment pour la mobilisation de l'eau pour l'abreuvement des cheptels et les besoins domestiques.

Le potentiel national en énergies renouvelables étant fortement dominé par le solaire, l'Algérie considère cette énergie comme une opportunité et un levier de développement économique et social, notamment à travers

l'implantation d'industries créatrices de richesse et d'emplois. Les caractéristiques naturelles de cette zone, couplées à l'activité de l'élevage dans les projets des énergies renouvelables dans le développement de l'agriculture dans les hauts plateaux.

Dans la wilaya de Bourdj Bou Arredj par l'utilisation du système d'énergie solaire pour l'irrigation Ras El Oued – et Ain Taraout ont induit un mode de vie basé sur le nomadisme et l'habitat épars.

L'utilisation efficace des ressources permettront le développement des régions arides et semi-arides des hauts plateaux. Le recours à ces énergies est une solution évidente et rationnelle lorsqu' on veut parvenir à un développement durable.



Figure 1 : Les applications de l'énergie solaire photovoltaïque dans les activités hydro-agricoles (Ain Taorout- Bordj bou Arredj).



Figure 01 :Utilisation du système d'énergie solaire pour l'irrigation Ras El Oued - Willaya Bourdj Bou Arredj.



Figure 02 : Projet réalisé du système d'énergie solaire (phytovoltaique) pour l'irrigation et l'élevage des bovins Ain Tarout - Willaya Bourdj Bou Arredj.

A partir de là, une définition générale a été adoptée en 2008 et qui considère que « *l'agriculture biologique est un système de production qui maintient et améliore la santé des sols, des écosystèmes et des personnes. Elle s'appuie sur des processus écologiques, la biodiversité et des cycles adaptés aux conditions locales, plutôt que*

sur l'utilisation d'intrants ayant des effets adverses. L'agriculture biologique allie tradition, innovation et science au bénéfice de l'environnement commun et promeut des relations justes et une bonne qualité de vie » (IFOAM, 2012).

Ces régions sont représentées par les hauts plateaux telliens du climat semi-aride. L'agriculture dominante et privilégiée dans cette zone est la céréaliculture en pluvial représentée par le blé dur, le blé tendre, l'orge et enfin l'avoine. **[10]**

Malheureusement, malgré des stratégies de développement pratiquées ces dernières années, les résultats de productivité et de rendements restants faibles.

Pour une meilleur planification et évolution de la céréaliculture dans les zones considérée, la méthodologie qui nous avons adopté, créer une complémentarité entre énergie solaire pour l'irrigation des zones agricole par l'eau aux se base sur les bombes d'électricité qui alimente par les panneaux solaire, aussi pour l'élevage des volailles (aviculture). Celle-ci a pour but accélérée la productivité et le rendement d'une part. **[11]**

Dans le cadre de cette étude, nous prenons comme zone test, la zone des hauts plateaux telliens représentée par la région de Bordj Bou Arredj comme projet réalisé dans les sites suivants : (Ras El Oued, Ain Taourt) surtout au la wilaya de Bordj Bou Arredj caractérisé par une entreprise (Condor) qui fabriqué les panneaux de solaire. Le groupe algérien, spécialisé dans l'électronique, Condor, dont le siège social est basé à Bordj Bou Arredj à communiqué le prix des panneaux photovoltaïques fabriqués dans son unité Energie Solaire. Il s'agit de panneaux photovoltaïques monocristallins et polycristallins dont la puissance varie entre 70 watts et 285 watts. La division « énergies renouvelables » du groupe précise que les panneaux en question sont déjà disponibles en stock et que d'autre puissance peuvent être fabriquées sur commande.

A travers cette étude, il ressort la nécessité de connaitre l'évolution et l'introduction des matérielles technologies modernes comme énergie solaire donne beaucoup dans l'amélioration la production et le rendement dans le domaine agricole aussi pour les avicultures.

3. RESULTATS

Le biologiste et l'agronome de notre exemple plus haut peuvent être assistés par l'hydraulicien qui viendra creuser son forage disciplinaire pour mettre à notre disposition les techniques d'irrigation à même de satisfaire un palmier dattier seul, ou un hectare de palmeraie, éventuellement associé à d'autres cultures pérennes ou saisonnières. Un spécialiste de la même discipline creusera un forage.

L'accent étant mis surtout sur les facteurs climatiques (précipitation, température, etc) à qui ont sans doute un impact direct sur la fluctuation observée de la productivité et des rendements. Dans cette étude on a précise essentiellement sur les moyennes utilisations pour développé l'économie de la wilaya et pourquoi pas l'exporte vers les pays étrangère.

Des chercheurs **[15] [16]**, ont adopté des systèmes de classification, mettant en relation la zone de végétation et la zone climatique en particulier les précipitations.

Cette technique repose sur la plantation d'espèces d'alimentation comme légumes, forestières et pastorales. Pour les terrains des cultures privés les plantations ont réussi à se maintenir, alors que dans les zones de parcours elles affichent les plus bas niveaux de réussite. Il semble que les avantages multiples d'une telle technique de mise en valeur des terres, n'ont pas réussi à motiver la population locale pour préserver ces réalisations coûteuses.

C'est pour cette raison que la politique du développement agricole et rural s'est basée sur l'irrigation. Cependant, les terres irrigables ne couvrent que 15% de la SAU. Le développement agricole dans les périmètres irrigués avait bénéficié depuis 1969 du code des investissements agricoles qui régie les formes d'intervention de l'état et les bénéfices accordés aux agriculteurs **[12].**

La promotion et l'extension de l'usage des techniques de l'énergie solaire dans l'irrigation agricole. Les participants à la rencontre, des chercheurs, des spécialistes et des professionnels, ont mis l'accent sur la nécessité de multiplier l'utilisation des techniques liées au système du recours à l'énergie solaire dans les opérations de pompage pour l'irrigation agricole.

La rencontre a été une occasion de mettre en exergue les aspects techniques du système de pompage photovoltaïque, qui est généralement constitué d'un générateur solaire, d'un groupe électro- pompe, d'un système de contrôle électronique et un ouvrage de stockage de l'eau. Initiée par la pépinière d'entreprises de

Bordj Bou Arredj, cette journée d'information sur les techniques de l'énergie solaire et ses exploitations dans le secteur de l'agriculture, à laquelle ont pris part des chercheurs, des bureaux d'études, des élus locaux, des fabricants de panneaux solaires et des représentants des secteurs de l'agriculture et de l'industrie, vise à promouvoir l'usage de ce type d'énergie dans la région.

L'énergie solaire, expériences et perspectives de développement

Les populations de cette région et plus particulièrement celles habitant en zones éparses ont de tout temps fait face à des besoins en ressources énergétiques, notamment pour la mobilisation de l'eau pour l'abreuvement des cheptels et les besoins domestiques. Dans ce domaine, l'état a consenti des efforts considérables en matière d'électrification rurale, orientés principalement vers les populations agglomérées. **[5] [6]**

Actuellement, le taux national d'électrification dans certaines régions frôle les 100%. Face à cette situation, certaines zones en de haut plateau particulièrement en zones éparses enregistrent en déficit chronique difficile à combler pour des raisons de coût de revient. En effet, les études montrent que l'électrification d'un logement en zone éparses, revient à presque huit fois plus chères qu'un logement en zone agglomérée. Eu égard à ces particularités, quelque soit l'effort financier à concevoir, les besoins en matière de couverture énergétique resterons difficiles à combler. **[7]**

Face à cette donnée qui paraît " incontournable " des alternatives ont été développées en matière de couverture énergétique non conventionnelle.

Des tentatives d'utilisation de l'énergie solaire éolienne ont été faites dans les domaines des transmissions, de l'électrification, de l'exhaure de l'eau, etc … Chacune de ces tentatives a eu sa propre destinée. **[8] [9]**

Les caractéristiques naturelles de cette zone, couplées à l'activité de l'élevage dans les projets des énergies renouvelables dans le développement de l'agriculture dans les hauts plateaux. Dans la wilaya de Bourdj Bou Arredj par l'utilisation du système d'énergie solaire pour l'irrigation Ras El Oued – et Ain Taraout ont induit un mode de vie basé sur le nomadisme et l'habitat épars.

Aperçu sur la gestion agricole

Le biologiste et l'agronome de notre exemple plus haut peuvent être assistés par l'hydraulicien qui viendra creuser son puits disciplinaire pour mettre à notre disposition les techniques d'irrigation par l'énergie solaire. **[13]**. Le deuxième groupe consiste en des systèmes de gestion agricole et forestière intégrés et durables, à savoir les systèmes aliments-énergie intégrés, y compris l'agroforesterie, et les systèmes de culture associée et de rotation des cultures. Le troisième et dernier groupe comprend une large gamme de pratiques agricoles et forestières de terrain pouvant être mise en œuvre localement par les producteurs de matières première pour la bioénergie, comme les systèmes sans labour ou à labour minimum, la protection intégrée et la gestion intégrée des éléments nutritifs des plantes.

Depuis une décennie le Haut Commissariat au Développement de la Steppe, a entamé une expérience à titre référentiel et démonstratif particulièrement dans deux domaines : l'exhaure de l'eau destinée à l'abreuvement des cheptels et l'électrification des foyers isolés. Bien qu'à son début, les résultats de cette expérience ont montré que le recours à ces sources d'énergie est l'alternative pour faire face aux besoins en énergie des populations dans ces régions. Les principaux indicateurs qui ont concouru à ce constat sont :

– L'adaptation des équipements
– L'engouement des populations
– La simplicité de leur utilisation et de leur entretien
– Les coûts abordables
– Les coûts abordables Ces journées techniques se proposent d'être un espace d'échange d'expériences et un lien entre différents acteurs impliqués dans ce domaine. Outre cela, les objectifs assignés à notre rencontre visent à :
– Conforter les acquis au niveau national.
– S'inspirer des expériences et acquis de nos partenaires étrangers.
– Développer une coordination intersectorielle d'une part et entre chercheurs, développeurs et utilisateurs d'autre part.
– Développer une vulgarisation adéquate et efficace de l'utilisation de ces techniques.

Je ne terminerais pas mon allocution sans préciser que la présence de Monsieur le Ministre parmi nous dénote

tout l'intérêt qu'il accorde à ces journées et à leur thèmes.
- L'énergie solaire, expériences et perspectives de développement.
- L'énergie éolienne, domaines d'utilisation ainsi les différents acteurs impliqués dans le domaine des énergies renouvelables à savoir les utilisateurs, les producteurs, les chercheurs et les investisseurs ont pu se réunir pour débattre des réels problèmes, des expériences, des avancés et des technologies.

Les recommandations de ces journées techniques serviront de base à l'élaboration d'un programme d'utilisation des énergies renouvelables dans le cadre du développement agricole et rural. **[14]**

Cet article a pour objectifs de vulgariser et de dresser un état des lieux des connaissances scientifiques et actions entreprises en Algérie ainsi que dans certains pays d'Europe, d'Afrique et du Monde Arabe, en matière d'Agriculture biologique et de Développement durable. A cet effet, nous avons sollicite l'intervention d'experts algériens et étrangers (Europe, Afrique, Monde arabe…), afin d'enrichir et d'étayer les débats par des visions, peut être, différentes mais inéluctablement complémentaires.

L'agriculture a pour principale fonction d'assurer la sécurité alimentaire de la population.

Cette attente de la société recouvre plusieurs aspects : sécurité en termes de quantités disponibles assurées par la production agricole intérieure et par les importations, sécurité du point de vue sanitaire notamment dans l'approvisionnement des villes.

4. CONCLUSIONS

A travers cette étude, il ressort la nécessité de connaitre l'évolution et l'introduction des matérielles technologies modernes comme énergie solaire donne beaucoup dans l'amélioration la production et le rendement dans le domaine agricole aussi pour les avicultures.

Ainsi, l'intégration des énergies renouvelables dans le monde rural peut mener à une amélioration des conditions et du niveau de vie des populations dans le cadre du développement durable.

REFERENCES

[1] Bouchekima, B., 2003. Renewable Energy for desalination: a solar desalination plant for domestic water needs in arid areas of South Algeria, Desalination 153 (1-3), 65-69.

[2] Bouchekima, B. et Babi, B., 2001. Utilisation de l Energie Géothermique pour le Chauffage des Serres Agricoles au Sud Algérien. Revue des Energies Renouvelables C.D.E.R. Alger ISSN 1112-2242, 41-46

[3] Bouchekima, B., 2002. A solar desalination plant for domestic water needs in arid areas of South Algeria. Desalination, 153, 65-69

[4] Chegaar, M., Chibani, A. 2001. Global solar radiation estimation in Algeria. Energy Conversion and Management, 42, 967 -973

[5] Garcia-Rodriguez L., 2003. Renewable energy applications in desalination : state of the art. Solar Energy, 75, 381-393

[6] Percebois, J., 1975. L énergie solaire, perspectives économiques, CNRS,Energie et Société.

[7] Gomella, C., 1961. Contribution à l étude de la distillation solaire. Les résultats industriels acquis en Algérie. Colloque CNRS Paris, 601-620

[8] Goswami, D.Y., Vijayaraghavan, S., Lu, S., Tamm, G., 2004. New and emerging developments in solar energy. Solar Energy, 76, 33643.

[9] Ophir, A., 1982. Desalination plant using low grade geothermal heat. Desalination 40 (1-2), 125-132.

[10] Abdellaoui H, (2012). «Développement récent et perspectives de l'agriculture biologique en Algérie», *colloque international sur les produits de terroir*, Université de Blida, décembre.

[11] Abdellaoui H, (2004). «*Organic Agriculture in Algeria*». Note de synthèse, MOAN, CIHEAM-IAM-Bari, 1p.
[12] Agence BIO, (2011). «*L'agriculture biologique dans le monde»*, Ed. Agence BIO, 9p.

[13] Bouchekima, B. et Babi, B., 2001. Utilisation de l Energie Géothermique pour le Chauffage des Serres Agricoles au Sud Algérien. Revue des Energies Renouvelables C.D.E.R. Alger ISSN 1112-2242, 41-46.

[14] Chegaar, M., Chibani, A. 2001. Global solar radiation.

[15] Emberger,L.,1971. Considération biogéographie au sujet de recherches bioclimatiques et phytogeographiques écologiques.(Trav.Bot.Eco.Paris,Masson,290-301 P).

[16] Feliachi K.,1999.Programme de développement de la céréaliculture en Algerie (Enjeux et stratégie.Acte du 1er symp.Int., sur la filière Blé,21-29 P).

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds..).

L'EFFET DU DEBIT VOLUMIQUE SUR LES PERFORMANCES THERMIQUES D'UN CAPTEUR SOLAIRE PLAN A AIR

GUELLOUMA Hamid[1], BENSAHAL Djamel[2], YOUSFI Ahmed[2], RAHMANI Mohamed[2]

[1]Département Génie-Mécanique Faculté de Technologie Université de Laghouat, Algérie, Email : guelloumahamid@gmail.com
[2]Laboratoire de mécanique Faculté de Technologie Université de Laghouat, Algérie, Email : d.bensahal@lagh-univ.dz, a.yousfi@lagh-univ.dz, m.rahmani@lagh-univ.dz

RESUME

Dans ce travail, on présente l'effet du débit volumique du fluide caloporteur (air) sur les performances thermiques du capteur solaire plan à air définies expérimentalement. Ce capteur solaire a été construit à l'atelier de mécanique à l'université de Laghouat. Cette recherche montre l'évolution de certains paramètres tels que : la température de sortie du fluide caloporteur (air), la température de l'absorbeur et la température de la plaque inférieure pour des débits volumiques différents : 0.0041475 m^3/s, 0.00819546 m^3/s, 0.01002036 m^3/s, 0.01118166 m^3/s et 0.0129402 m^3/s et une journée bien donnée 02-02-2016 et un angle d'inclinaison du panneau solaire plan à air alpha égale à 20°.

Mots Clés: *Capteur Solaire Plan à Air, Température, Débit Volumique, Rayonnement.*

NOMENCLATURE

Symbols :

L longueur, m
l largeur, m
e épaisseur, mm
alpha angle d'inclinaison, degré (°)
H hauteur, m
T température, °C
λ conductivité thermique, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
h heur, h
I_t rayonnement solaire, w/m^2

1. INTRODUCTION

La prise de conscience collective des problèmes liés à l'énergie dans la vie quotidienne a conduit, le grand public et les gouvernements, à la diversification des sources et des formes de son acquisition. Le chauffage des locaux, de l'eau sanitaire (et autre), le séchage des produits alimentaires, en vue de leur conservation, la production du froid... ; tous ces postes sont gourmand en énergie. Le

domaine solaire donne une bonne alternative par le fait que la source d'énergie est partout et les installations qu'il implique peuvent être individuelles ou collectives. L'inconvénient de son caractère aléatoire (disponible uniquement le jour, les perturbations climatiques et météorologiques) implique des infrastructures de captation, de stockages (d'énergie) et des sources d'énergie d'appoint onéreuses. Les coûts des dépenses engagées au départ pour les installations sont en général amortis dans des délais de l'ordre du cours et moyen terme.

Dans la littérature, on parle des performances thermiques du panneau solaire plan à air avec une seule passe d'air (ici, on parle de notre capteur solaire) pour différents débits massiques, de l'émissivité de la plaque absorbeur et de l'angle d'inclinaison [1]. La nature de la matière de la plaque absorbeur a un grand effet sur les performances thermiques du capteur solaire plan à air par rapport à la plaque du Plexiglas [2]. Il y a aussi d'autres facteurs qui peuvent affecter le rendement du panneau solaire à plan tels que : la géométrie du panneau (longueur, largeur et épaisseur), le type de la plaque absorbeur (acier, aluminium, cuivre, …etc.), la nature du Plexiglas (ou verre) et les conditions météorologiques. Par l'augmentation de la surface de la plaque absorbeur, on fait élever le transfert de chaleur par convection de l'absorbeur au fluide caloporteur (air) [3,4].

Dans cette étude, on s'intéresse à la détermination expérimentalement des performances thermiques du capteur solaire plan à air. Parmi ces paramètres, on cite : la température de sortie du fluide caloporteur (air), la température de l'absorbeur et la température de la plaque inférieure pour des débits volumiques différents : 0.0041475 m^3/s, 0.00819546 m^3/s, 0.01002036 m^3/s, 0.01118166 m^3/s et 0.0129402 m^3/s et une journée bien donnée 02-02-2016 et un angle d'inclinaison du panneau solaire plan à air alpha égale à 20^o.

2. PRESENTATION DU PANNEAU SOLAIRE PLAN A AIR

Une vue schématique de l'écoulement unique construit sous une plaque d'absorbeur d'un collecteur plan à air est représentée sur la Figure 1. Cet écoulement d'air est réalisé sans chicanes entre la plaque absorbeur et la plaque inférieure. Dans cette étude, deux types de plaques ont été utilisés. Le premier, une plaque pour l'absorbeur réalisée en tôle de fer galvanisé avec revêtement sélectif de chrome noir et la deuxième pour la plaque inférieure en tôle de fer galvanisé.

Dimension et l'épaisseur de la plaque sont données par les valeurs suivantes : 2 m*1 m*1.7 mm. Pour le premier couvercle transparent est le plexiglas qui joue le rôle de lien entre le rayonnement solaire et la plaque absorbante (absorbeur). Son épaisseur est de 4 mm.

Les pertes thermiques à travers le couvercle sont dues principalement à la conduction à travers l'isolant (épaisseur égale à 4 cm) et celles causées par le vent. Après la mise en service du panneau solaire plan à air et l'avoir laissé fonctionner pour plusieurs jours dans des conditions météorologiques normales.

Des thermocouples ont été placés de manière uniforme, sur la surface supérieure de la plaque d'absorbeur, à des positions identiques le long de la direction de l'écoulement. On a mis deux thermocouples pour la mesure des températures d'entrée et de sortie d'air. Toutes les températures ont été mesurées en degrés Celsius (^{o} C) par des thermomètres numériques.

Le rayonnement solaire incident sur la surface du collecteur a été mesuré avec un Solarimètre. Ce panneau solaire a été orienté vers le sud. Les variables mesurées ont été enregistrées à un intervalle de temps de 30 minutes et qui comprennent : le rayonnement solaire, la température d'entrée et de sortie du fluide caloporteur (air) circulant dans le capteur, la température ambiante, les températures de la surface absorbante et de la plaque inférieure à plusieurs endroits sélectionnés.

Les débit d'air ont été mesurés par un anémomètre numérique. Tous les tests ont commencé à 9 heures pour se terminer à 16 heures.

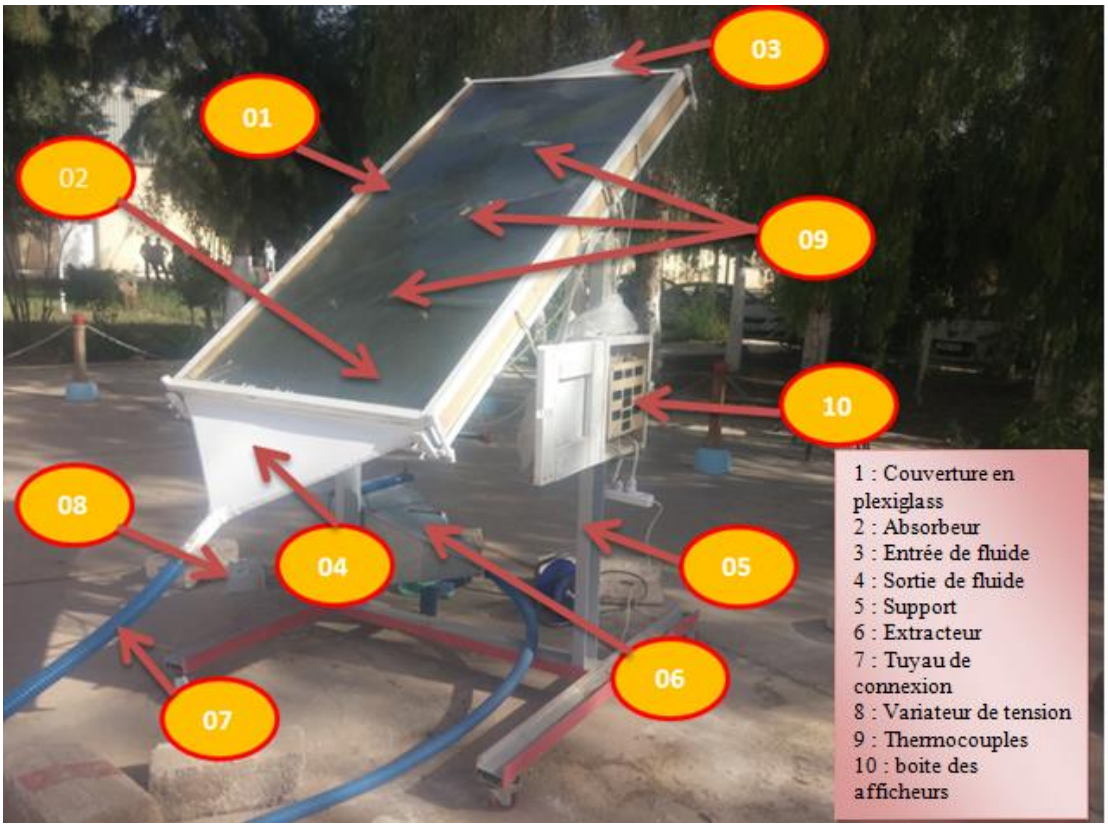


FIGURE 1. Différents constituants du panneau solaire plan à air [5]

Les différentes composantes constituant le panneau solaire plan à air étudié est représenté sur la Figure 1. La Figure 2 présente une coupe transversale du capteur solaire ainsi les dimensions géométriques qui sont données par:

- L= 2 m (longueur) x l= 1 m (largeur);
- L'angle du collecteur est variable par rapport au plan horizontal (0^o – 90^o);
- Le couvercle transparent en plexiglas, avec une épaisseur de e =4 mm;
- La hauteur de la couche d'air stagnante était de H=0,02 m;
- La plaque absorbante est en acier galvanisé d'épaisseur 1,7 mm d'épaisseur et sur laquelle on a établi une couche de peinture noire;
- Isolation thermique sous la plaque inférieure, on a utilisé de polystyrène expansé, avec une conductivité thermique de 0,037 W / (m K) et d'une épaisseur de 40 mm.

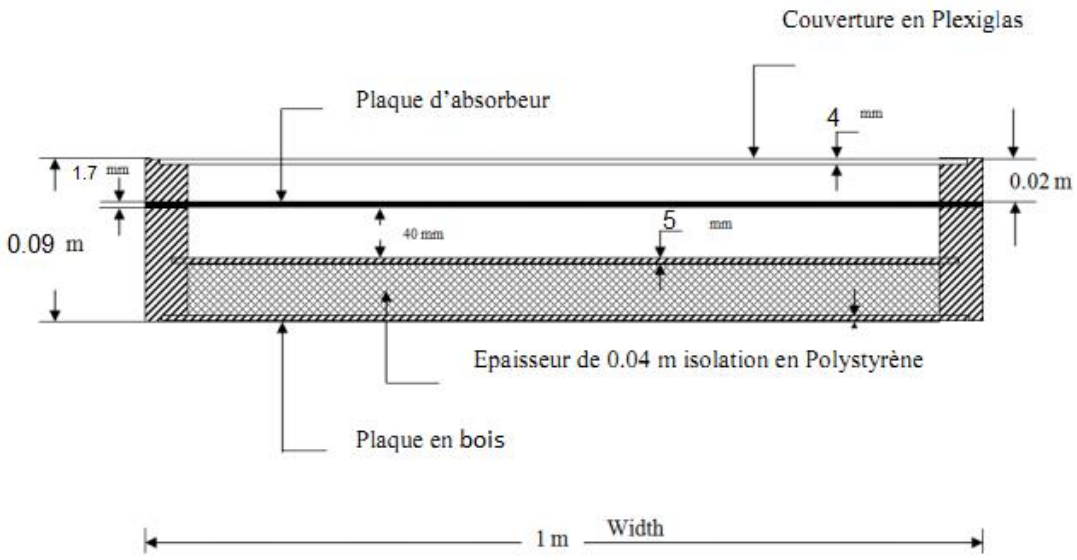


FIGURE 2. Section transversale du capteur solaire

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

Dans cette section, on s'intéresse à la détermination expérimentalement des performances thermiques du capteur solaire plan à air. Parmi ces paramètres, on cite : la température de sortie du fluide caloporteur (air), la température de l'absorbeur et la température de la plaque inférieure pour des débits volumiques différents : 0.0041475 m^3/s, 0.00819546 m^3/s, 0.01002036 m^3/s, 0.01118166 m^3/s et 0.0129402 m^3/s et une journée bien donnée 02-02-2016 et un angle d'inclinaison du panneau solaire plan à air alpha égale à 20°.

La Figure 3 montre l'évolution de la température de la plaque inférieure en fonction des différents débits allant de 0.0041475 m^3/s jusqu'à 0.01118166 m^3/s. La température de la plaque inférieure décroit avec l'augmentation du débit pour la journée 02-02-2016.

La Figure 4 montre l'évolution de la température de sortie du fluide caloporteur (air) en fonction des différents débits allant de 0.0041475 m^3/s jusqu'à 0.01118166 m^3/s. La température de sortie du fluide caloporteur décroit avec l'augmentation du débit entre l'intervalle débit 2 (0.00819546 m^3/s) et le débit 5(0.0129402 m^3/s) sauf pour le débit 1. Ces valeurs de températures ont été enregistrées entre 12h et 13h en intercalant 10 minutes entre chaque mesure. Le débit 2 est le point maximum pour la température de sortie.

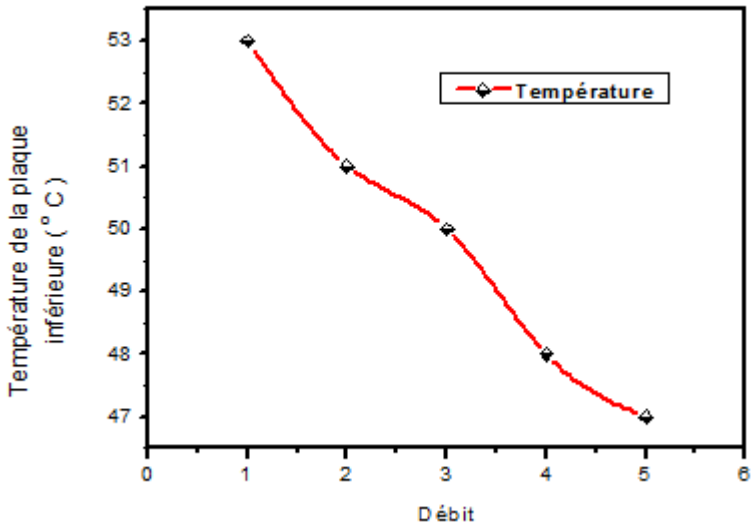


FIGURE 3. Evolution de la température de la plaque inférieure en fonction du débit

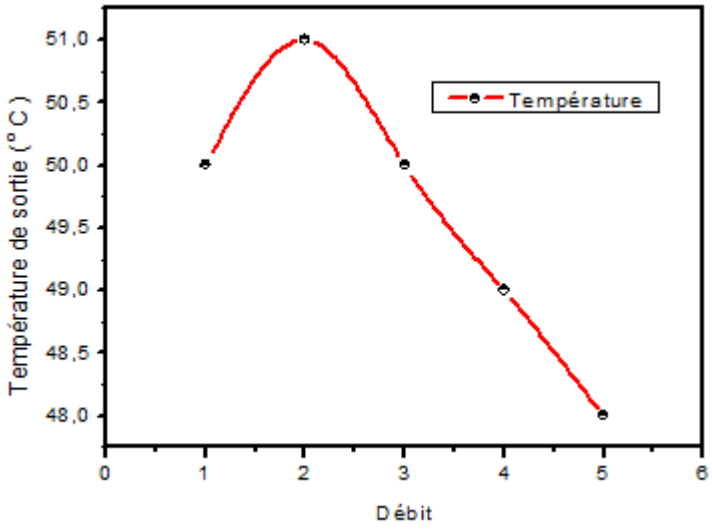


FIGURE 4. Evolution de la température de sortie en fonction du débit

La Figure 5 montre l'évolution de la température de l'absorbeur en fonction des différents débits allant de 0.0041475 m^3/s jusqu'à 0.01118166 m^3/s. La température de l'absorbeur décroit avec l'augmentation du débit entre l'intervalle débit 1 (0.0041475 m^3/s) et le débit 5(0.0129402 m^3/s). Ces valeurs de températures ont été enregistrées entre 12h et 13h en intercalant 10 minutes entre chaque mesure. Le débit 1 est le point maximum pour la température de l'absorbeur.

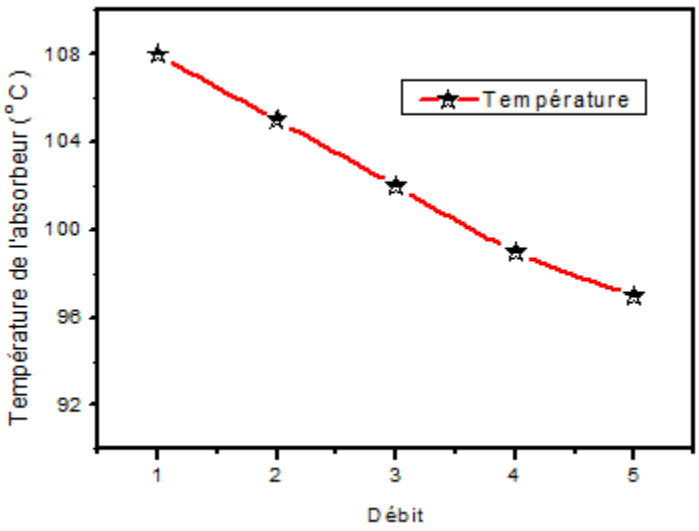


FIGURE 5. Evolution de la température de l'absorbeur en fonction du débit

4. CONCLUSIONS

Une étude expérimentale est entretenue pour la détermination des performances thermiques d'un capteur solaire plan à air. Parmi ces paramètres, on cite : la température de sortie du fluide caloporteur (air), la température de l'absorbeur et la température de la plaque inférieure pour des débits volumiques différents Cette étude montre que la température de la plaque inférieure décroit avec l'augmentation du débit, la température de sortie du fluide caloporteur décroit avec l'augmentation du débit et la température de l'absorbeur décroit avec l'augmentation du débit.

REFERENCES

[1] V. Siddharta, Thermal performance optimization of a flat plate solar air heater using genetic algorithm, Applied Energy, 87, 1793-1799, 2010.

[2] V. Siddharta, Thermal performance optimization of a flat plate solar air heater using genetic algorithm, Applied Energy, 87, 1793-1799, 2010.

[3] E.K. Akpinar, and F. Kocyigit, Experimental investigation of thermal performance of solar air heater having different obstacles on absorber plates, Int.Commun Heat Mass Transfer, 37, 416-421, 2010.

[4] S. Karsli, Performance analysis of new-design solar air collectors for drying applications, Renew. Energy, 32, 1645-1660, 2007.

[5] H. Boumesli, L'effet de l'inclinaison sur le comportement du capteur solaire plan à air, mémoire de master, université de Laghouat, 2016.

OPTIMISATION DE LA CONVERSION PHOTOTHERMIQUE PAR LES SURFACES SELECTIVES, NATURE ET TAILLE DE L'ABSORBEUR

C. BOUTGHAN[1], A. CHAKER[2]

[1]Laboratoire Physique Energétique, Université des frères mentouri, boutaghanecherifa@yahoo.fr
[2]Laboratoire Physique Energétique, Université des frères mentouri, chakamine@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Le gaspillage effréné des combustibles fossiles (charbon, gaz naturel et pétrole) à épuisé en moins d'un siècle la quasi-totalité de ce que la nature avait patiemment fabriqué et conservé au sein de la terre pendant des millions d'années. La conversion photo thermique de l'énergie solaire, pourrait alors procurer un apport d'énergie non négligeable pour un grand nombre d'application thermiques. Parmi toutes les sources d'énergies renouvelables, la concentration solaire pourrait être l'une des technologies majeures pour répondre aux besoins énergétiques mondiaux. L'objectif principal de notre travail est d'adopter différentes technologies, qui favorisent encore plus la concentration solaire, tel que la surface acier/chrome noir qui possède un coefficient d'émissivité faible de l'ordre de **0,07**. Et même les résultats paraient acceptable par rapport à la référence **[1]**.

Mots Clés: *surfaces sélectives, modélisation mathématique, concentrateur cylindro parabolique.*

NOMENCLATURE

Symboles :

q_i les différents échanges thermiques j
p_i le terme de la source W
M_{ab} masse de l'absorbeur kg
Cp_{ab} chaleur spécifique J/kg.k
P_{ab} puissance absorbée W
S composante directe du rayonnement directe solaire W/m²
S^* composante normale directe du rayonnement solaire W/m²
P_c puissance recue à l'ouverture du collecteur W
A_i surface inactive des extrémités du collecteur m²
T_{ab} température de l'absorbeur °C
A_c aire total du recepteur m²
A_b surface soumise à l'ombre m²

Lettres grecques :

ρ_c coefficient de reflexion
α_{ab} coefficient d'absorptivité abs
τ_v coefficient d'émissivité vitre

Indices / Exposants :

i différents éléments du capteur

1. INTRODUCTION

Si l'on veut produire du travail à partir de l'énergie solaire, il faut atteindre des températures de source chaude plus élevées que celles rencontrées avec les capteurs plans, qui en général ne permettent pas de dépasser une température de 130 °C au niveau de la surface absorbante. Pour cela il faut accroitre le flux incident au moyen des surfaces optiques qui permettront de le concentrer.

L'utilisation des surfaces sélectives, participent à la prédiction des pertes thermiques. Différents critères doivent intervenir lors du choix d'une surface sélectif tel qu'une absorptivité élevé et une faible émissivité dans l'infrarouge. La longueur de l'absorbeur, plus elle est élevée le fluide caloporteur prend plus de temps en contact avec l'absorbeur d'où température de sortie élevée du fluide caloporteur.

2. MODELE MATHEMATIQUE

2.1. Description du système

Notre système est un long miroir cylindro parabolique, de (2 m) de long, (4 m^2) comme surface d'ouverture et une distance focale de (50 cm).

La couverture transparente est en verre pyrex, le tube absorbeur en cuivre et le miroir réfléchissant est en aluminium pur.

En pratique, le flux solaire ainsi que tous les variables climatiques sont en évolution permanente, aussi l'étude sera menée en régime transitoire.

Lorsqu'un matériau se trouve à l'équilibre thermique, sa température est fixe et les échanges de chaleur (échange par conduction, convection, rayonnement) qu'il a avec son environnement sont équilibrés (autant de chaleur reçue de son environnement que de chaleur cédée à cet environnement).

On utilise le terme de l'inertie thermique, pour dresser notre bilan thermique, qui a pour expression **[2]** :

$$M_i \times Cp_i \times dT_i / dt$$

Cette énergie stockée est donnée par la relation :

$$M_i \times Cp_i \times dT_i/dt = \sum q_i + P_i \quad (1)$$

2.2. Bilan thermique (tube absorbeur)

Ces échanges sont donnés par la relation :

$$M_{ab} \times Cp_{ab} \times dT_{ab} / dt = -q_{conv.ab\text{-}v} - q_{conv\text{-}ab\text{-}f} - q_{ray.ab\text{-}v} + P_{ab} \quad (2)$$

2.3. Puissance absorbée par le récepteur

La puissance reçue à l'ouverture du récepteur est réduite par les pertes thermiques. La puissance totale nette absorbée est donnée par **[3]** :

$$P_{ab} = \alpha_{ab} \times \rho_c \times \tau_v \times P_c \times A_c \quad (3)$$

$$P_c = S^* \times A_e \quad (4)$$

$$S^* = S \times Cos(\Theta) \quad (5)$$

A_e , étant la surface active donnée par **[4]** :

$$A_e = A_c - (A_i + A_b) \quad (5)$$

$$A_i = 4 \times f \times D \times tg(\theta/3) \quad (6)$$

$$A_b = 2 \times f \times D \times tg(\theta/3) \quad (7)$$

θ: angle d'incidence

3. RESULTATS

3.1. Evolution temporelle de la puissance absorbée

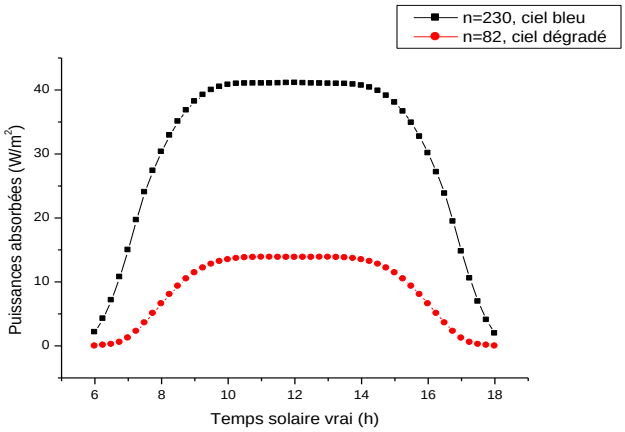


FIGURE 1. Evolution temporelle de la puissance absorbée pour deux journées types

Il apparait clairement sur la (FIGURE 1), que la puissance absorbée au mois de Mars est moins importante que celle absorbée au mois d'Aout, ce qui s'explique par l'intensité importante de l'irradiation solaire en ce dernier mois.

Les deux courbes présentent une période ou la puissance absorbée reste constante (l'absorbeur atteint son maximum d'énergie interne). Pendant ce temps, l'énergie captée sera transmise au fluide caloporteur.

3.2. Effet de la sélectivité de l'absorbeur

Deux types de matériaux ont été étudiés. Il apparaît sur la (FIGURE 2) que l'utilisation d'une surface cuivre/chrome noir pour l'absorbeur engendre plus de pertes thermiques qu'une surface acier/chrome noire (FIGURE 2), ce qui peut être expliqué par le coefficient d'absorptivité de la première surface (0,95) plus élevé que celui de la seconde. De plus le coefficient d'émissivité de la surface acier/chrome noir (0,07) est faible, d'où des pertes thermiques moindres.

Par ailleurs, l'effet de la surface sélective de l'absorbeur sur le rendement thermique du concentrateur a été examiné.

L'observation de la (FIGURE 3), permet de constater que les courbes représentant l'évolution temporelle du rendement thermique instantané du concentrateur, pour les deux types de surfaces sélectives utilisées, sont quasi confondues. Par conséquent, il est économiquement préférable d'utiliser la surface sélective acier/chrome noire de moindre coût, ce qui a été également recommandé par les laboratoires SANDIA **[5]**.

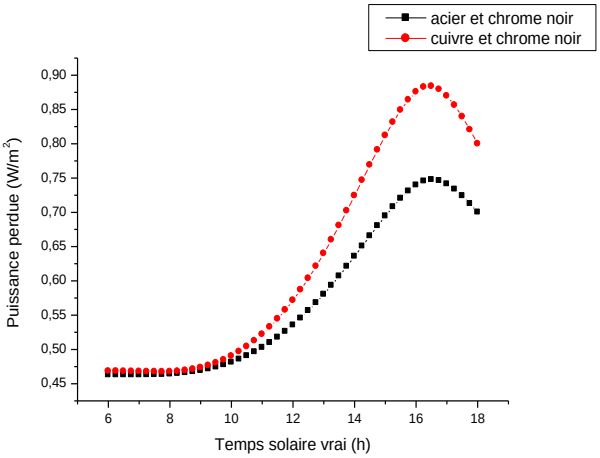


FIGURE 2. Evolution temporelle de la puissance perdue pour deux surfaces sélectives

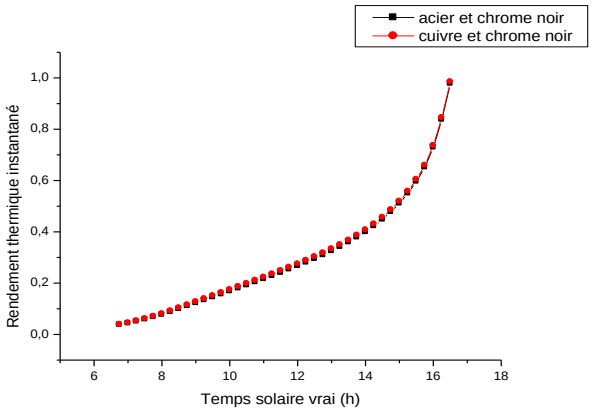


FIGURE 3. Evolution temporelle du rendement thermique instantané du concentrateur avec deux surfaces sélectives

3.3. Effet de la nature du matériau de l'absorbeur

L'analyse des courbes des (FIGURES 5, 6), montrent clairement que malgré le bon rendement atteint en utilisant de l'aluminium, les pertes thermiques sont très importantes, cela est due à la légèreté de l'aluminium et a son inertie thermique qui est faible par rapport à celle du cuivre.

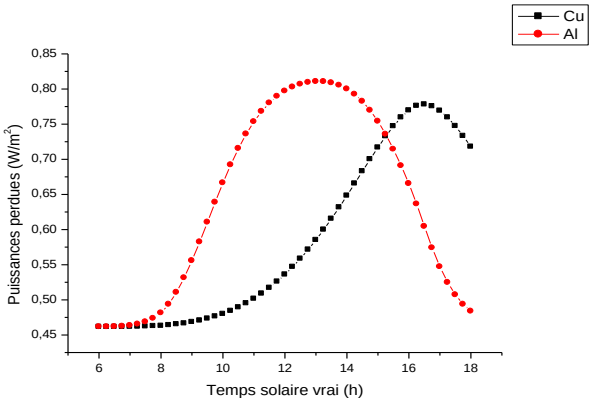


FIGURE 5 Evolution temporelle des pertes thermiques pour les deux matériaux

Matériau	Absorptivité	Masse volumique [Kg/m^3]	Chaleur spécifique [J/kg.k]
Cuivre	0,92	8940	380
Aluminium	0,5	2700	86

TABLEAU 1 Propriétés thermo physiques des matériaux constituant l'absorbeur

Les propriétés thermo physiques des matériaux constituant l'absorbeur utilisés dans notre travail sont présentées en dessus dans le TABLEAU 1 :

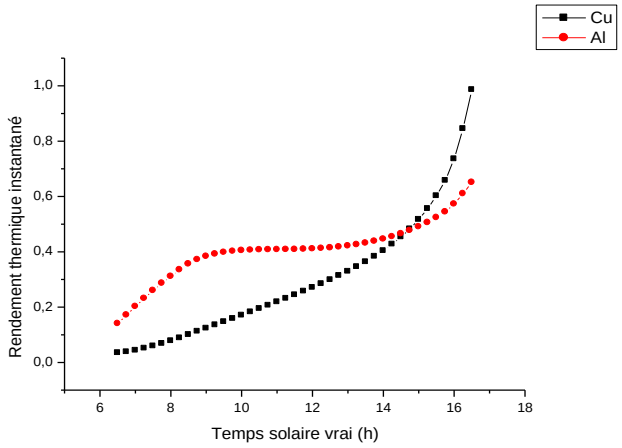


FIGURE 6 Evolution temporelle du rendement thermique instantané pour les deux matériaux

3.4. Effet de la taille de l'absorbeur

3.4.1. Le diamètre

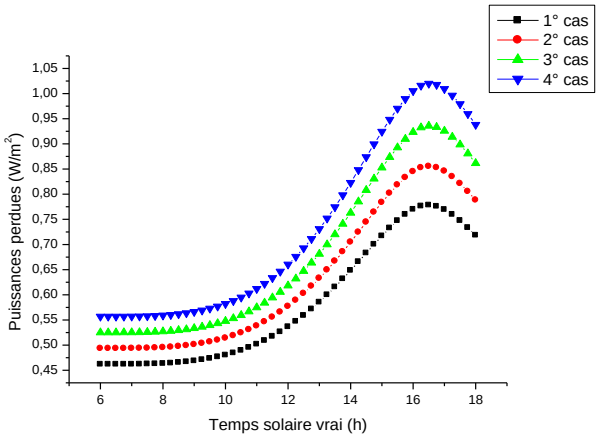


FIGURE 7. Evolution temporelle des pertes thermiques pour différents diamètres de l'absorbeur

L'analyse des courbes de la (FIGURE 7), permet de noter que l'augmentation du diamètre de l'absorbeur conduit a un accroissement sensible des pertes thermiques, il en résulte un effet très défavorable sur les performances du collecteur.

3.4.2. La longueur

Il apparaît clairement sur la (FIGURE 8), que la température de sortie du fluide caloporteur est d'autant plus élevée que le tube absorbeur est long.

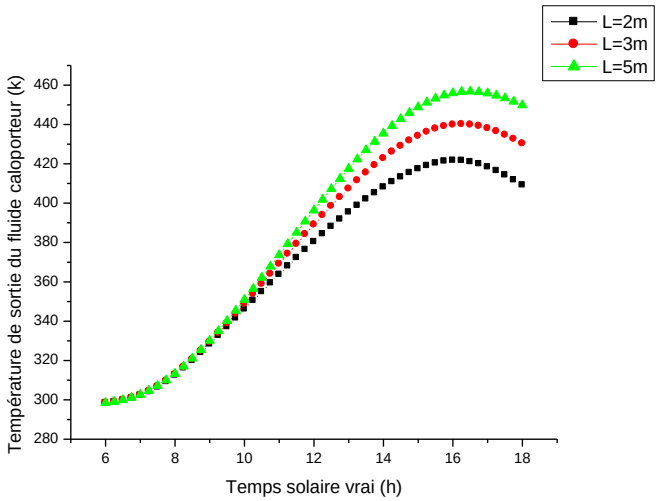


FIGURE 8. Evolution temporelle de la température de sortie du fluide pour différentes longueurs

4. CONCLUSIONS

L'étude théorique et numérique d'un concentrateur cylindro parabolique menée dans le cadre de ce travail a permis de préciser l'effet de différents paramètres sur les performances du concentrateur. Le coefficient d'émissivité de la surface sélective acier/chrome noir (0.07) faible, présente un effet très favorable sur les pertes thermiques, et pour la longueur du tube absorbeur, il y'a lieu d'observer que si une augmentation de celui-ci permet d'augmenter la température de sortie du fluide caloporteur.

REFERENCES

[1] A. Gama , M. Hadadi et A. Malek, *Etude et réalisation d'un concentrateur cylindro parabolique avec poursuite solaire aveugle*, Revue Des Energies Renouvelables. Vol.11, N° 3, pp 437-451, (2008).

[2] J. Bernard, *Energie Solaire, Calculs et Optimisation*. Ellipse Edition Marketing. Paris. (2004).

[3] I. Zeghib, *Etude et Réalisation d'un Concentrateur Solaire Parabolique*, thèse de magistère, Université de Constantine. (2005).

[4] S. M. Jeter, D. I. Jarrar and S. A. Moustafa, *Geometrical Effects on the Performance of Trough Collectors*. Solar Energy. vol 30 N° 2.pp.109-113.(1983).

[5] T. A. Stuetzele**,** *Automatic Control of the 30 MWe SEGS VI Parabolic Trough Plant*, thesis of Master of Science, University of Wisconsin-Madison. (2002).

ANALYSE DE L'INTERACTION FLUIDE STRUCTURE D'UN PROFIL AERODYNAMIQUE OSCILLANTE

Farouk ZIANE[1], Abdellah ABDELLAH EL-HADJ[1], Samir DANOUNI[1]

[1] Laboratoire de Mécanique Physique et Modélisation Mathématique (lmp2m),
Université de Médéa,26000. Algérie. E-mail : zianefarouk@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Dans cet article une simulation numérique de l'interaction fluide structure de l'écoulement autour d'un profil aérodynamique NACA0012 oscillante a été faite par le code de calcule ANSYS (CFX) sous la base de la méthode des éléments finis. .L'objectif de cette étude est de bien comprendre le comportement physique de l'écoulement autour d'un profil aérodynamique. Les résultats obtenu sont comparé avec des données l'expérimentales de Lee et Gerontakos (2004) à base nombre de Reynolds(10^5). L'effet de l'angle d'attaque moyen et une comparaison entre deux modèles de turbulence k-ε et k-ω ont effectué.

Mots clés : Simulation numérique, Interaction fluide structure, Profil aérodynamique, éléments finis, Modèles de turbulence.

NOMENCLATURE

b l'envergure du profil, m	k La fréquence réduite
c la corde du profil, m	ρ masse volumique, kgm^{-3}
CD coefficient de traînée	α angle moyen d'attaque, °
CL coefficient ede portance	μ viscosité dynamique, Pa.s
f fréquence, s^{-1}	
U vecteur de vitesse, m/s	
t temps, s	

1. INTRODUCTION

Le battement d'un profil aérodynamique a beaucoup attiré l'attention récemment dans la compréhension de la science fondamentale de vol dans la nature et dans les applications pratiques pour le développement des micro-air-véhicules (MAVs), et pour la production de l'électricité (éoliennes) ….. Dans ce sens , l'étude de l'oscillation d'un profil aérodynamique est un sujet de nombreux travaux expérimentaux et numériques des chercheurs tel que, K.lu, et autre(2013)[1] ont étudié l'effet de l'asymétrie d'un profil aérodynamique NACA0012 battante, et à l'aide d'une simulation numérique en 2D par le modèle de turbulence k-ω SST ils ont étudié l'effet de plusieurs paramètre opératoire (amplitude de l'oscillation, la fréquence réduit k). Lee et Gerontakos (2004)[2], expérimentalement étudié les caractéristiques de la couche limite instable, et dans leur étude les forces aérodynamiques et le moment d'oscillation sont obtenu à l'aide de variation des paramètres du mouvement appliquée. Liu Zhen et autre (2008)[3]ont employé un dispositif expérimental (PIV) Particle Image Velocimetry about de l'écoulement d'eau autour d'un profil aérodynamique NACA0012 oscillante, et par simulation numérique ils ont utilisé le modèle de turbulence k-ε pour étudié l'effet de l'angle attaque. Jung et Park(2005)[4] ,k. Fuchiwaki et Tanaka(2006)[5] expérimentalement ont montré la fort dépendance d'un profil aérodynamique de la formation de tourbillons sur la fréquence réduite k. Shantanu S et autre(2013) [6] expérimentalement étudié les charges instationnaires sont mesurées et sont utilisées pour calculer le transfert

d'énergie de l'écoulement à l'aile aérodynamique oscillante.. Shengyi Wang et autre(2010) [7] numériquement et sous la base de deux travaux expérimentaux [2,8] ont comparé entre deux modèles de turbulence K-ω standard et k-ω SST à base nombre de Reynolds d'un profil aérodynamique NACA0012 battante avec déférentes fréquences de l'oscillation. G.Martinat et autre(2008) [9] ont étudié l'effet des modèles de turbulence d'un écoulement autour d'un profil naca00012 oscillante à un nombre de Reynolds 10^5 et 10^6etont fait une comparaison entre la simulation 2D et 3D.
Dans ce travail nous avons étudié à l'aide d'une simulation numérique l'écoulement autour d'un profil aérodynamique oscillante, et nous avons commencé par une validation avec les résultats de Lee et Gerontakos [2].L'effet de l'angle d'attaque moyen et une comparaison entre deux modèles de turbulence k-ε et k-ω ont effectué.

2. FORMULATIONS MATHEMATIQUES DU PROBLEME

Les phénomènes d'écoulement et de transport sont régis par les principes de base de conservation tel que la conservation de masse, mouvement et de l'énergie. Tous ces principes de conservation sont résolus selon le modèle de fluide qui donne un ensemble d'équations aux dérivées partielles.

2.1 Principe de conservation de la masse et équation de continuité :

Le principe de conservation de la masse indique que le taux d'augmentation de la masse dans un élément fluide est égal au taux net de flux de masse dans un élément fluide. L'application de ce principe physique à un résultat du modèle de fluide dans une équation différentielle appelés équation de continuité. L'équation de continuité pour un fluide compressible peut être écrite comme suit :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \qquad (1)$$

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u}{\partial x} + \frac{\partial \rho v}{\partial y} + \frac{\partial \rho w}{\partial z} = 0 \qquad (2)$$

Où; ρ, $U_i$représentes la densité et la vitesse du fluide respectivement.

2.2 Équation de mouvement :

Deuxième loi de Newton indique que le taux de changement de quantité de mouvement d'une particule de fluide est égal à la somme des forces agissant sur une particule. Les forces agissant sur le corps sont une combinaison des deux forces de surface et du corps. Lorsque cette loi est appliquée pour fluide newtonien (contrainte visqueuse est proportionnelle aux taux de déformation) équations résultantes sont appelés équations de Navier Stokes.

$$\frac{\partial \rho u}{\partial t} + \frac{\partial \rho u u}{\partial x} + \frac{\partial \rho u v}{\partial y} + \frac{\partial \rho u w}{\partial z} = \rho g_x - \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x}\left(\mu_e \frac{\partial u}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\mu_e \frac{\partial u}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\mu_e \frac{\partial u}{\partial z}\right) \qquad (3)$$

$$\frac{\partial \rho u}{\partial t} + \frac{\partial \rho u u}{\partial x} + \frac{\partial \rho u v}{\partial y} + \frac{\partial \rho u w}{\partial z} = \rho g_x - \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x}\left(\mu_e \frac{\partial u}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\mu_e \frac{\partial u}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\mu_e \frac{\partial u}{\partial z}\right) \qquad (4)$$

$$\frac{\partial \rho u}{\partial t} + \frac{\partial \rho u u}{\partial x} + \frac{\partial \rho u v}{\partial y} + \frac{\partial \rho u w}{\partial z} = \rho g_x - \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x}\left(\mu_e \frac{\partial u}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\mu_e \frac{\partial u}{\partial y}\right) + \frac{\partial}{\partial z}\left(\mu_e \frac{\partial u}{\partial z}\right) \qquad (5)$$

Où u ,v , w représentes les composants cartésiennes du vitesse, , μ la viscosité dynamique du fluide.

3. DESCRIPTION DU PROBLEME

Généralement pour étudier le problème d'oscillation d'un profil aérodynamique(NACA0012) immergé dans un écoulement d'un fluide, il faut placer le profil a une large angle d'attaque (α) , et est forcé de subir une faible amplitude d'oscillation (Δα) et une fréquence d'oscillation (f). La fréquence réduite$\left(k = \frac{\pi f c}{U_\infty}\right)$est utilisée pour

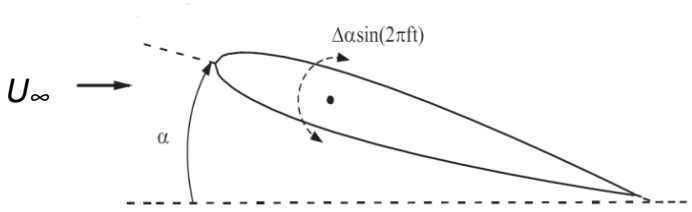


Figure 1. Illustration d'oscillation d'un profil aérodynamique NACA0012.

normaliser la fréquence d'oscillation, avec U_∞ la vitesse d'écoulement à l'entrer, et c le corde du profil. Dans ce cas le profil est oscille autour d'un pivot fixe à l'aide d'une équation de mouvement sinusoïdale $\alpha(t) = \alpha + \Delta\alpha \sin(2\pi f t)$. Comme montre dans la figure 1 :

4. MODELISATION NUMERIQUE

4.1 Maillage et condition aux limites :

Notre problème 2D a été modélisé par le code commercial ANSYS CFX. La qualité de maillage a une grande importance sur les résultats obtenus par un calcul numérique, Pour cela nous divisons notre domaine en deux parties pour avoir un maillage structuré, partie et très raffiné en proche du profil et le maillage mobile (déformable) et dans l'autre partie (loin du profil) maillage fixe. Ce maillage est caractérisé par le nombre de division (201*100) total nœud 40400 et nombre des éléments 20000.

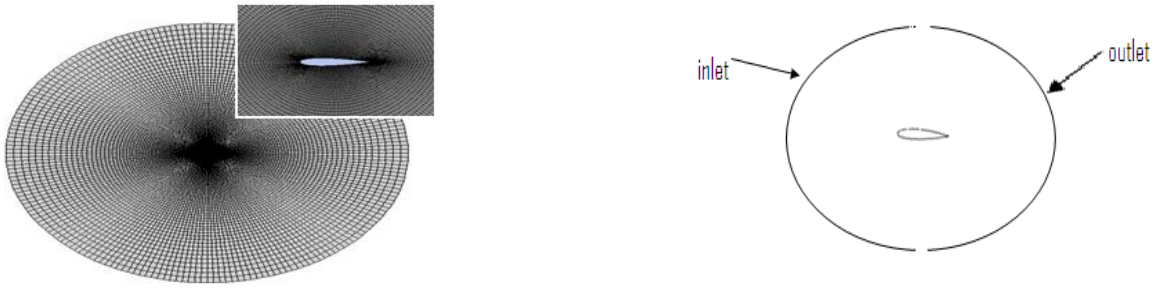


Figure 2**.** Illustration du domaine de calcule

Nous avons choisi le domaine fluide circulaire (cercle) avec vitesse d'entrer (velocity inlet) comme condition aux limite et pas de gradient de pression pour la sortie (pressure outlet), et paroi (wall) pour les surface du profil aérodynamique.

5. VALIDATIONS ET RESULTATS

Dans ce cas on a validé les résultats expérimentaux de Lee and Gerontakos (2004), le profil aérodynamique est NACA0012 a une corde c=0.15m et l'envergure b=0.375m. Ce profil est oscille avec une équation sinusoïdale : $\alpha(t) = 10^0 + 15^0 \sin(2\pi f t)$avec la fréquence réduit k=0.05 et le nombre de Reynolds Re=1.35×10^5 et la vitesse de l'écoulement U_∞=14m/s. l'axe de rotation est fixe à 0.25 de la corde. Concernant présente études les modèles de turbulence utiliser k-ω et k-ε standard. L'intensité de turbulence et de 0.08%.

5.1 Comparaison entre le modèle de turbulence k-ω et k-ε standard :

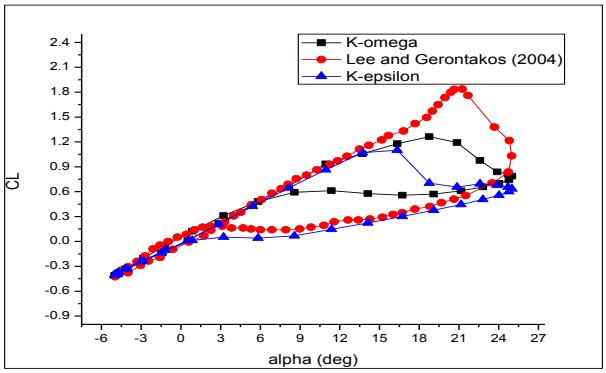


Figure 3. Coefficient de Portance CL en fonction de l'angle d'attaque α

Les coefficients des forces aérodynamiques ont calculé numériquement représentent dans la figure 3, coefficient de portance CL en fonction de l'angle d'attaque α, et par les modèle de turbulence standard k-ω et k-ε ils ont comparé avec les résultats expérimentaux de Lee et Gerontakos (2004). On peut voir que, dans la plage des faibles et moyens angles d'attaque $-5^0<\alpha<25^0$, Les résultats pour le coefficient du force aérodynamique CL sont en bon accord avec les données expérimentales, mais on remarque pour des valeurs de l'angle d'attaque entre 20^0 et 25^0 ($20^0<\alpha<25^0$) les résultats numériques ont une grand différence avec les résultats expérimentaux. D'après la figure 3 le modèles k-ω donne un bon résultat par apport le modèle k-ε.

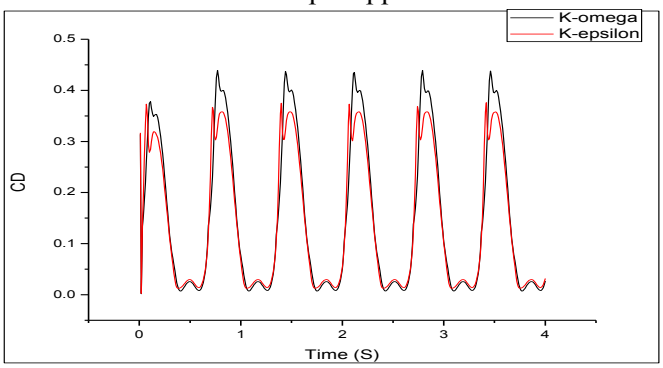


Figure 4. coefficient de trainée CD

La figure 4 montre l'histoire du coefficient traînée pour les six courses (période) presque identiques, et nous remarquons le coefficient de traînée pendant une course complète un motif symétrique entre la course ascendante et descendante.

Le pic maximal du coefficients CL et CD pour le modèle k-ω est supérieur par apport le modèle k-ε, pour le modèle k-ω le coefficient de portance (figure 3) varie entre -0.4 et 1.26,et pour le modèle k-ε entre -0.4 et 1.15.
Le coefficient de trainée varie entre 0 et 0.44 pour le modèle k-ω et pour k-ε entre 0 et 0.34.
Le pic maximale de coefficient de portance et de trainée est obtenue après le profil attient sa vitesse de translation maximale est commencé tangage vers le bas, Donc les pics de coefficient de portance et de trainée sont générés principalement par la rotation rapide du mécanisme.

Figure 5 représente une comparaison entre les deux modèles de turbulence pour la formation des tourbillons et les lignes de courant pour les différents angles d'attaque, en remarque il y'a une différence remarquable entre les deux modèle, par exemple la formation du premier tourbillon est apparue pour à un angle d'attaque 19.968^0 ascendante pour le modèle k-ε mais pour le modèle k-ω il a commencé de former à $\alpha=22^0$ascondante du bord d'attaque, et en même temps la formation de deuxième tourbillon est généré pour le modèle k-ε ($\alpha=22^0$ascondante) et reste former jusqu'à l'angle $\alpha=17{,}562^0$descendante, par contre dans le modèle k-ε les deux tourbillons sont apparue dans deux position l'ange d'attaque ($\alpha=24^0$ ascendante et descendante). Et en remarque que les tailles des tourbillons pour le modèle k-ε est plus grand par apport le modèle k-ε.

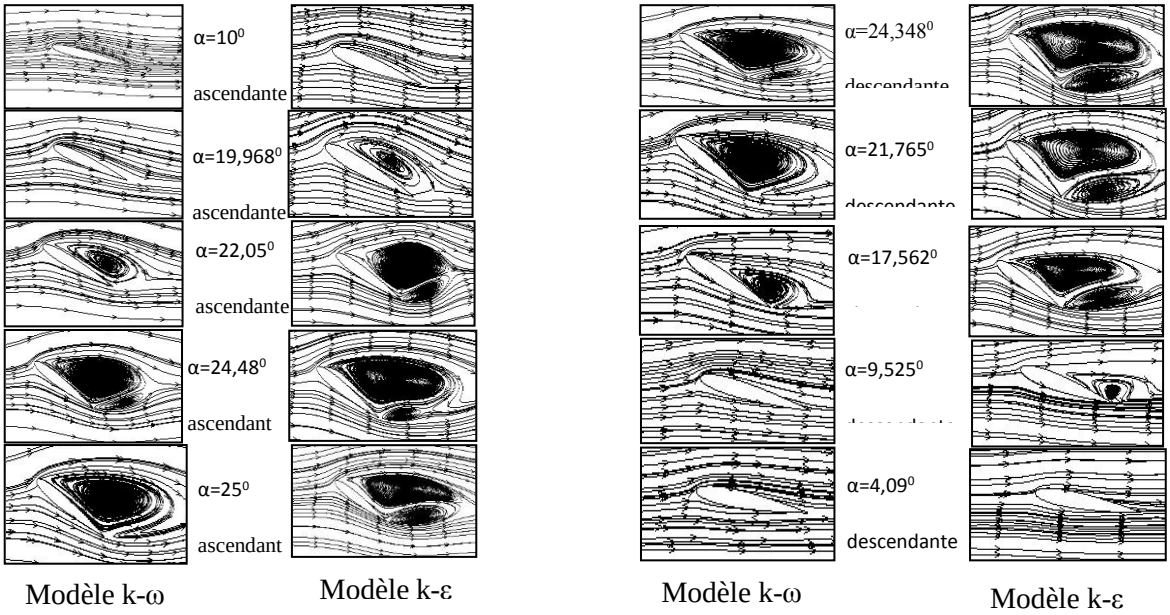
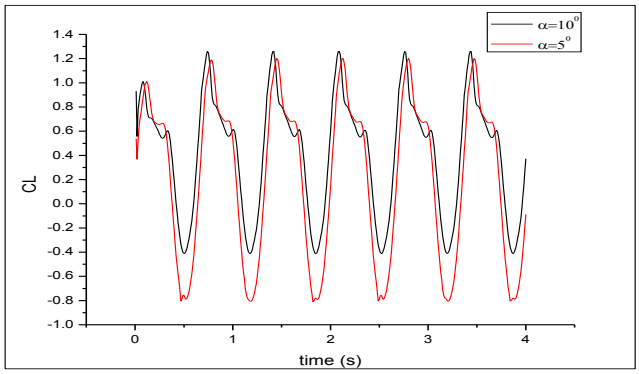


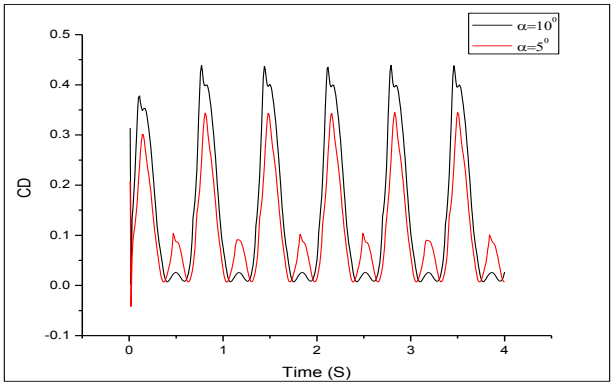
Figure 5. Lignes de courant et formation des tourbillons pour le modèle k-ω et le modèle k-ε

5.2 Influence de l'angle d'attaque moyen :

Les coefficients des forces en fonction de temps sont comparés à différente angle d'attaque moyen dans la figure qui montre l'angle d'attaque moyen α augmente, les valeurs moyen du coefficient de trainée CD et portance CL augmente. Et on peut remarquer des instabilités de l'écoulement lorsque l'angle d'attaque moyen augmente. Comme on peut le voir, la variation de l'angle d'attaque moyen n'a aucune influence sur la période du coefficient des forces.



(a)



(b)

Figure5. Influence de l'angle d'attaque $\alpha=5^0,10^0$. (a) coefficient de portance CL, (b) coefficient de traînée CD.

6. CONCLUSIONS

Cette étude nous a permis de bien comprendre le phénomène de l'interaction fluide structure pour un écoulement autour d'un profil aérodynamique NACA0012 oscillante et ses conséquence. Les résultats ont obtenu sont en bon accord avec les données expérimentales de Lee et Gerontakos (2004). Nous avons montré que l'instabilité de l'écoulement est plus importante aux grandes incidences. D'après la comparaison entre les résultats des modèles de turbulence k-ω et k-ε, le modèle k-ω donne un bon accord par apport le modèle k-ε.

REFERENCES

[1] K.lu,Y.H.Xie,D.Zhang,J.B.Lan(2013).Numerical investigations into the asymmetric effects on the aerodynamic response of a pitching airfoil.*Journal of Fluids and Structures* 39(2013)76-86.

[2] Lee,T. Gerontakos,P (2004) .Investigation of flow over an oscillating airfoil.*journal of fluid mechanics* 512,313-341.

[3] Liu.Zhen, Hyun.Beom-soo, Kim.Moo-rong, Jin.Ji-yuan(2008). Experimental and Numerical StudayFor Hydrodynamic Characteristics Of An Oscillating Hydrofoil. *Journal of Hydrodynamics* 2008,20(3):280-287.

[4] Jung,Y.W., Park,S.O,.(2005).Vortex-shedding characteristics in the wake of an oscillating airfoil at low Reynolds number. *Journal of Fluids and Structures* 20,451-464.

[5] Fuchiwaki,M., Tanaka,K(2006). Vortex structure and scale on an unsteady airfoil.*JSME International Journal* 49,1056-1063.

[6] Shantanu S .Bhat,Raghuraman N. Govardhan (2013). Stall flutter of NACA0012 airfoil at low Reynolds numbers. *Journal of Fluids an Structures* 41(2013)166-174.

[7] Shengyi Wang, Derek B, Ingham., Lin Ma., Mohamed Pourkashanian.,Zhi Tao (2010). Numerical investigations on dynamic stall of low Reynolds number flow around oscillating airfoils. *Computers and fluids* 39(2010) 1529-1541.

[8] Wernert.P, GeisslerW, RaffelM,Kompenhans J. Experimental and numerical investigations of dynamic stall on a pitching airfoil.AIAA J 1996;34(5):982-9.

[9] G. Martinat, M.Braza, Y.Hoarau, G.Harran (2008).Turbulence modeling of the flow past a pitching NACA0012 airfoil at 10^5 and 10^6 Reynolds numbers. *Journal of Fluids and Structures* 24(2008)1294–1303.

LONG-TERM PERFORMANCE OF AN UNDERGROUND THERMAL ENERGY STORAGE SYSTEM

M.A DADA[1], A. BENCHATTI[2]

[1] Laboratoire de Mécanique, University of Laghouat, B.P. 37G, Laghouat 03000, Algeria,
dada_abderahmane@yahoo.fr
[1] Laboratoire de Mécanique, University of Laghouat, B.P. 37G, Laghouat 03000, Algeria,
a.benchatti@mail.lagh-univ.dz

RÉSUMÉ

Thermal energy storage has received a great interest by researchers and industrials as part of designing new systems able to store and deliver thermal energy efficiently for long periods. The aim of this preliminary work is to simulate the performance of a novel seasonal heat storage system dedicated to store heat in the ground during hot period then to recover it during cold period. The system investigated herein is a ground heat exchanger buried at only 8 m below the underground. Comsol Multiphysics was used to model heat exchange between a fluid carrier flowing through a GHX, and a partially saturated porous medium. Performance of the system was evaluated for a one-year period and results showed that the use of water as a fluid carrier allowed for the storage and recovery of bigger heat energy than gasoline or glycol do. However, moisture content of the porous medium was found to not exert any influence on the whole process.

Mots Clés: *Heat storage, long-term, underground, heat recovery, recovery efficiency.*

NOMENCLATURE

Symbols :

A Cross sectional area of the duct, m^2
d Hydraulic diameter, m
C Heat capacity, J/kg.K
f Friction factor
F Forcheimer coefficient
G Gravity, m/s^2
k Permeability, m^2
P Pressure, Pa
Q Heat source/sink, W/m
T Temperature, K
u Velocity, m/s
V Air velocity, m/s

Greek Letters :

ε Porosity
ρ density, kg/m^3
∞ Porous medium boundaries
μ Dynamic viscosity, kg/m.s
λ Thermal conductivity, W/m.K

Indexes / Exponants :

a Air
eq Equivalent
d Duct
w Duct walls

1. INTRODUCTION

Underground thermal energy storage (UTES) is a sustainable technology destined to store and deliver energy at particular periods, such as winter, when heat demand is extremely high. This concept acquired a large focus because of society's energy need for heating or cooling (during summer), and to mitigate environmental issues dealing with energy production and supply. One of the UTES technology applications is seasonal storage in

porous media, which can be defined as the process of storing heat in the ground during hot season which lasts several months, and then delivering it during the cold season. Seasonal storage systems can be designed particularly in hot sunny regions to collect and store solar heat energy for later use, and the most promising applications are found underground by means of borehole heat exchangers buried in soil.

A lot of work has been carried out for studying ground heat exchangers (GHX) as part of heat storage and recovery, but only few were dedicated for the assessment of recovery efficiency or heat amount recovered during cold season. Medjelled *& al* (2008) conducted a set of experiments to determine thermal parameters and overall heat transfer coefficient in a sandy unsaturated porous media. Chiasson *& al* (2010) led a simulation study of a horizontal GHX by taking into account time-varying thermal loading and weather conditions. Lanini *& al* (2014) investigated a 3D numerical model to simulate different type of U-tube borehole energy storage system. Rabin & *al* (1991) simulated a helical GHX for purpose of long-term thermal energy storage. Diersch & *al* (2010) simulated arrays of borehole heat exchangers (BHE) buried at 100 m underground using finite element method (FEM). A sensitivity study performed by Welsh & *al* (2015) focused on the influence of some design parameters on the performance of a medium deep UTES system by means of BHE.

From what described above, it was noticed that the majority of research focused on the study of vertical GHX that go down to 100-200 m. To do differently, we chose to assess the performance of a novel GHX configuration, which is a horizontal heat exchanger buried at only 8 m below the ground. Hence, in this preliminary work, Comsol Multiphysics was used to simulate heat transfer between a multiple pass GHX and a cubic storage medium for heat storage and recovery purposes, with time-varying boundary conditions of the working fluid at the inlet of the pipes, in addition to the introduction of the atmospheric conditions such as regional temperature and wind speed during the simulation. The main goal of this work is to make a forecasting on heat energy quantity that can be stored and extracted from the UTES system according to several case studies, as well as estimating heat recovery efficiency.

2. DESCRIPTION DU MODELE

2.1. Physical system

The UTES system studied in this work as depicted in figure 1 consists of a multiple pass GHX buried in soil at a depth of 8 m. The GHX is a duct made of copper and has an internal diameter of 10 cm and a thickness of 4 mm. On the other hand, the heat storage media composed essentially of wet gravel is considered as a homogeneous and isotropic cubic porous medium having a size of 21m×20m×14m as depicted. This storage domain is covered by a 50 cm-sandy layer to minimize heat loss to the atmosphere.

Heat storage and recovery are realized during the charging and discharging processes by a hot fluid carrier flowing along a GHX buried at 8m. Performance of this heat exchanger will be evaluated according to the use of water, gasoline (organic oil) and glycol which is also used as heat carrier as well as a corrosion inhibitor. Table 1 shows physical properties of gravel while table 2 shows thermal properties for the different fluids that will be under investigation.

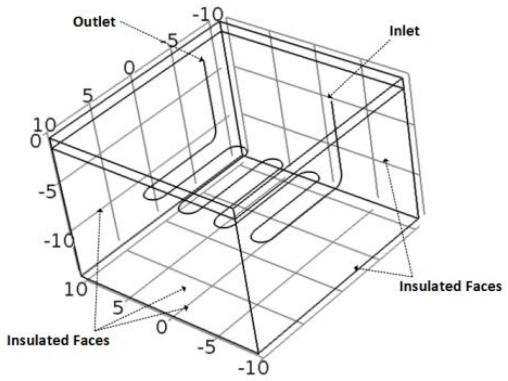


FIGURE 1. Geometry of the underground thermal energy system

Porosiy	0.47
Density (kg/m^3)	2400
Thermal Concutivity (W/m. K)	2600
Specific Heat (J/kg.K)	2702

TABLE 1. Physical properties of gravel

Fluid	ρ (kg/m^3)	λ (W//m.K)	C_p (J/kg.K)
Gasoline	650-750	0.08-0.13	2100-3000
Water	1000	0.6	4180-4200
Glycol	1060-1130	0.252	2300-2700

TABLE 2.Thermal properties of the investigated working fluids

2.2. Mathematical Model

The governing equations describing the physics of heat storage and recovery process will be derived according to an unsteady mode. For the GHX, assuming a fully developed velocity profile for the working fluid and pressure drop due to viscous stress along the duct, the equations that describe heat transport and fluid flow along the duct are the following:

$$\rho \frac{d\vec{u}}{dt} = -\nabla P - \left(f_d \frac{\rho}{2D_h}\right)\vec{u}|\vec{u}| + \rho\vec{g} \tag{1}$$

$$\rho A C_p \frac{\partial T}{\partial t} + \rho A C_p u \nabla T = \nabla A \lambda \nabla T + f_d \frac{\rho A}{2D_h}|u^3| - Q_{Wall} \tag{2}$$

For the storage domain, we have considered that the system is composed of gravel - with moist air filling the void space - overlain by a sandy layer. If we consider that heat transfer inside the storage domain is solely governed by thermal conduction, and the moist air is immobile and non-reactive with the soil particles, the equation that represents transient heat transfer in a porous medium is:

$$\rho_a \frac{d\vec{V}}{dt} = -\nabla P_2 - \rho_a \left[\frac{\mu\varepsilon}{k} + \frac{F(\varepsilon^2)}{\sqrt{k}}|\vec{V}|\right]\vec{V} + \rho_a \beta \vec{g}(T_2 - T_\infty) \tag{3}$$

$$\left(\rho C_p\right)_{eq}\frac{\partial T_2}{\partial t}+\left(\rho C_p\right)_{eq}|V|\nabla T_2=\nabla\lambda_{eq}\nabla T_2+Q_w+\rho_a\left(\frac{\mu\epsilon}{k}+\frac{F(\epsilon^2)}{\sqrt{k}}|V|\right)|V|^2 \quad (4)$$

The equivalent heat capacity of the medium (C_{eq}) and the equivalent heat conductivity (λ_{eq}) are taken as mean values between gravel and moist air.

3. RESULTS

3.1. Validation

Validation process was carried out by comparing outlet temperature histories computed by our numerical model and Diersch's analytical solution. The results are displayed in figure 5 for the laminar and turbulent regimes with water as fluid carrier entering the duct at 90°C during the storing period and 10°C during the recovery period. These two plots show that our results are in good agreement with the Diersch's solution, and display the same trends.

These facts indicate that our UTES system reproduces well the physics of heat storage and recovery since Diersch's results were validated against experimental ones. Hence, good performance is to be expected in case of applying constant boundary conditions.

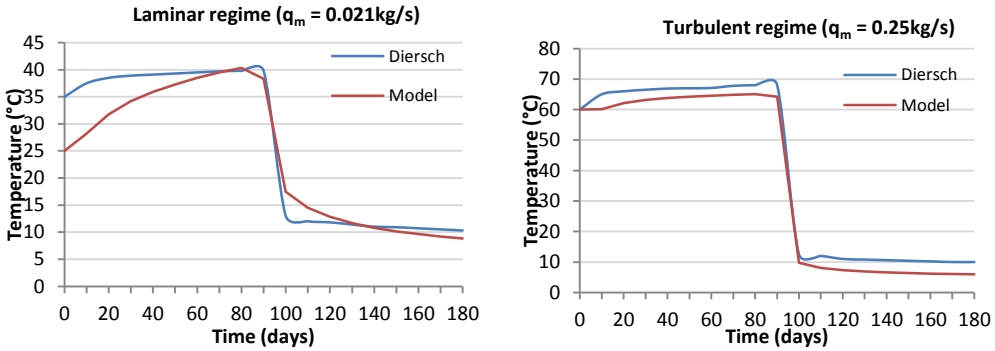


FIGURE 2. Results validation

Furthermore, it is noteworthy to say that the numerical model we set up is unable to show the same performance for daily-varying boundary conditions. This conclusion was also reported by Diersch & *al* (2010) who stated that daily-varying operational conditions cannot be simulated below a step-size of 10 h for laminar flow and about 4 h for turbulent flow.

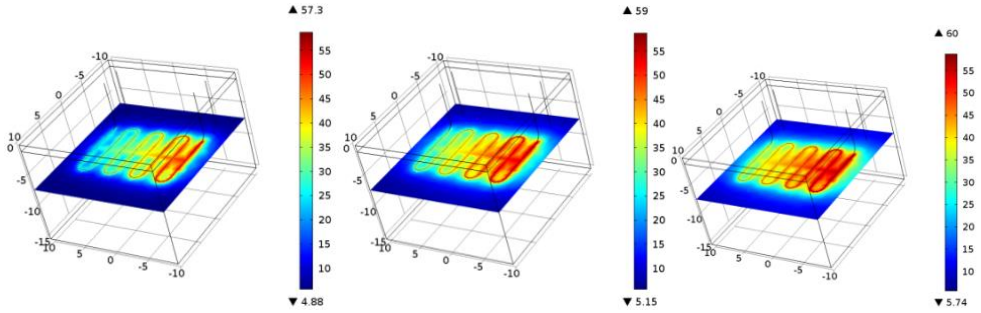
3.2. Thermal performance of storage and recovery

Figure 6 and figure 7 illustrate several slices of the temperature profile inside the porous medium during the charging and discharging of water. The values next to colored scale indicate the maximum and minimum temperature inside the storage medium. Most of the heat energy yielded by the water stays concentrated around the GHX while a small amount reaches the storing domain boundaries. At the end of the charging period, the maximum temperature reaches 60°C around the GHX and approximately 30°C at the boundaries of the porous medium.

On the other hand, the temperature change during the first days of discharging period is extremely fast. Until the 20th day of the beginning of this process, heat transfer between water flowing across the GHX and the storing medium is performed at a high rate, where the temperature around the heat exchanger declines from

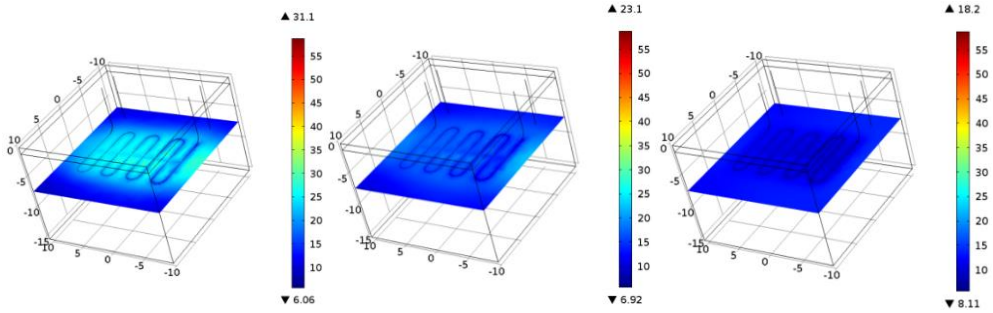
60°C to 25°C. At the end of this period, heat transfer to the fluid carrier declines, and the temperature profile inside the porous medium ranges between 8°C and 18°C approximately.

In addition, it is essential to mention that from the simulation results, the stationary regime will be achieved at the day 144 of the discharging period where the temperature levels at the outlet of the GHX stay around 8°C.



t= 60 days t=150 days t = 180 days

FIGURE 3. Temperature evolution during the charging period



t= 20 days t=120 days t = 180 days

FIGURE 4. Temperature evolution during the discharging period

For both the two phases, heat exchange between the fluid carrier and the porous medium was stronger during the first days than the last days. This decline of heat exchange is primarily due the weak thermal diffusivity of the underground material, i.e. gravel, that impeached an efficient diffusion of heat to and from the porous medium. That's why a considerable amount of heat is still kept inside the domain as its temperature at the end of the recovery stage ranges between 8 and 18°C, while the temperature level delivered at the outlet of GHX, see figure 8, evolve from 25°C down to 5°C.

Consequently, as soon as the storage domain gets warmer, less heat quantity is delivered from the hot fluid carrier to the porous domain, and that's why the fluid temperature at the outlet of the GHX tends to increase with time. On the other hand, the outlet temperature of the fluid during the heat extraction period tends to decrease with time, which means that less heat is delivered to the fluid carrier as the porous domain is getting colder around the GHX, and this zone seem to act as barrier to transfer more thermal energy.

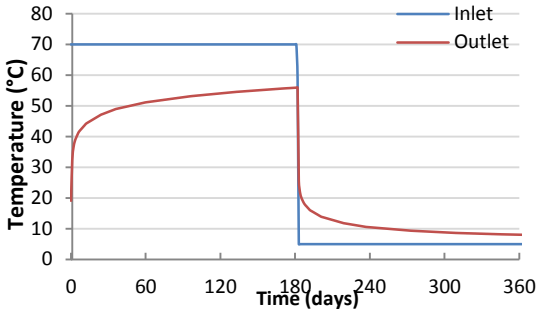


FIGURE 5. Fluid carrier temperature at the inlet and outlet of the GHX

4. CONCLUSIONS

The aim of this work was to assess the performance of an innovative UTES system destined for heat storage and recovery. Several forecasting tasks were made along this paper in order to evaluate heat recovery and recovery efficiency of the system during a twelve-month period, i.e. six month of hot season for heat storage and six cold months for recovery.

All the results of this study has determined that investigating horizontal distances for heat storage purpose can be very beneficial in terms of technical and economic feasibility, having in mind the costs and technical barriers to drill deeper boreholes into the ground. It has also given us a good insight on the capabilities of this novel UTES system to show the same performance as other classical systems do.

This work will be improved in the future where we will explore other solutions to recover the amount of heat still remaining underground Furthermore, we will try to optimize the design of the UTES system studied herein and couple it with buildings or a set of houses in order to satisfy their seasonal heat energy needs.

REFERENCES

[1] A. Medjelled, A. Benchatti, A. Bounif, Experimental Model for the study of heat transfer in unsaturated soil: Case of underground thermal storage, *International Journal of heat and technology*, 26, 95-102, 2008.

[2] D. Chiasson, Modeling Horizontal Ground Heat Exchangers in Geothermal Heat Pump Systems, *Proceedings of Comsol conference*, Boston, 2010.

[3] S. Lanini, F. Delaleux, X Py, R Olivès, D. Ngyuen, Improvement of Borehole Thermal Energy Storage Design Based on Experimental and Modelling Results Energy and buildings, *Proceedings of Energy and Buildings*, 2014.

[4] J. G. Diersch, D. Bauer, W. Heidemann, W. Ruhaak, P. Schatzl, Finite element modeling of borehole heat exchanger systems – Part1. Fundamentals, *Journal of Computer and geosciences*, 37, 1122-1135, 2011.

[5] J. G. Diersch, D. Bauer, W. Heidemann, W. Ruhaak, P. Schatzl, Finite element modeling of borehole heat exchanger systems – Part2. Numerical simulation, *Journal of Computer and geosciences*, 37, 1136-1147, 2011.

[6] Y. Rabin, E. Korin, E. Sher E, A simplified model for helical heat exchanger for long-term energy storage in soil, *Proceedings of EUROTHERM Seminar*, 18, 305-314, 1991.

[7] B. Welsch, W. Ruhaak, D. O. Schulte, K. Bar, S. Homuth, I. Sass. Technical and economical evaluation of medium deep borehole thermal energy storages, 2015.

RENFORCEMENT DES PALES EOLIENNES PAR LE COLLAGE D'UN PATCH COMPOSITE A DOUBLE RECOUVREMENT

ACHOUR Toufik[1], MILI Fayçal[2]

[1]Departement de Génie Mécanique, Faculté des sciences de la technologie, Université des Frères Mentouri-constantine1, ach22our@hotmail.fr

[2]Laboratoire de Mécanique, Faculté des sciences de la technologie, Université des Frères Mentouri-constantine1, mili_faycal@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Cette présente étude a pour but de faire montrer que la méthode de collage de structures endommagées par un patch composite est l'une des techniques de renforcement et de réparation de structures les plus fiables. Elle consiste ainsi en l'analyse des contraintes de cisaillement dans la partie adhésive d'une structure métallique en aluminium renforcée par un patch composite à double recouvrement et soumise à un effort de traction bi-axial. Le patch utilisé pour le renforcement de la structure endommagée est un matériau composite unidirectionnel du type carbone/époxyde. Il est collé à la structure par l'intermédiaire d'une couche adhésive mince en résine époxyde de type FM 73. Afin de rétablir au maximum les performances de la structure, tout en tenant compte des aspects pratiques et économiques, on a mis en évidence l'influence de la longueur du patch sur le transfert de charge et sur l'évolution des contraintes de cisaillement au milieu et aux extrémités du joint. Les résultats numériques sont obtenus après résolution des équations différentielles par la méthode des différences finies.

Mots Clés : *Eolienne, Composite, Patch, Joint double recouvrement, Cisaillement, Renforcement.*

NOMENCLATURE

Symboles :

E Module de Young ,GPa
G Module de cisaillement, GPa
u Déplacement horizontal,m
v Déplacement vertical, m
ℓ Longueur du patch, m
P Charge de traction,N
σ Contrainte de cisaillement, Nm^{-2}

Indices / Exposants :

a adhésive
p patch
S structure

1. INTRODUCTION

La grande majorité des structures sont susceptibles de subir des chocs accidentels lors de leur utilisation. Tel est le cas des pales éoliennes surtout au bord d'attaque. L'endommagement qui découle de ces chocs est rarement spectaculaire mais il peut potentiellement avoir des conséquences néfastes importantes sur le comportement mécanique de la structure en question. Ceci est particulièrement vrai lorsque la structure travaille en fatigue et sous des conditions environnementales complexes et sévères (cycles de température et de pression, humidité, milieu corrosif, etc.). Diverses méthodes de réparations, à de tels phénomènes d'endommagement, et la recherche de méthodes de renforcement de structures existent, dont la mise en place de patchs boulonnés ou rivetés. L'inconvénient de ces méthodes réside cependant dans le champ singulier de contraintes qui apparaît

dans les liaisons. Afin d'éviter les concentrations de contraintes, une solution possible consiste alors à coller un patch composite sur la région défectueuse de la structure afin de mieux renforcer la zone endommagée et retarder ainsi le phénomène de rupture et augmenter par la suite la durée de vie de la structure, tels que les joints à double recouvrement. L'intérêt d'utilisation d'un patch à deux dimensions a été d'abord traité analytiquement par Rose [1], et aussi Soutis [2]. Dans cette optique, Tanish et Ramachandra [3] ont trouvé que cette technique de réparation permet de résoudre le problème d'instabilité statique et dynamique de panneaux cylindriques composites simplement soutenus. L'utilisation de patchs composites a intéressé aussi d'autres chercheurs tels que Park et al. [4]. D'autres chercheurs tels que Bottega et Loia [5] ont été intéressés par cette technique. Leurs contributions ont abordé la conception et l'analyse des réparations soient par rivetage, boulonnage ou collage. Des efforts parallèles, dans le développement de méthodes analytiques pour les réparations des structures composites, ont également été déployés dans les dernières décennies, dont on peut citer les œuvres d'Engels et Becker [6] et Oterkus et al. [7].D'autres ont été intéressés par l'effet de la couche adhésive [8]

2. ANALYSE BIDIMENSIONNELLE DE LA REPARATION

Dans une réparation par collage, la résine époxyde est le facteur de solidarisation du renfort au substrat, et représente en même temps le maillon le plus faible dans l'ensemble patch-colle-structure. En effet, 53% des défaillances constatées dans les structures aéronautiques ainsi réparées sont dues à la colle [9]. La connaissance de la distribution des contraintes dans le patch et celles de cisaillement dans la colle est nécessaire pour concevoir un renforcement adapté. Certaines hypothèses telles que celles proposées par Goland et Reissner [10] qui ont traité de tels exemples. Ces modèles permettent de calculer quelques solutions analytiques des champs de contraintes dans la colle et dans le composite [11]. Il est important de noter que de telles théories sont unidirectionnelles, au sens où la structure renforcée est soumise à des conditions de chargements simples et que les contraintes sont calculées suivant un modèle de poutre renforcée. Les structures renforcées sont cependant plus complexes. Par exemple, les structures aéronautiques réparées ou renforcées par patchs composites sont typiquement des structures bidimensionnelles soumises à des états de contraintes plus compliqués que les tests usuels de cisaillement de joints collés [12]. L'étude bidimensionnelle de structures renforcées par matériaux composites est très peu courante dans la littérature. Des effets bidimensionnels dûs à un couplage entre les différentes directions sont susceptibles d'intervenir. Ils sont principalement dûs à la différence des cœfficients de Poisson entre le substrat et le composite.

2.1. Détermination des contraintes

Une structure peut être renforcée ou réparée par le collage d'un patch composite dans le but d'améliorer sa résistance de fatigue, ou de stopper la propagation de la fissure. Les joints de collage, en général, se caractérisent par des concentrations de contraintes dans la couche adhésive. Ceux-ci proviennent, dans le cas des contraintes de cisaillement, de l'inégalité des déformations axiales des adhérents. Parmi les joints les plus fréquemment utilisés sont les joints à double recouvrement présentés par la figure 1.

En se référant à la figure 1, et en considérant un élément 'dx','dy' du patch qui est présenté sur la figure 2, on trouve que :

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_{xx}^{p}}{\partial x} e_p - \sigma_{xz}^{a} + \frac{\partial \sigma_{xy}^{p}}{\partial y} e_p = 0 \\ \frac{\partial \sigma_{yy}^{p}}{\partial y} e_p - \sigma_{yz}^{a} + \frac{\partial \sigma_{xy}^{p}}{\partial x} e_p = 0 \end{cases} \quad (1)$$

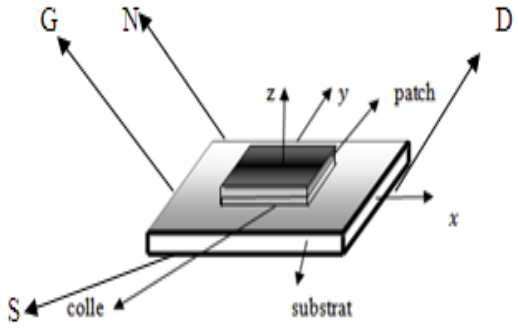


FIGURE 1. Joint double recouvrement

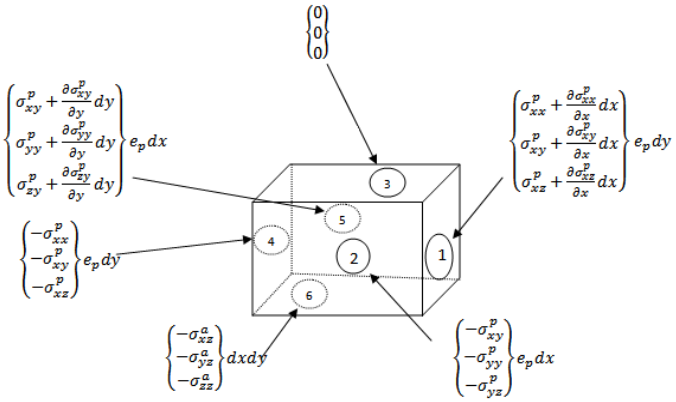


FIGURE 2. Equilibre des forces pour un élément du patch.

2.2. Etat de traction :

L'établissement de l'équation d'équilibre entre le patch composite et le substrat, soumis à un état de traction, et en introduisant les lois de comportement lineaires du patch et les conditions aux limites sur les bords droit (D) et gauche (G), nord (N) et sud (S), on aboutit au système d'équations suivant :

$$\begin{cases} \dfrac{\partial^2 \sigma_{xx}^p}{\partial x^2} = A_x \sigma_{xx}^p + B_x \sigma_{yy}^p + C_x \\ \dfrac{\partial^2 \sigma_{yy}^p}{\partial y^2} = A_y \sigma_{xx}^p + B_y \sigma_{yy}^p + C_y \end{cases} \tag{2}$$

Avec A_x, A_y, B_x, B_y, C_x et C_y sont des fonctions des propriétés mécaniques et de la géométrie de l'ensemble (structure-colle-patch). Afin de résoudre le systéme d'équations (2), on utilise un schéma de différences centrées pour approcher les équations différentielles partielles du second ordre. Un mailage uniforme, de n points suivant x et n points suivant y où ($\Delta x = \Delta y$), est établi pour discrétiser le domaine. Dans ce cas, on introduit les indices i, j. Le systéme (2) devient :

$$\begin{cases} \dfrac{\sigma_{xx}^p(i+1,j) - 2\sigma_{xx}^p(i,j) + \sigma_{xx}^p(i-1,j)}{(\Delta x)^2} = A_x \sigma_{xx}^p(i,j) + B_x \sigma_{yy}^p(i,j) + C_x(i,j) \\ \dfrac{\sigma_{yy}^p(i,j+1) - 2\sigma_{yy}^p(i,j) + \sigma_{yy}^p(i,j-1)}{(\Delta y)^2} = A_y \sigma_{xx}^p(i,j) + B_y \sigma_{yy}^p(i,j) + C_y(i,j) \end{cases} \tag{3}$$

$C_x(i,j), C_y(i,j)$ dépendent des points de discrétisation, qui font intervenir les conditions aux limites, à partir des deux équations qui forment le systéme (3). On peut alors établir un systéme linéaire de la forme :

$$\Gamma \sigma = \Lambda \tag{4}$$

Avec σ est un vecteur colonne de 2 fois n^2 éléments, avec les n^2 premiers éléments sont σ_{xx}^p et les derniers representent σ_{yy}^p.

2.2 Déterminations des conditions aux limites

Les conditions aux limites sur les frontières libres gauche (G), droite (D), sud (S) et nord (N), représentées dans la figure 1, sont données lors de la détermination de la contrainte σ_{xx}^{p} par:

- Sur les bords G, D :

$$\sigma_{xx}^{p}(x=0,y)=\sigma_{xx}^{p}(x=l_x,y)=0 \tag{5}$$

- Sur les bords S, N:

$\sigma_{xx}^{p}(x,y=0)=\sigma_{xx}^{p}(x,y=l_y)$, elle est déduite de l'équation (2.3) et est donnée par :

$$\sigma_{xx}^{p}(x,y=l_y)=\sigma_{xx}^{p}(x,y=0)=\frac{C_x}{A_x}(\cosh\left(\sqrt{A_x}x\right)+(\frac{1-\cosh\left(\sqrt{A_x}l_x\right)}{\sinh(\sqrt{A_x}l_x)})\sinh(\sqrt{A_x}x))-\frac{C_x}{A_x} \tag{6}$$

D'une façon similaire, on peut déterminer σ_{yy}^{p} .

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

Le patch composite choisi pour le renforcement de la structure endommagée, qui est en aluminium, est un composite à renforcement unidirectionnel de type carbone/epoxyde. Le taux de renfort choisi est égale à 0.7 et les fibres sont toutes orientées à 0°. La structure et le patch sont liés l'un à l'autre par une couche adhésive mince, constituée d'une résine époxyde de type FM7. Les propriétés mécaniques de l'ensemble (structure-colle-patch) sont présentées dans le tableau 3.1 .

Matériau	Type	E_1, GPa	E_1, Gpa	ϑ_{12}	G_1, Gpa
Structure	Al_2O_3	72	72	0.31	37.2
Patch	Carbone/époxyde(T300)	181	10.3	0.28	7.17
Colle	FM73	2	2	0.33	1.89

TABLEAU 1. Propriétés mecaniques des matériaux considérés

D'autre part, l'épaisseur de la colle est 0.5 mm et celle du patch est 4 mm et pour la structure, elle est égale à 9 mm. Le patch étant carré de 7 cm de côté.

Afin de mieux comprendre le phénoméne de transfert de charge normale de la structure vers le patch composite, qui est dû à l'effet de cisaillement de la colle, on a considéré un essai de traction dans la direction 'x' avec $\sigma_{xx}^{p}=100$MPa et de compression suivant 'y' $\sigma_{yy}^{p}=-50$ MPa. Sur les figures 3 et 4, on a représenté respectivement la distribution des contraintes normales σ_{xx}^{p} et σ_{yy}^{p} dans le patch composite.

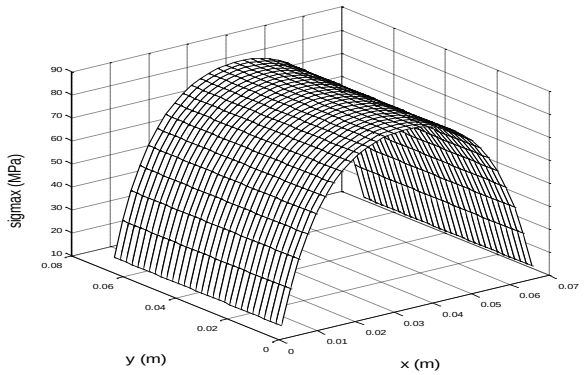


FIGURE 3. Distribution de la contrainte normal σ_{xx}^{p}

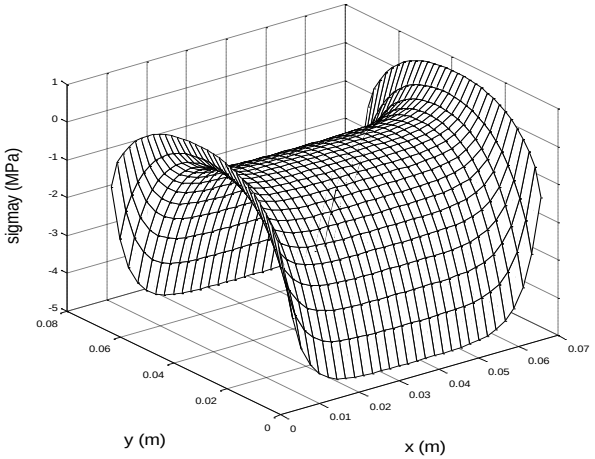


FIGURE 4. Distribution de la contrainte normale σ_{yy}^{p}

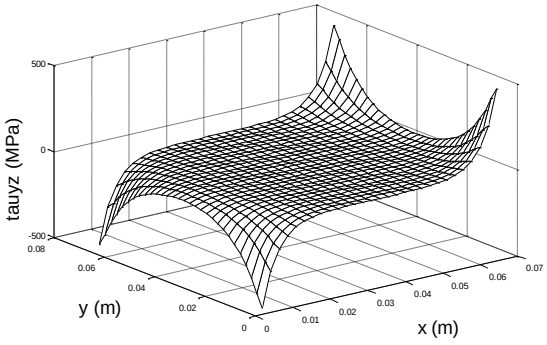


FIGURE 5. Contrainte de cisaillement σ_{yz}^{a}

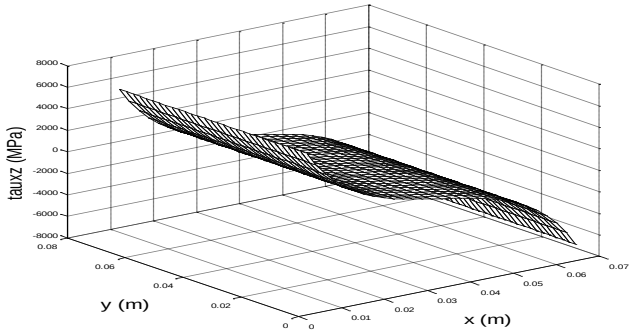


FIGURE 6. Contrainte de cisaillement σ_{xz}^{a}

On remarque dans la figure 3 que la contrainte normale dans le patch débute d'une valeur nulle aux extrémités (lorsque $x = 0$ et $x = l_x$), et atteint une valeure maximale au centre du patch. Tandis que pour la contrainte normale suivant 'y', elle est maximale en valeur absolue aux extremités, cela est dû au rétrécissement du patch sous l'effet de la charge de traction dans la direction x et de la compression suivant 'y', puis elle devient nulle au centre du patch.

Lors de la représentation respective des contraintes de cisaillement σ_{yz}^{a} et σ_{xz}^{a} par les figures 5 et 6, on constate des pics pour les contraintes de cisaillements dans la colle, d'où le risque d'arrachement dans cette zone est plus élevée. Tandis que dans la zone du milieu, la contrainte est nulle et le transfert de charge s'est éffectué presque complétement.

4.CONCLUSION

On peut conclure que l'effet de cisaillement de la colle entraîne un transfert de charge depuis la structure vers le patch afin de soulager la structure dans la partie endommagée et de ce fait lui prolonger par la suite sa durée de vie. De plus, le cisaillement dans la colle présente quatre zones critiques, qui sont les bords libres du patch. Ces derniers risquent de se rompre et mettre fin la fiabilité du renforcement. On peut alors constater que la colle represente le maillon le plus faible de l'ensemble (patch-struvture-colle).

REFERENCES

[1] C.H. Wang, L.R.F. Rose, and R. Callinan, Analysis of out-of-plane bending in one-sided bonded repair. Aeronautical and Maritime Research Laboratory, Airframes and Engines Division, Defence Science and Technology Organization, Melbourne, Australia, 1998.

[2] C. Soutis, and F.Z. Hu, Design and performance of bonded patch repairs of composite structures.

[3] D. Tanish, and L.S**.** Ramachandr, Static and dynamic instability analysis of composite cylindrical shell panels subjected to partial edge loading. *International Journal of Non-Linear Mechanics,* 64, 46-56, 2014.

[4] J.H. Park, T. Ogiso, and S.N. Atluri, Analysis of crack in aging aircraft structures with and without composite-patch repairs. – Computational Mechanics, vol. III, 1992.

[5] W.J. Bottega, and M.A. Loia, Edge debonding in patched cylindrical panels. *International Journal Solids and Structures,* 33, 1996.

[6] H. Engels, and W. Becker, On the way to get optimized patch repairs of laminates. Proceedings of the 8 th Pan American Congress of Applied Mechanics, Havana, Cuba,10, 2004.

[7] E. Oterkus, A. Barut, E. Madenci, and D.R. Ambur, Nonlinear analysis of a composite panel with a cutout repaired by a bonded tapered composite patch. *International Journal of Solids and Structures*, 42, 5274-5306, 2005.

[8] M.Özcan, A.Noriyuki Kojima, G. Pekkan, and A. Mikail Melo, Adhesion of substrate–adherent combinations for early composite repairs: Effect of intermediate adhesive resin application, *International Journal of Adhesion and Adhesives,* 49, 97-102, 2014.

[9] M.Davis and D. Bond, Principles and practices of adhesive bonded structural joints and repairs, *International Journal of Adhesion and Adhesives.* 19, 91–105, 1999.

[10] M. Goland, and E. Reissner, The stress in cemented joints. *Journal of Applied Mechanics*, 11, A17–A27, 1944.

[11] R. Adams, and W. Wake, Structural adhesive joints in engineering, 1984.

[12] A.Baker, and R.Jones, Bonded repair of aircraft structures. *Martinus Nijhoff Publishers*,1988.

ANALYSE DE LA VIBRATION FORCEE D'UN NANOTUBE DE CARBONE.

M. ZIDOUR[1,2], H. AHMED[1,2], B. ADIM[1] , T. BENSATTALAH[1,2] and K. RAKRAK[3].

[1] Université Ibn Khaldoun, BP 78 Zaaroura, 14000 Tiaret, Algerie
[2] Laboratoire des Matériaux et Hydrologie, Université de Sidi Bel Abbés, Sidi Bel Abbés, Algerie.
[3] Laboratoire de Modélisation et Simulation Multi-échelle, Université de Sidi Bel Abbés, Algerie

RÉSUMÉ

Pour analyser la vibration forcée d'un nonotube de carbone monocouche et sur la base de la théorie élastique nonlocal on a développé le modèle élastique nonlocal de la poutre Euler-Bernoulli. La dépendance de la fréquence de la vibration avec l'effet nonlocal (e0a), le rapport (L/d) et le nombre de mode (N) est analysée et discutée. Cette recherche sera utilisée comme référence pour l'application et l'utilisation du nanotube de carbone.

Mots Clés: *nanotube, élastique, vibration, nonlocal, carbone.*

NOMENCLATURE

Symboles :
SWCNTs Nanotube de Carbone Monofeuillet
Lettres grecques :
e0a : Le rapport de petite échelle
σ : La contrainte axiale
q_m : La charge
ρ : La masse volumique

A : La section transversale du nanotube
I : Le moment d'inertie
E : Le module de Yong
L/d : Le rapport longueur/diamètre
N : Nombre de mode
r : Le rapport de fréquence
w : Le déplacement transversal.

1. INTRODUCTION

Aujourd'hui, les nanotubes de carbone et Grâce à Leur dimension nanométrique et leurs propriétés spécifiques sont des matériaux très intéressants du point de vue des applications. C'est en 1991 que S. Iijima [1] observe pour la première fois dans un sous produit de synthèse de ces fullerènes, des structures tubulaires. Ces tubes, sont appelés nanotubes. Depuis leur découverte, les nanotubes de carbone font l'objet d'un grand intérêt de la part de la communauté scientifique, notamment du fait de leurs propriétés physiques et mécaniques remarquables. De par leur très important facteur de forme, ils sont d'excellents émetteurs d'électrons sous faible champ. Cela intéresse particulièrement l'industrie des écrans plats. Ils peuvent stocker une quantité importante d'hydrogène et intéressent donc l'industrie des batteries. L'application la plus directe envisagée consiste à les utiliser comme additifs pour améliorer certaines propriétés des matériaux comme: la rigidité, la tenue à la température, la résistance à la l'abrasion, la diminution du retrait… etc. De leur rigidité, leur grande flexibilité et leur très faible diamètre les nanotubes de carbone sont utilisés comme pointes dans les microscopies à force atomique [2], de plus, sous forme de fibres macroscopiques [3], [4].

Ce travail est Basé sur la théorie non local et le modèle de la poutre Euler-Bernoulli, les équations du modèle sont dérivées et les différentes paramètres tel que la chiralité de NTC, le coefficient à échelle réduite (e0a) du nanotube de carbone, L'influence du rapport (L/d) et le nombre de mode (N) sont traités. La dépendance de la

fréquence de la vibration avec l'effet nonlocal (e0a), le rapport (L/d) et le nombre de mode (N) est analysée et discutée.

2. LE MODELE DE CALCUL (EULER-BERNOULLI):

La loi de Hooke pour un état uni-axial de la contrainte a été déterminée par cette équation [5]

$$\sigma(x) - (e0a)^2 \frac{\partial^2 \sigma(x)}{\partial x^2} = E\varepsilon(x) \tag{1}$$

Ou(E) est le module de Young du matériau. Ainsi, le coefficient (e0a) représente l'effet de petite taille.

La déformation ε pour le modèle de poutre d'Euler-Bernoulli est donnée par:

$$\varepsilon = -y \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \tag{2}$$

Considérons une poutre homogène simplement appuyéd'une section constante (A). L'équation de mouvement de vibration forcée. Dans le cas du modèle de poutre d'Euler-Bernoulli d'un de carbone monocouche est donnée par la formule suivante [6] :

$$\frac{\partial V}{\partial x} + q - \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0 \tag{3}$$

Ou (w) est le déplacement transversal, (ρ) est la masse volumique, (A) est la section transversale du nanotube, (V) la résultante de la force de cisaillement sur la section transversale du nanotube est donnée par la formule suivante :

$$\mathrm{V} - \frac{\partial \mathrm{M}}{\partial \mathrm{x}} = 0 \tag{4}$$

Le moment de flexion résultant dans une section de poutre est donné comme suit :

$$\mathrm{M} = \int_{\mathrm{A}} \mathrm{y}\sigma \mathrm{dA} \tag{5}$$

Ou (y) est le coordonnée mesurée positive à mi-distance dans la direction transversale de la poutre et (σ) est la contraint axiale.

A partir des relations (1), (2) et (4), le moment de flexion (M) pour le modèle nonlocalpeut être exprimé par :

$$\left[1 - \left(e0a\right)^2 \frac{\partial^2}{\partial x^2}\right] M = -EI \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \tag{6}$$

Ou le moment d'inertie de la section du nanotube est donné comme suit :

$$I = \int_A y^2 dA \tag{7}$$

Substituions l'équation (3) et (4) dans (6), on aura : de l'équation (4)

$$\frac{\partial^2 M}{\partial x^2} = \frac{\partial V}{\partial x} = -q + \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \tag{8}$$

De l'équation (6).

$$M = -EI\frac{\partial^2 W}{\partial X^2} + (e0a)^2[\rho A\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} - q] \tag{9}$$

La dérivation de l'équation (9) est comme suit :

$$\frac{\partial \mathrm{M}}{\partial \mathrm{x}} = -\mathrm{EI}\frac{\partial^3 \mathrm{w}}{\partial \mathrm{x}^3} + (\mathrm{e0a})^2[\rho \mathrm{A}\frac{\partial^3 \mathrm{w}}{\partial \mathrm{x}\,\partial \mathrm{t}^2} - \frac{\partial \mathrm{q}}{\partial \mathrm{x}}] \tag{10}$$

On substituant l'équation (4) dans l'équation (10).

$$\mathrm{V} = \frac{\partial \mathrm{M}}{\partial \mathrm{x}} = -\mathrm{EI}\frac{\partial^3 \mathrm{w}}{\partial \mathrm{x}^3} + (\mathrm{e0a})^2[\rho \mathrm{A}\frac{\partial^3 \mathrm{w}}{\partial \mathrm{x}\,\partial \mathrm{t}^2} - \frac{\partial \mathrm{q}}{\partial \mathrm{x}}] \tag{11}$$

La dérivation de l'équation (11) est comme suit :

$$\frac{\partial \mathrm{V}}{\partial \mathrm{x}} = -\mathrm{EI}\frac{\partial^4 \mathrm{w}}{\partial \mathrm{x}^4} + (\mathrm{e0a})^2[\rho \mathrm{A}\frac{\partial^4 \mathrm{w}}{\partial \mathrm{x}^2\,\partial \mathrm{t}^2} - \frac{\partial^2 \mathrm{q}}{\partial \mathrm{x}^2}] \tag{12}$$

On substituant l'équation (12) dans l'équation (3) pour obtenir l'équation différentielle générale de la vibration forcéed'un nanotube de carbone monocouchebasse sur la théorie d'Euler-Bernoulli :

$$\mathrm{EI}\frac{\partial^4 \mathrm{w}}{\partial \mathrm{x}^4} + \left(1 - \mathrm{e0a}^2\frac{\partial^2}{\partial \mathrm{x}^2}\right)\left(\rho \mathrm{A}\frac{\partial^2 \mathrm{w}}{\partial \mathrm{t}^2} - \mathrm{q}\right) = 0 \tag{13}$$

Considérons un nanotube de carbone monocouche simplement appuyé de la longueur (L), ainsi le mode vibration du nanotube est de la forme:

$$\begin{cases} \mathrm{w(x,t)} = \sum \mathrm{W_{NL}} \sin\lambda \mathrm{x} \sin\omega \mathrm{t}, & \lambda = \frac{\mathrm{N}\pi}{\mathrm{L}} \quad (\mathrm{m} = 1,2,\dots) \\ \mathrm{q} = \mathrm{q_m} \sin\lambda \mathrm{x} \sin\omega \mathrm{t} \end{cases} \tag{14}$$

Substituant l'équation (14) dans l'équation (13) nous donne :

$$\mathrm{W_{NL}} = \frac{\mathrm{q_m L^4(k)}}{\mathrm{EI}(\beta^4 - \mathrm{k}\Omega^2)} \tag{15}$$

$$\begin{cases} \mathrm{k} = 1 + \lambda^2 \mathrm{e0a}^2 \\ \beta = \lambda \mathrm{L} \\ \Omega^2 = \rho \mathrm{A}\frac{\omega^2 \mathrm{L}^4}{\mathrm{EI}} \end{cases} \tag{16}$$

Pour le cas local $(e0a = 0)$:

$$W_{NE} = \frac{q_m L^4}{EI(\beta^4 - \Omega^2)} \tag{17}$$

Pour une vibration libre d'un nanotube de carbone et à partir l'équation (15) ou la charge (q_m=0) dans le cas local On a :

$$EI\lambda^4 - \rho A\omega_n^2 = 0 \Rightarrow \omega_n^2 = \frac{EI\lambda^4}{\rho A} \tag{18}$$

De l'équation (17)

$$\Omega^2 = \beta^4 r^2 \tag{19}$$

Our$r^2 = \frac{\omega^2}{\omega_n^2}$

3. RESULTATS

Pour étudier l'effet de paramètre d'échelle sur lesvibrations forcées d'un nanotube de carbone monocouche (SWCNT), les résultats, incluentles paramètres local et non local sont comparés.

Le rapport de l'amplitude avec le paramètre non local sur ce lui qui est dans le cas local est donné par :

$$f = \frac{W_{NE}}{W_{LE}} = \frac{(1-r^2)k}{1-r^2 k} \tag{22}$$

Où (W_{NE}, W_{LE}) sont les amplitudes basées sur le modèle nonlocalet local de Euler Bernoulli respectivement. Les paramètres utilisés dans ce travail pour le nanotube de carbone monocouche (SWCNT) sont donnés comme suit: l'épaisseur effective du nanotube (t = 0.3nm), lamasse volumique (ρ = 2.3g/cm^3), le module de Young (E=1Tpa) et le coeficient de poisson (v=0.19).

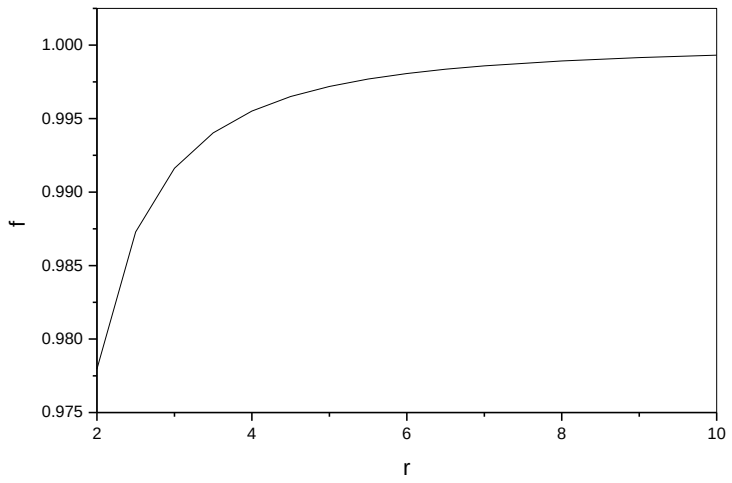


Figure III.1 : La relation entre le rapport (f), et le rapport de fréquence (r)pour (e0a=2, N=6 et L/d=20).

La figure III.1 illustre la dépendance du rapport de l'amplitude (f) sur le raport de fréquance (r) de nanotube de carbone.Le rapport (f) sert d'indice pour évaluer quantitativement l'effet d'échelle sur les solutions des vibrations de nanotube de carbone.

Il est vu clairement sur ces figures que le rapport de l'amplitude est inférieure à l'unité. Toutefois, pour une fréquance de vibration forcée plus grande, la dépendance devient très faible. ce phénomène signifie que pour les fréquances de vibration forcée les plus éleves on peut négligé l'effet d'echelle et on utilise le mode local.

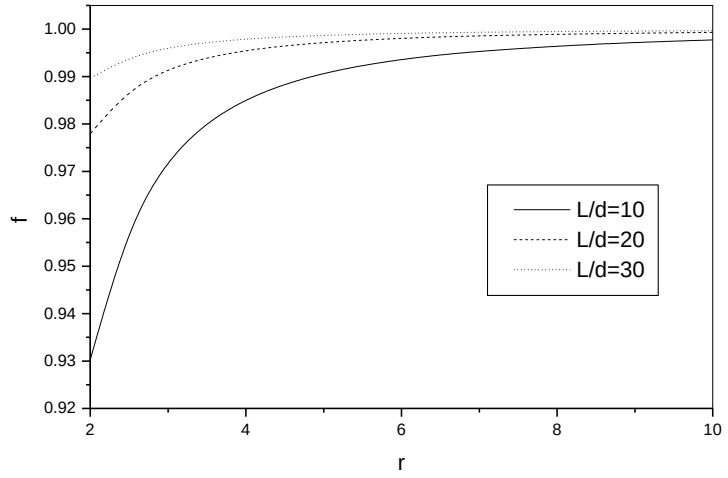


Figure III.2: La relation entre le rapport (f), la fréquence (r) pour(e0a=2et N=6).

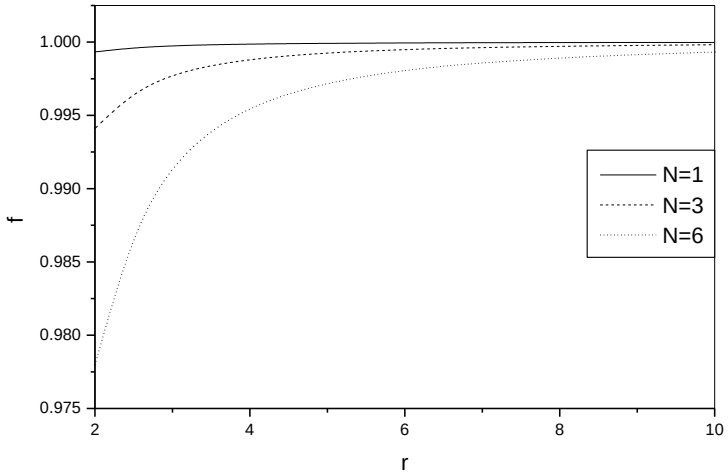


Figure III.3: La relation entre le rapport (f), la fréquence (r) pour (e0a=2 et L/d).

Il peut être vu à partir de la figure III.3 que l'effet d'échelle sur le rapport (f) diminue avec l'augmentation dela fréquance de vibration forcée et devient plus importante à l'augmentation de nombre de mode (N). Tandis que l'effet d'échelle devient moins important avecl'augmentation du rapport (L/d) cela est montré dans la figure III.2. Par conséquent, il estclair que l'effet à petite échelle est important pour les nanotubes courts.

Tableau III.1 : Présente le rapporte(f) pour différente valeur de(L/d) en variant le nombre de mode (N) et le rapport à petit échelle (e0a)

	e0a=1		e0a=2	
L/d	N=1	N=6	N=1	N=6
5	0.99947	0.98523	0.99792	0.96543
10	0.99987	0.99551	0.99947	0.98523
20	0.99997	0.99881	0.99987	0.99551
30	0.99998	0.99947	0.99994	0.99792
50	0.99999	0.99981	0.99998	0.99924

Les résultats du Rapport de l'amplitude pour différents rapports (longueur-diamètre), le rapport de petit échelle (e0a) et le nombre de mode vibratoire sur la base du modèle non local d'Euler Bernoulli sont présenté dans le (tableau III.1). Avec l'augmentation du nombre de mode (N) et le rapport de petit échelle (e0a) Les valeurs du rapport diminue et l'effet nonlocal devient évident. Contrairement, si le rapport (L/d) augmente, l'effet nonlocal diminue et on peut utiliser le mode local pour les nanotubes élancés.

4. CONCLUSIONS

La théorie d'élasticité nonlocal présentée par Eringen dans les années 70 a été l'origine employée pour étudier la dislocation des ondes extérieures dans un solide. A la différence des modèles classiques du milieu continu, la théorie nonlocal d'élasticité suppose que l'effort à un point de référence dans un corps dépend non seulement des contraintes à ce point, mais également des contraintes à tous les autres points du corps.

Ce travail étudie l'effet de différents paramètres sur la fréquence de vibration forcée des nanotubes de carbone monocouche (SWCNTs) basées sur la théorie nonlocal de Euler-Bernoulli. Des formulations théoriques comprennent l'effet de petite échelle, leChangement du nombre de mode, le rapport (L/d). Les résultats ont montré la dépendance des fréquences de vibration sur les différents paramètres telle que l'effet de petite échelle (e0a), le nombre de mode (N) et le rapport (L/d). On constate que l'application du model nonlocal et important pour les nombres de mode élevés et les nanotubes courts.

REFERENCES

[1] P.Houdyp, C.Brechignac, M.Lahmani, *Les nanosciences, Nanomatériaux et nanochimie: La collection Échelles*, Éditions Belin, (2006), p.687.

[2] H. Dai, J.H. Hafner, A.G. Rinzler, D.T. Colbert, R.E. Smalley, Nanotubes as nanoprobes in scanning probe microscopy, *Nature*, 384 (1996) 147.

[3] A.B. Dalton, S. Collins, E. Muñoz, J.M. Razal, V.H. Ebron, J.P. Ferraris, J.N. Coleman, B.G. Kim, R.H. Baughman, Super-tough carbon-nanotube fibres, *Nature*, 423 (2003) 703.

[4] B. Vigolo, A. Pénicaud, C. Coulon, C. Sauder, R. Pailler, C. Journet, P. Bernier, P. Poulin, Macroscopic fibers and ribbons of oriented carbon nanotubes, *Science*, 290, 1331-1334 (2000).

[5] H. Heireche, A. Tounsi, A. Benzair, *Nanotechnology* 19 (2008) 185703.

[6] J.F. Doyle, *Wave Propagation in Structures*, 2nd ed. (Springer, New York, 1997.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds.).

ETUDE DYNAMIQUE DE L'ECOULEMENT AUTOUR D'UN CYLINDRE PLACÉ PROCHE D'UNE PAROI

S. BENSEDIRA[1,3], A. ABDELLAH EL-HADJ[2], D. SEMMAR[3].

[1] Laboratoire LMP2M, Université de Médéa, Médéa, 26000 Algérie, bensedirasidali@gmail.com
[2] Laboratoire LMP2M, Université de Médéa, Médéa, 26000 Algérie, lmp2m_cum@yahoo.fr
[3] Faculté de sciences ingénierie, Université de Blida, Algérie, djaffarsemmar@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Ce travail, a pour but d'étudier le comportement aérodynamique de l'écoulement autour d'un obstacle cylindrique proche d'une paroi. L'écoulement bidimensionnel en régime laminaire pour un fluide incompressible sans transfert de chaleur, a été simulé. Nous avons utilisé la méthode des éléments finis avec le logiciel ANSYS CFX pour résoudre le système d'équations régissant l'écoulement. L'analyse est faite pour différents nombres de Reynolds (Re= 1, 10, 20,…700) et différentes distances entre le cylindre et la paroi (10D, 15D et 20D). Les lignes de courant, de pression, les contours de vitesses, le nombre de Strouhal et la variation de la portance en fonction du temps dans le cas instationnaire sont déterminés. Nous avons trouvé que l'effet de la paroi sur les différents paramètres de l'écoulement est très important. En particulier, la distance cylindre-paroi influent fortement sur la structure de l'écoulement.

Mots clés : *Ansys cfx, Cylindre, Sillage, Laminaire, Reynolds, Ecoulement contre d'une paroi.*

NOMENCLATURE

Symboles :

C_D coefficient de traînée
C_L coefficient de portance
$U\infty$ vitesse à l'infini amont, m s^{-1}
Re nombre de Reynolds
St nombre de Strouhal
P pression , Pa
D diamètre du cylindre, m
f fréquence du détachement, Hz
F force par unité de longueur, N m^{-1}

Lettres grecques :

ρ masse volumique, kg m^{-3}
μ viscosité dynamique, Pa.s

Indices / Exposants :

D trainée
L portance
t détachement tourbillonnaire

1. INTRODUCTION

L'écoulement autour d'un cylindre circulaire est un problème fondamental de la mécanique des fluides d'une grande importance. Il est très important un grand nombre d'applications pratiques telles que les écoulements autour des sous-marins, piliers de ponts, les pipelines …….. L'étude des écoulements laminaire et turbulent derrière un cylindre circulaire a fait l'objet de nombreuses études expérimentales et numériques. Selon

l'observation de Sumer (1997), le champ d'écoulement sur le cylindre circulaire est symétrique à de faibles valeurs du nombre de Reynolds. Comme le nombre de Reynolds augment, l'écoulement commence à se détacher derrière le cylindre en provoquant détachement des tourbillons qui l'écoulement devient instationnaire, Pour le $40<Re<200$, il y a un détachement des tourbillons laminaires dans le sillage du cylindre qu'on appelle l'allée de

Von-Karman. Le sillage laminaire transite avers la turbulence dans la région de Re=200 à 300. Dans la région sous-critique $300 < Re < 3\times 10^5$, Le sillage du cylindre circulaire devient complètement turbulent et un décollement de la couche limite laminaire se produit [1-3].

L'identification et l'étude des phénomènes Hydro et aérodynamique qui surgissent dans le sillage d'un obstacle restent un sujet d'intérêt d'actualité dans divers domaines. Donc, le sillage autour des obstacles est d'un intérêt important dans la pratique. En effet la connaissance des structures tourbillonnaires générées derrière ces obstacles et leurs différents régimes est d'une utilité primordiale dans la conception des ouvrages exposés aux écoulements de fluides. Le choix de l'étude des obstacles cylindriques résulte de leurs simplicités géométriques permettant d'avoir des facilités expérimentales et numériques.

Beaucoup de travaux de recherche ont été réalisés pour modéliser l'écoulement autour des obstacles. Pour cela, plusieurs méthodes numériques dans le domaine ont été réalisées et confrontées aux expériences. Pour cette dernière, une large gamme de méthodes mathématiques ont été développées, afin de s'approcher de la réalité de l'écoulement et de fournir le maximum d'informations qui peut se produire.

On peut trouver dans littérature des travaux de recherches sur les écoulements laminaires autour d'un cylindre parallèle à une paroi solide par contre, les écoulements autour d'un cylindre contre une plaque n'ont été étudiés précédemment.

Le but de ce travail est d'étudier numériquement les phénomènes de l'écoulement laminaire stationnaire et instationnaire bidimensionnel, du fluide incompressible et sans transfert de chaleur autour d'un obstacle près d'une paroi. La simulation numérique a été faite à l'aide du code de calcul ANSYS CFX. Pour valider notre modèle, on a confronté nos résultats de simulations avec d'autres résultats numériques de la littérature.

2. MODELE MATHEMATIQUE/METHODE EXPERIMENTALE

2.1. Hypothèses simplificatrices

(a) Ecoulement autour d'un cylindre

Nous supposons, alors, dans le premier Cas : l'écoulement est stationnaire, bidimensionnel, incompressible, visqueux et sans transfert de chaleur.

Compte tenu des hypothèses précédentes, les équations de base régissant l'écoulement sont données respectivement par [4]:

Equation de continuité :

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}=0 \tag{1}$$

Les équations de quantité de mouvement écrites suivant x et y sont :

$$\rho\left(u\,\frac{\partial u}{\partial x}+v\,\frac{\partial u}{\partial y}\right)=-\frac{\partial p}{\partial x}+\mu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right) \tag{2}$$

$$\rho\left(u\,\frac{\partial v}{\partial x}+v\,\frac{\partial v}{\partial y}\right)=-\frac{\partial p}{\partial y}+\mu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right) \tag{3}$$

Et dans le deuxième cas nous supposons : l'écoulement est transitoire, bidimensionnel, incompressible, visqueux, et sans transfert de chaleur.

Compte tenu des hypothèses précédentes, les équations de base régissant l'écoulement sont données respectivement par [4]:

Equation de continuité :

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}=0 \tag{4}$$

Les équations de quantité de mouvement écrites suivant x et y sont :

$$\overbrace{\rho\left(\underbrace{\frac{\partial u}{\partial t}}_{\text{instationnaire}} + \underbrace{u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y}}_{\text{convectif}}\right)}^{\text{force d'inertie}} = \overbrace{\underbrace{-\frac{\partial p}{\partial x}}_{\text{pression}} + \underbrace{\mu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right)}_{\text{terme visqueux}}}^{\text{force appliquées}} \quad (5)$$

$$\rho\left(\frac{\partial v}{\partial t} + u\frac{\partial v}{\partial x} + v\frac{\partial v}{\partial y}\right) = -\frac{\partial p}{\partial y} + \mu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right) \quad (6)$$

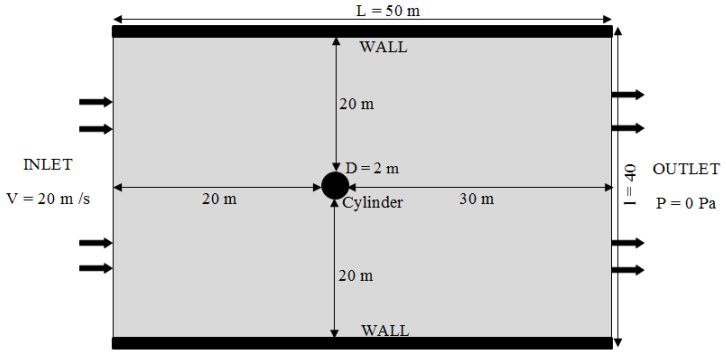


FIGURE 1. Dimensions de domaine et les conditions aux limites pour écoulement autour d'un cylindre

(b) Ecoulement autour d'un cylindre proche d'une paroi solide

Nous supposons, que dans le premier cas : l'écoulement est stationnaire, bidimensionnel, incompressible, visqueux, et sans transfert de chaleur.

Compte tenu des hypothèses précédentes, les équations de base régissant l'écoulement sont les mêmes équations (1), (2) et (3).

Et dans le deuxième cas : L'écoulement est instationnaire, bidimensionnel, incompressible, visqueux, et sans transfert de chaleur.

Compte tenu des hypothèses précédentes, les équations de base régissant l'écoulement sont les mêmes équations (4), (5) et (6).

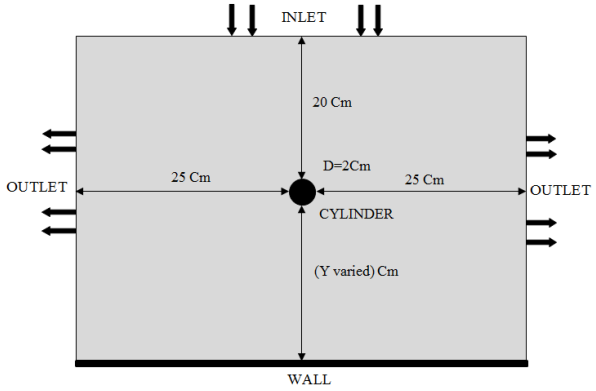


FIGURE 2. Dimensions du domaine et les conditions aux limites pour écoulement autour d'un cylindre proche d'une paroi solide.

3. RESULTATS

3.1. Ecoulement autour d'un cylindre

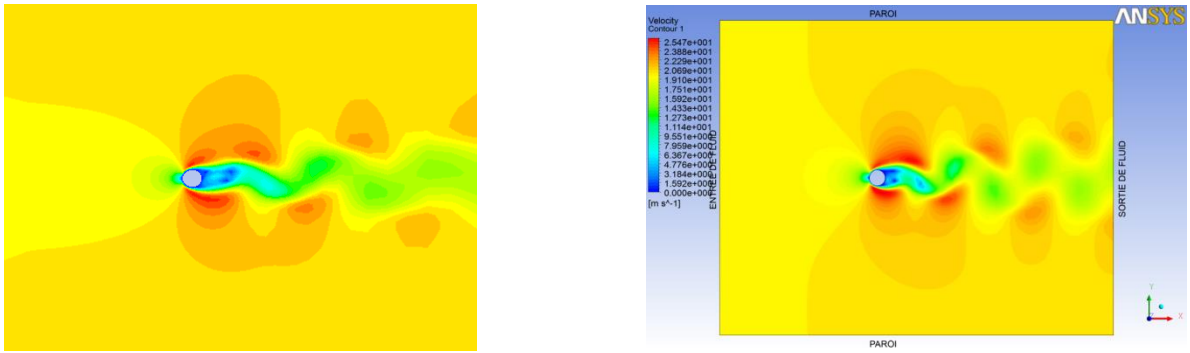
À partir du TABLEAU 1 on peut constater que l'erreur entre les résultats du cas D et E est inférieure à 1%. Par conséquent, le maillage du cas D est suffisant pour obtenir une solution indépendante de maillage.

Les cas	Nombre des nœuds	Nombre des éléments	f_t [Hz]	St	St
Cas C	14492	7052	1.56605	0.156605	
Cas D	18988	9272	1.61657	0.161657	0.164 [5]
Cas E	26328	12902	1.61657	0.161657	

TABLEAU 1. Valeurs du nombre de Strouhal pour différents Maillages à Re=100.

- Régime laminaire instationnaire

On remarque qu'il y a des gros tourbillons qui se développent et ils sont éjectés en alternance parfois vers la paroi supérieure et la paroi inférieure. On peut dire qu'il y a un roulement des tourbillons dans la zone de sillage et non un glissement. Voir FIGURE 3



(a) (b)

FIGURE 3. Régime laminaire instationnaire pour le cylindre à Re =100.
(a) Simulation numérique [6] (b) Travail actuel

Les coefficients d'aérodynamique dans les cas le régime transitoire; les coefficients de trainée et de portance autour du profil cylindre varient en fonction du temps sous la forme d'une courbe quasi sinusoïdale, voir FIGURE 4.

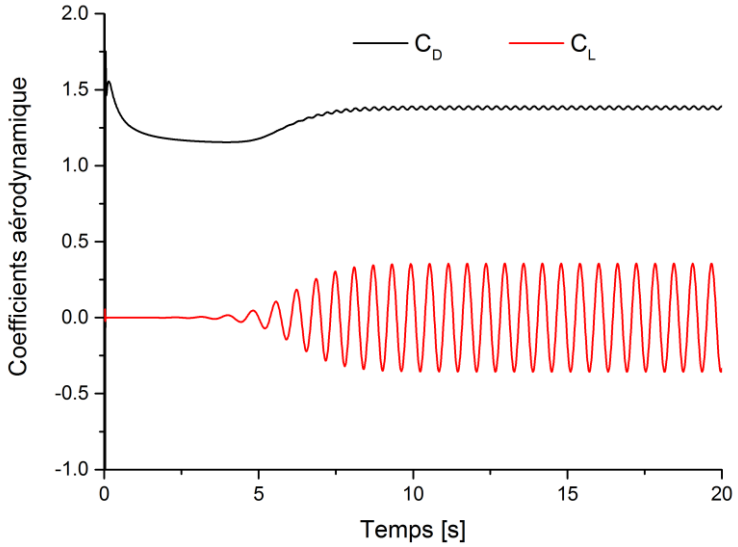
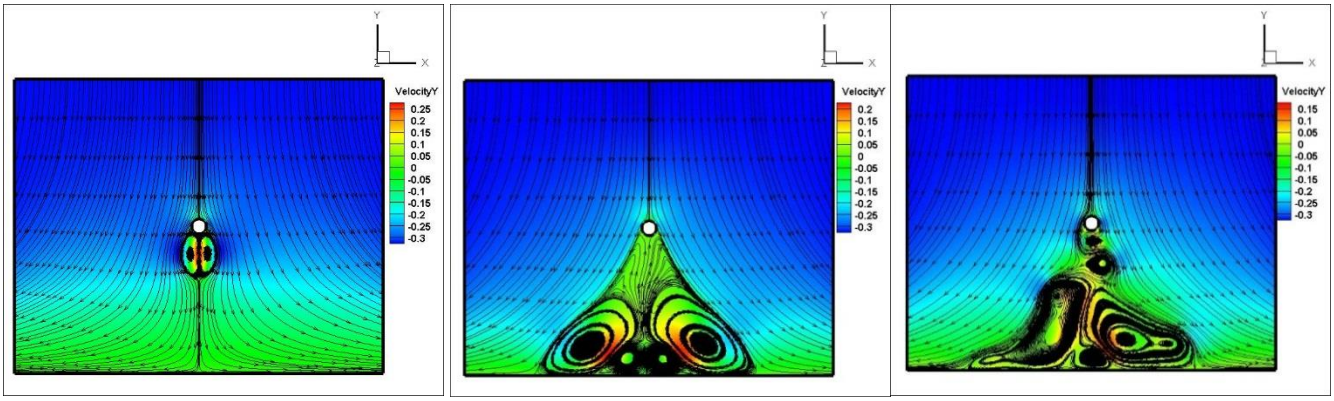


FIGURE 4. Variation du coefficient de Trainée et Portance dans le cas de l'écoulement autour du cylindre.

3.2. Ecoulement autour d'un cylindre impactant d'une paroi solide

Effet de la distance sur l'écoulement en régime instationnaire

D'après la FIGURE 5, nous remarquons dans le cas d'écoulement est instationnaire. Les deux tourbillons restent symétriques jusqu'à l'arrivé à la paroi. Après cela, le fluide commence à se détacher avec Y = 10 D, 15 D. Dans ce cas, les deux tourbillons se séparent. Par contre pour Y=20D, le détachement tourbillonnaire commence avant l'arrivée à la paroi.



à t =1s *à t =4s* *à t =15s*

FIGURE 5. Lignes des courants Re = 450 avec Y = 10 D pour un écoulement autour d'un cylindre impactant une paroi en régime instationnaire.

Effets de la paroi sur les coefficients aérodynamiques

D'après la FIGURE 6, on constate dans le cas sans paroi et après un certain temps, les courbes de portance et de trainée sont des courbes sinusoïdales périodiques à période et amplitude constante. Par contre, dans le cas avec paroi la période et l'amplitude varient différemment.

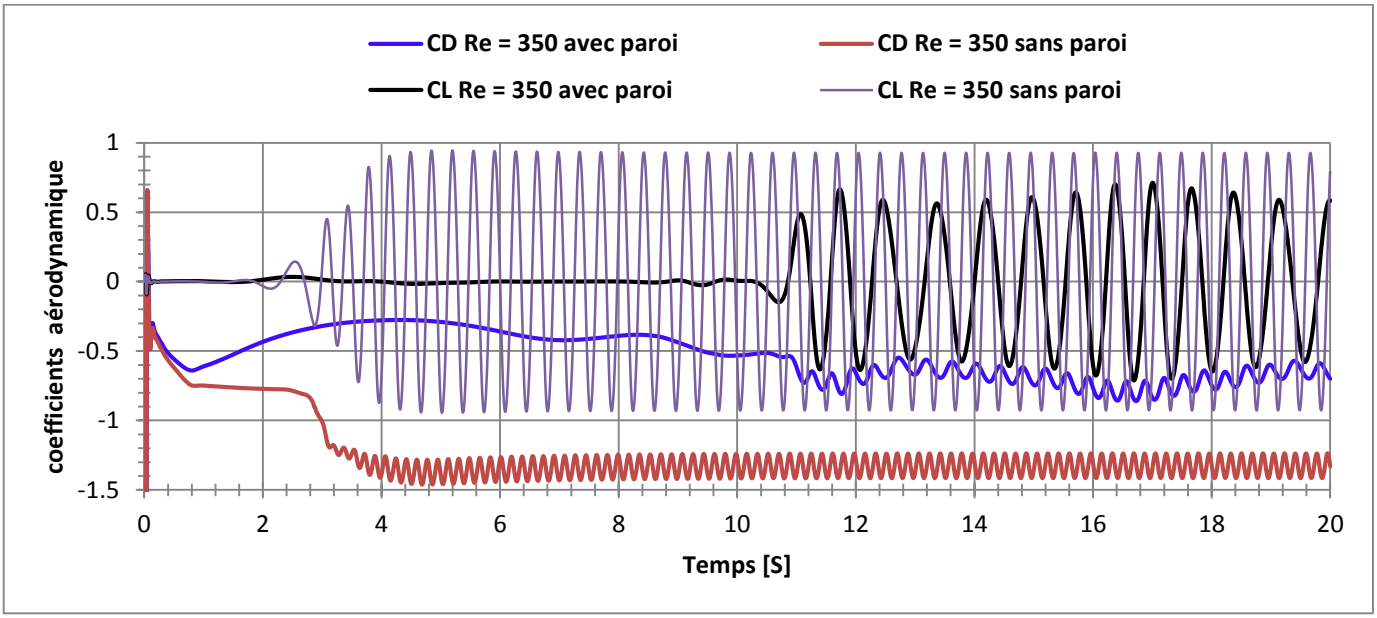


FIGURE 6. Effet de la paroi sur les coefficients aérodynamiques.

4. CONCLUSIONS

L'étude des écoulements laminaires autour d'obstacle près d'une paroi a été l'objectif du présent travail. La simulation numérique par ANSYS CFX a été adoptée pour résoudre les équations d'un écoulement stationnaire et instationnaire d'un fluide Newtonien et incompressible en régime laminaire. Ce travail, nous a permis de tirer de très riches observations pour différents nombres de Reynolds en régime laminaire. En premier lieu, on a confronté nos résultats aux ceux obtenus dans la littérature pour un écoulement autour d'obstacle circulaire sans présence la paroi. À faible Re < 5, un écoulement rampant est examiné. Puis à partir de Re > 50 l'instabilité commence à se manifester dans la zone de sillage dévoilant un écoulement oscillatoire avec des fréquences variables et des amplitudes progressives dans la géométrie considérée. Ce phénomène d'écoulement est appelé aussi phénomène de l'allée tourbillonnaire de Von-Karman. Ensuite, on a étudié l'effet du nombre de Reynolds et la distance paroi-cylindre sur l'écoulement. On a trouvé que la variation du coefficient de portance est simultanée au détachement tourbillonnaire. Ce détachement est responsable de la création des grands vortex au niveau de la paroi. Au milieu de la zone du tourbillon, la vitesse et la pression sont faibles par rapport à l'extrémité. La zone de transition de l'écoulement laminaire stationnaire à l'écoulement laminaire instationnaire est affectée par la distance entre paroi-cylindre. On a remarqué que l'écoulement garde son allure stationnaire en fonction de la distance cylindre-paroi :

Pour Y = 10 D l'écoulement reste attaché jusqu'à Re = 200.
Pour Y = 15 D l'écoulement reste attaché jusqu'à Re = 150.
Pour Y = 20 D l'écoulement reste attaché jusqu'à Re = 100.

Aussi, on a constaté que :

L'apparition de phénomène de Von-Karman c.-à-d. (le détachement) dépend de la distance de paroi-cylindre :

Pour Y = 10 D l'écoulement commence de détaché à Re = 450.
Pour Y = 15 D l'écoulement commence de détaché à Re = 350.
Pour Y = 20 D l'écoulement commence de détaché à Re = 250.

REFERENCES

[1] B. M. Sumer, *Hydrodynamics Around Cylindrical Structures*, World Scientific, Singapore,1997.

[2] J.D. Anderson, *Fundamentals of Aerodynamics*, 4th Ed. Mc Grow-Hill, Columbus, USA, 2005.

[3] M. Braza, ,Chassaing, P. and Minh, H. H, *The Numerical Study and Physical Analysis of the Pressure and Velocity Fields in the Near Wake of a Circular cylinder*, J. Fluid Mech.,165, 79,1986.

[4] Yunus , A. Çengel, John M. Cimbala, *Fluid Mechanics Fundamentals and Applications*, higher education, 1221 Avenue of the Americas, New York, 2006.

[5] H. Persillon and M. Braza, Physical analysis of the transition to the turbulence in the wake of a circular cylinder by three-dimensional Navier-Stokes simulation, *Journal of Fluid Mechanics*, 365:23-88,1998.

[6] ANSYS.Inc, *release 13*, USA, December 2010.

ETUDE NUMERIQUE DU COUPLAGE CONVECTION NATURELLE-RAYONNEMENT VOLUMIQUE DANS UNE ENCEINTE CARREE

[1]MERABET AYECHE Chahra, [2]OMEIRI Djamel

[1]chahram21@yahoo.fr, [2]djomeiri@hotmail.com
Université du 20 Aout 1955 Skikda

RESUME

Ce travail porte sur la simulation numérique du transfert de chaleur par le couplage entre la convection naturelle et le rayonnement thermique dans une cavité carrée remplie de l'air, de hauteur *h*, avec des parois horizontales adiabatiques et des parois verticales soumises à des températures constantes respectivement (T_c et T_f). Une modélisation en 2D a été menée en utilisant le code Fluent. Notre objectif est de mettre en évidence l'impact du rayonnement volumique sur l'écoulement de convection naturelle en prenant en compte l'influence du coefficient d'absorption sur la structure des champs dynamique. Cette étude est effectuée pour différents modèles de rayonnement (DO, DTRM, P1 et Rosseland) et pour un seul nombre de Rayleigh égal à 5x10^5.

Mots clés : *Cavité carrée, convection naturelle, rayonnement thermique, modèles de rayonnement, coefficient d'absorption.*

NOMENCLATURE

symboles

a Coefficient d'absorption[m^{-1}]
C Coefficient de fonction de phase linéaire-anisotrope
G Rayonnement incident[$W.m^{-2}$]
g Accélération de la pesanteur[$m.s^{-2}$]
h Hauteur de la cavité
I Intensité du rayonnement, dépend des vecteurs $\vec{r}$ et $\vec{s}$
n Indice de réfraction
p Pression [$N.m^{-2}$]
P Pression adimensionnelle
q Flux de chaleur [$W.m^{-2}$]
Q_r Flux de chaleur radiatif adimensionnelle
T Température [K]
$\vec{r}$ Vecteur de position
s Longueur du chemin
$\vec{s}$ Vecteur de direction
$\vec{s}'$ Vecteur de direction de dispersion
ΔT Ecart de température $\Delta T = T_c - T_f$ [K]
u Composante de la vitesse suivant la direction x [$m.s^{-1}$]
U Composante adimensionnelle de la vitesse suivant x
V Volume [m^3]
v Composante de la vitesse suivant la direction y [m]
V Composante adimensionnelle de la vitesse suivant y
X, Y Coordonnées cartésiennes adimensionnelle
x, y Coordonnées cartésiennes [m]

Lettres grecques

α Diffusivité thermique du fluide [$m^2.s^{-1}$]
ρ Masse volumique du fluide [$kg.m^{-3}$]
θ Température adimensionnelle
σ Constante de Stefan-Boltzmann [W. m^{-2}. K^{-4}]
σ_s Coefficient de dispersion[m^{-1}]
Φ Fonction de phase
Ω' Angle solide [sr]

Nombres adimensionnels

Pr Nombre de Prandtl $Pr = \frac{\nu}{\alpha}$ avec $\alpha = \frac{\lambda}{\rho C_p}$
Ra Nombre de Rayleigh $Ra = (g\beta\Delta Th\text{^}3)/\upsilon\alpha$
Pl Nombre de Planck $Pl = \left[k/4h\sigma T_f^3\right]$

Indices et exposants

c Chaude
f Froide

Abréviations

DO Discrete Ordinates
DTRM Discrete Transfer Radiation Model
SR Sans Rayonnement

1. INTRODUCTION

Le phénomène de la convection naturelle dans une cavité bidimensionnelle est largement rencontré en ingénierie tels que les collecteurs d'énergie solaire, la conservation de la chaleur des circuits thermiques, le refroidissement des composants électroniques…etc. Toutefois, le rayonnement apporte une contribution significative au transfert thermique dans de tels systèmes.

Le couplage entre la convection naturelle et le rayonnement thermique est un sujet que bon nombre de chercheurs ont étudié. En effet, Guglielmini et ses collègues (1987) [1] ont étudié théoriquement et expérimentalement le transfert thermique par convection et rayonnement entre une surface isotherme verticale ayant un arrangement de plaques verticales. Yamada(1988) [2] a présenté des études analytique et expérimentale du rayonnement combiné à la convection naturelle dans un canal, avec un milieu absorbant et émissif. Plusieurs auteurs comme Tan et Howell (1991) [3], Wang et al (2006) [4], Jaballah et al (2007) [5], Jami et al (2007) [6]et Meftah et al (2007) [7] sont intéressés à l'étude numérique du transfert de chaleur dans des cavités carrées. Ces travaux ont été consacrés au couplage du rayonnement des parois (rayonnement surfacique) et/ou du milieu (rayonnement volumique) avec la convection naturelle.

2. PROBLEME PHYSIQUE ET MODELE MATHEMATIQUE

2.1. Géométrie du problème

Nous allons présenter la géométrie de la configuration considérées, ainsi que les équations de conservation (sous forme adimensionnelle) régissant le problème traité dans ce travaille. Elles sont fondées sur les principes: de conservation de la masse (continuité), de la quantité de mouvement (Navier-Stokes), de l'énergie et l'équation de l'énergie dans le cas du couplage convection-rayonnement. Ainsi que l'équation générale du transfert radiatif et les équations des différents modèles de rayonnement.

La géométrie considérée est illustrée sur la figure (1). Il s'agit d'une cavité carrée de hauteur *h*, avec des parois horizontales adiabatiques et des parois verticales soumises à des températures constantes respectivement (T_c et T_f).

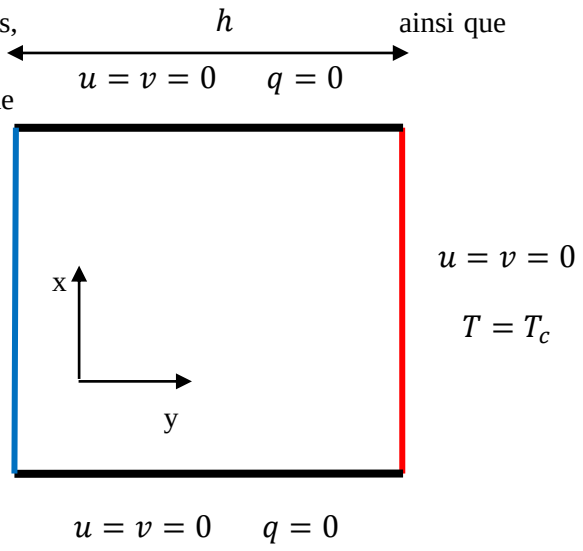


FIGURE 1**.** *Géométrie et conditions aux limites du problème.*

2.2. Equations adimensionnelles

Pour faire apparaître les paramètres de contrôle du problème étudié, il est nécessaire d'introduire les grandeurs de référence.

$$X = \frac{x}{h} \qquad Y = \frac{y}{h} \qquad U = \frac{u}{\left(\frac{\alpha}{h}\right)} \qquad V = \frac{v}{\left(\frac{\alpha}{h}\right)} \qquad P = \frac{p}{\rho_0\left(\frac{\alpha}{h}\right)^2} \qquad \theta = \frac{T - T_f}{T_c - T_f} \qquad Q_r = q_r \big/ \sigma T_f^4$$

Les équations adimensionnelles deviennent alors :

2.2.1. Equation de continuité

$$\frac{\partial U}{\partial X}+\frac{\partial V}{\partial Y}=0 \qquad \textbf{(1)}$$

2.2.2. Equation de quantité de mouvement suivant la direction X

$$U\frac{\partial U}{\partial X}+V\frac{\partial U}{\partial Y}=-\frac{\partial P}{\partial X}+\Pr\left\{\frac{\partial}{\partial X}\left(\frac{\partial U}{\partial X}\right)+\frac{\partial}{\partial Y}\left(\frac{\partial U}{\partial Y}\right)\right\} \qquad \textbf{(2)}$$

2.2.3. Equation de quantité de mouvement suivant la direction Y

$$U\frac{\partial V}{\partial X}+V\frac{\partial V}{\partial Y}=-\frac{\partial P}{\partial Y}+\Pr\left\{\frac{\partial}{\partial X}\left(\frac{\partial V}{\partial X}\right)+\frac{\partial}{\partial Y}\left(\frac{\partial V}{\partial Y}\right)\right\}+Ra.\Pr.\theta. \qquad \textbf{(3)}$$

2.2.4. Equation de l'énergie

$$U\frac{\partial \theta}{\partial X}+V\frac{\partial \theta}{\partial Y}=\frac{\partial}{\partial X}\left(\frac{\partial \theta}{\partial X}\right)+\frac{\partial}{\partial Y}\left(\frac{\partial \theta}{\partial Y}\right) \qquad \textbf{(4)}$$

2.2.5. Equation de l'énergie dans le cas du couplage convection-rayonnement

$$U\frac{\partial \theta}{\partial X}+V\frac{\partial \theta}{\partial Y}=\frac{\partial}{\partial X}\left(\frac{\partial \theta}{\partial X}\right)+\frac{\partial}{\partial Y}\left(\frac{\partial \theta}{\partial Y}\right)-\frac{1}{Pl\phi}\nabla^{*}Q_r \qquad \textbf{(5)}$$

2.3 Choix d'un modèle de rayonnement [8]

Pour certains problèmes, un modèle de rayonnement peut être plus approprié que les autres. Pour décider quel modèle de rayonnement à choisir, nous allons prendre en considération le suivant :

2.3.1. Epaisseur optique

L'épaisseur optique $\tau = aL$ est un bon indicateur pour le choix du modèle de rayonnement dans un problème. Ici, L est une échelle appropriée de longueur du domaine considéré. Pour l'écoulement dans une chambre de combustion, par exemple, L est le diamètre de la chambre de combustion. Si $aL \gg 1$, les meilleures modèles de rechange sont les modèles P1 et de Rosseland. Le modèle P1 devrait typiquement être employé pour des épaisseurs optiques $aL > 1$. Pour $aL > 3$, le modèle de Rosseland est plus efficace. Un schéma de discrétisation du second ordre est également recommandé pour les grandes valeurs d'épaisseur optique. Les modèles DTRM et DO s'appliquent à travers une gamme d'épaisseurs optique, mais ils ont un coût de calcul élevé. Ainsi on doit employer les modèles d'épaisseur limite, P1 et Rosseland, si le problème le permet. Pour $aL < 1$, seulement les modèles DTRM et DO sont mieux adaptés.

2.3.2. Equation générale du transfert radiatif

$$\frac{dI(\vec{r},\vec{s})}{ds}+(a+\sigma_s)I(\vec{r},\vec{s})=an^2\frac{\sigma T^4}{\pi}+\frac{\sigma_s}{4\pi}\int_0^{4\pi}I(\vec{r},\vec{s}')\,\Phi(\vec{s},\vec{s}')\,d\Omega' \qquad (\mathbf{6})$$

2.3.3. Equations régissant les différents modèles de rayonnement **[8]**

Dans cette étude, on s'intéresse à quatre modèles de rayonnement qui sont : Le modèle DTRM, le modèle DO, le modèle P1et le modèle de Rosseland.

Modèle de transfert radiatif des Ordonnées Discrètes DO

$$\nabla.(I(\vec{r},\vec{s})\vec{s}) + (a+\sigma_s)I(\vec{r},\vec{s}) = an^2\frac{\sigma T^4}{\pi} + \frac{\sigma_s}{4\pi}\int_0^{4\pi} I(\vec{r},\vec{s}\,')\,\Phi(\vec{s}.\vec{s}\,')d\Omega' \qquad \textbf{(7)}$$

Modèle discret de transfert radiatif DTRM

$$\frac{dI}{ds} + aI = \frac{a\sigma T^4}{\pi} \qquad (\textbf{8})$$

Modèle de transfert radiatif P1

$$q_r = -\frac{1}{3(a+\sigma_s) - C\sigma_s}\nabla G \qquad (\textbf{9})$$

Modèle de transfert radiatif de Rosseland

$$q_r = -16\sigma n^2 T^3 \nabla T \qquad (\textbf{10})$$

2.4. Conditions aux limites

Limites géométrique		**Conditions dynamiques**		**Conditions thermiques**
X=0	*Y=1*	*U=0*	*V=0*	$T=T_f$
X=1	*Y=1*	*U=0*	*V=0*	$T=T_c=T_f+\Delta T$
Y=0	*X=1*	*U=0*	*V=0*	q=0
Y=1	*X=1*	*U=0*	*V=0*	q=0

TABLEAU 1. Conditions aux limites pour un écoulement dans une cavité carrée.

3. RESULTATS

3.1. Influence du coefficient d'absorption sur le champ de l'écoulement

Pour étudier l'effet de l'augmentation de la valeur du coefficient d'absorption sur la structure de l'écoulement, nous avons fait varier ce coefficient.

Les figures (2.a, 2.b et 2.c) montrent que pour les modèles DO, DTRM et P1, lorsque la valeur du coefficient d'absorption est faible (*a*=2), la structure de l'écoulement se présente par un régime multicellulaires composé d'une cellule principale et deux cellules secondaires contra-rotatifs au milieu de cette dernière. Pour les grandes valeurs de *a* (*a*=50), on remarque la disparition des cellules secondaires, l'écoulement est constitué d'une seule grande cellule. Les valeurs de la fonction de courant pour ces modèles de rayonnement augmentent avec le coefficient d'absorption.

La figure (2.d) montre que le modèle de Rosseland donne des résultats différents de ceux obtenus avec les autres modèles. Ce modèle montre une structure d'écoulement qui est très symétrique et constituée d'une seule cellule principale pour les deux valeurs du coefficient d'absorption.
Alors que le modèle de Rosseland donne des résultats presque semblables aux autres modèles pour *a*=50. Ceci explique que le modèle de Rosseland n'est pas approprié pour les petites valeurs de l'épaisseur optique qui correspondent aux petites valeurs du coefficient d'absorption et donc donne des résultats non cohérents dans ces cas.

3.2. Comparaison entre les différents modèles de rayonnement ainsi le modèle sans rayonnement

Nous allons faire une comparaison entre les différents modèles de rayonnement, en faisant varier le coefficient d'absorption de (2 à 50)m^{-1} pour un nombre de Rayleigh égale à $5x10^5$.

Nous allons examiner les profils des vitesses axiale et transversale et la température en fonction de *Y* et en fonction de *X* correspondant respectivement aux plans médians *X=1/2* et *Y=1/2*.

3.2.1. Profils des vitesses

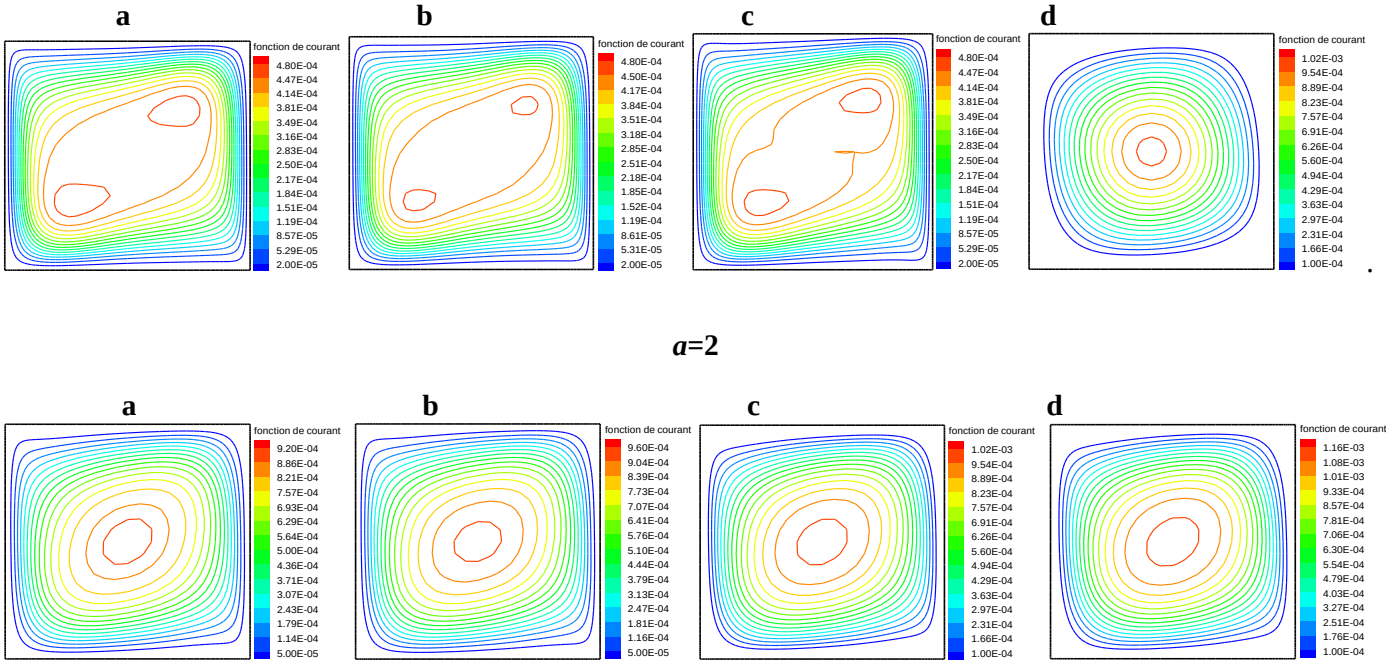
Les figures (3) et (4) montrent respectivement les profils de la vitesse *U* en fonction de Y à *X=1/2* et la vitesse *V* en fonction de *X* à *Y=1/2* pour différents modèles de rayonnement et pour les deux valeurs du coefficient d'absorption, ainsi que le modèle sans rayonnement. Pour les profils de la vitesse *U* (figure 3), on remarque que pour les modèles de rayonnement DO, DTRM et P1, les profils sont presque similaires mais diffèrent du cas sans rayonnement avec les deux valeurs du coefficient d'absorption. Pour la vitesse *V* (figure 4), les profils du modèles DO,DTRM et P1 sont comparables entre eux mais sensiblement différents du cas sans rayonnement pour *a*=2, au dela de ce valeur on remarque clairement l'élévation de cette différence. Cela est dûe à l'augmentation du transfert de chaleur avec l'augmentation du coefficient d'absorption. Alors que le modèle de Rosseland donne des résultats différents de ceux obtenus par les autres modéles de rayonnement pour le coefficient d'absorption (*a*=2). Par contre, pour (*a*=50), ce modèle donne des résultats cohérents.

4. CONCLUSION

Les résultats obtenus à travers différentes simulations numériques ont permis de constater un bon accord entre les modèles DO, DTRM et P1 a été observé, ce qui nous a permis de constater que ces derniers sont valables sur toute la gamme des épaisseurs optiques. Au contraire, le modèle de Rosseland est mal approprié pour les petites valeurs de l'épaisseur optique. Par ailleurs, la comparaison avec le cas de la convection naturelle pure (sans rayonnement), nous a permis de constater que le rayonnement thermique joue un rôle important sur le transfert de chaleur.

***Les symboles (a, b, c, d) corresponds aux modèles suivants :**

a : *modèle DO* **b :** *modèle DTRM* **c :** *modèle P1* **d :** *modèle de Rosseland*



***a*=2**

***a*=50**

FIGURE 2**.** Fonction de courant pour différentes modèles du rayonnement.

a=2 *a*=50

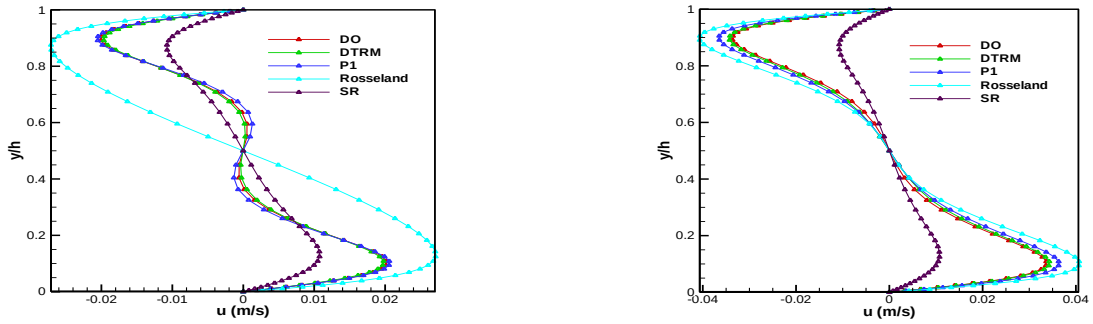


FIGURE 3. Variation de la vitesse longitudinale U au point $X = 1/2$ en fonction de $Y(y/h)$ pour différents modèles de rayonnement et le modèle sans rayonnement

a=2 *a*=50

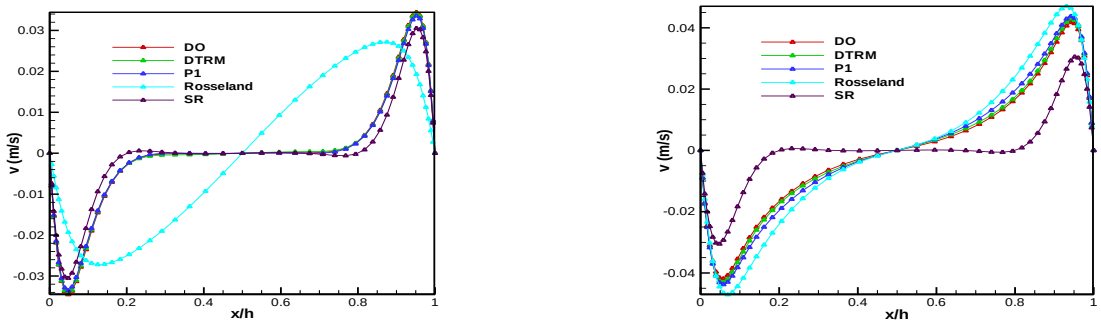


FIGURE 4**.** Variation de la vitesse transversale V au point $Y = 1/2$ en fonction de $X(x/h)$ pour différents modèles de rayonnement et le modèle sans rayonnement.

RÉFÉRENCES

[1] GuglielminI G., Nannei E.,Tanda G.,"Natural convection and radiation heat transfer from staggered vertical fins", International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol.30, Nº9, 1941-1948, 1987.

[2] Yamada Y., " Combined radiation and free convection heat transfer in a vertical channel with arbitrary wall emissivities", International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol.31, Nº2, 429-440, 1988.

[3] Tan Z., Howell J. R., " Combined radiation and natural convection in a two-dimensional participating square medium", International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol.34, Nº3, 785-793, 1991.

[4] Wang W., Xin S., Le Quéré P., " Etude numérique du couplage de la convection naturelle avec le rayonnement de surfaces en cavité carrée remplie d'air" C. R. Mecanique, 334,48–57,2006.

[5] Jaballah S., Sammouda H., Belghith A., " Effect of surface radiation on the natural convection stability in a two-dimensional enclosure with diffusely emitting boundary walls", Numerical Heat Transfer, Part A, 51:495-516, 2007.

[6] Jami M., Moussaoui M. A., Mezrhab A., Lemonnier D.," Modélisation du couplage convection naturelle rayonnement dans une cavité contenant un cylindre"13èmes journées internationales de thermique, 2007.

[7] Meftah S., Lemonier D., Benbrik A., Mezrhab A.," Etude numérique de la convection naturelle de double diffusion dans un mélange air-CO_2", Congrès Français de Thermique, SFT 2007, Île des Embiez, 2007.

[8] Fluent 6.1 documentation. User's Guide. Fluent. Inc.2003.

PROTECTION DU FER CONTRE LA CORROSION PAR DES FILMS COMPOSITES (POLYMERE CONDUCTEUR/NANOPARTICULES D'OXYDE)

C. BENMOUHOUB[1], A. KADRI[2], A. PAILLERET[3], N. BENBRAHIM[4]

[1] Laboratoire de Physique et Chimie des Matériaux (LPCM), Université Mouloud Mammeri, B.P. 17, Tizi-Ouzou, 15000, Algérie. E-mail: bmchabha@yahoo.fr
[2]Laboratoire de Physique et Chimie des Matériaux (LPCM), Université Mouloud Mammeri, B.P. 17, Tizi-Ouzou, 15000, Algérie. E-mail: aziz_kadri@yahoo.fr
[3]Laboratoire de Physique et Chimie des Matériaux (LPCM), Université Mouloud Mammeri, B.P. 17, Tizi-Ouzou, 15000, Algérie. E-mail : nassimabenbrahim@yahoo.fr
[4] Laboratoire Interfaces et Systèmes Electrochimiques, (LISE, UMR8235-CNRS), UPMC Université Paris VI, case courrier 133), 4 Place Jussieu, F-75005, Paris, France. E-mail: alain.pailleret@upmc.fr

RÉSUMÉ

La protection contre la corrosion de métaux en général et de l'acier en particulier demeure encore un enjeu économique important. De nombreux travaux font état de différentes méthodes de protection tels que : traitements de conversion, ajout d'un film protecteur métallique ou organique à la surface. C'est dans ce contexte que nous avons tenté l'élaboration électrochimique de films composites à base d'une matrice de polypyrrole dans laquelle sont incorporées des nanoparticules (NPs) d'oxyde de cérium (PPy/NPs de CeO_2). L'électrode modifiée ainsi obtenue a été caractérisée par microanalyse X, spectroscopie Raman et méthodes électrochimiques.

L'étude du comportement électrochimique et l'évolution du pouvoir protecteur de ces composites ont été réalisés par un test d'immersion dans une solution de NaCl à 3% en poids en enregistrant la variation temporelle du potentiel en circuit ouvert (PCO).

Les résultats obtenus sont très prometteurs et montrent, à titre d'exemple qu'un film contenant une dispersion de $2g.L^{-1}$ de NPs de CeO_2 présente une durée de protection quatre fois plus importante qu'un film de polypyrrole seul. De tels matériaux hybrides constituent, sans doute, une alternative intéressante «amie de l'environnement» dans le domaine de la protection contre la corrosion.

Mots Clés: Corrosion, composite, polypyrrole, nanoparticules, CeO_2

1. INTRODUCTION

Les matériaux composites à base de films de polymères conducteurs forment une classe fascinante des nouveaux matériaux qui suscitent un grand intérêt en raison de leurs large domaine d'applications qui varie de la catalyse à la biomédecine, des batteries, à la microélectronique ou encore dans le domaine de protection contre la corrosion des matériaux oxydables utilisés à grande échelle industrielle. C'est justement dans ce dernier contexte que s'inscrit notre présente contribution.

En effet, nous avons synthétisé des films composites constitués d'une matrice de polypyrrole (PPy) dans laquelle nous avons incorporé une dispersion de nanoparticules d'oxyde de cérium (CeO_2). La synthèse a été effectuée par voie électrochimique, et les films obtenus sont caractérisés et testés dans la protections contre la corrosion du fer dans un milieu corrosif (NaCl 3%).

2. PARTIE EXPERIMENTALE

2.1. SYNTHESE DES NANOPARTICULES DE CEO_2

Les nanoparticules d'oxyde de cérium ont été synthétisées par la méthode de précipitation[1] des nitrates de cérium dans une solution de NH_4OH. La température a été maintenue constante à 30°C et à un pH égal à 9.5. Le précipité récupéré est rincé à l'éthanol, puis séché et calciné pendant 2 heures à 600°C.

La taille des particules a été estimée par Diffraction X (DRX), Microscopie Electronique à Transmission (MET) et par la méthode de calcul des surfaces spécifiques (BET). Les résultats sont présentés dans la fig.1.

2.2. SYNTHESE DES FILMS COMPOSITES PPy/NPs de CeO_2

Les films composites (PPy/CeO_2) ont été élaborés par voie électrochimique, en mode potentiostatique (0.24/ESS). Le montage électrochimique comporte une cellule à trois électrodes branché à un potentiostat/galvanostat de marque AUTOLAB: une électrode de travail en substrat fer pur, une grille de platine comme contre électrode et une électrode de référence saturée en sulfate de mercure (ESS).

La solution électrolytique contient autre le monomère pyrrole à $0.1 mol.L^{-1}$, les contre ions (tétraoxalate de potassium $0.05 mol.L^{-1}$ ou dodécylsulfate de sodium $0.025 mol.L^{-1}$) et une teneur de $2g.L^{-1}$ de CeO_2 dispersée sous-ultrasons. A titre de comparaison, un autre film a été élaboré dans les mêmes conditions mais en absence de NPs d'oxyde. La charge totale de dépôt est fixée à $2 C/cm^2$. (fig.2)

Les films obtenus sont rincés et séchés à l'air libre et caractérisés par Microscopie Electronique à balayage MEB et par spectroscopie Raman. Les résultats sont portés sur la fig.3.

2.3. APPLICATION A LA PROTECTION CONTRE LA CORROSION

Afin d'évaluer la propriété de protection contre la corrosion du fer par un revêtement composite (PPy/CeO_2), nous avons réalisé des tests de corrosion dans un milieu contenant un anion agressif (NaCl 3%).

Pour ce faire, nous avons mesuré le potentiel en circuit ouvert (PCO) en fonction du temps d'immersion dans la solution corrosive. Nous avons aussi effectué des courbes de polarisation permettant d'estimer le courant et le potentiel de corrosion.

Les résultats obtenus sont représentés sur la figure 5.

3. RESULTATS

3.1. CARACTERISATION DES NPs DE CeO_2

La figure suivante montre les résultats obtenus, et le tableau.1 récapitule la taille des nanoparticules calculée à partir des trois techniques de caractérisation

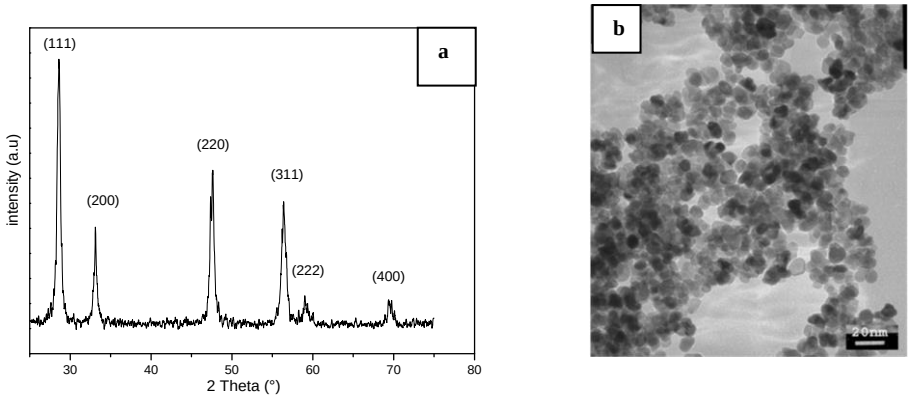


Figure 1 : Diffractogramme DRX (a) et image MET (b) des NPs de CeO_2 synthétisées

A (m^2/g)	d_{BET} (nm)	d_{XRD} (nm)	d_{TEM} (nm)
70.05	11.8	10.5	12

Tableau.1 : taille des NPs de CeO_2 calculée par BET, DRX et MET

La figure (1a) montre le diffractogramme DRX des nanoparticules élaborées par voie de précipitation : Les raies repérées à 28.58°, 33.12°, 47.53°, 56.4°, 59.25° et 69,41° correspondent aux plans de diffractions (111), (200), (220), (311), (222) et (400) respectivement. Ces raies sont conformes aux données du fichier JCPDS (34-0394)**[2]** de la Cérine pure (CeO_2) possédant une structure cubique (CFC) de type fluorine et appartenant au groupe d'espace Fm-3m. Par contre, l'image (b) révèle des particules de géométrie plutôt sphérique et de taille nanométrique.

Dans le tableau.1, nous avons récapitulé les résultats de calcul de taille de particules. A partir de ce tableau, nous constatons que les tailles déterminées par les trois techniques (DRX, BET et MET) pour la poudre synthétisée sont très proches, ce qui implique que ces particules sont monodisperses et primaires.

3.2. CARACTERISATION DES FILMS COMPOSITES PPy/CeO_2

La figure 2 montre les courbes courant-temps correspondantes à synthèse potentiostatique (à 0.24V/ESS) des films de polypyrrole en absence et en présence de 2g/l de CeO_2 :

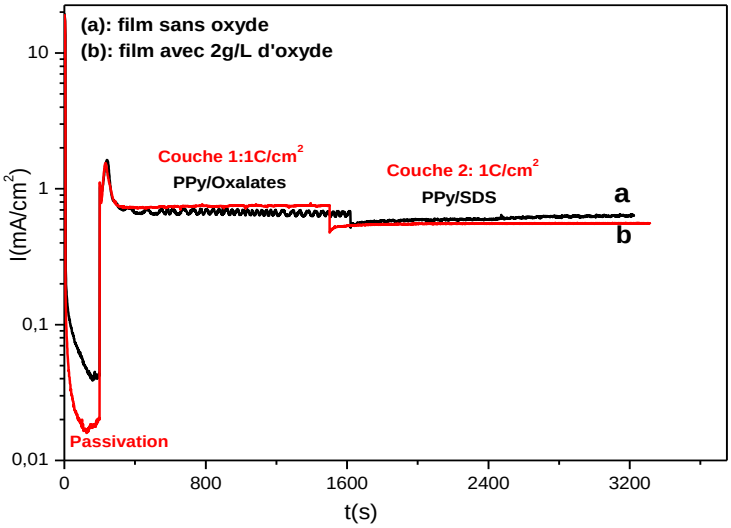


Figure 2 : Chronoampérogrammes de synthèse de films de polypyrrole en absence et en présence de NPs de CeO_2

Les deux courbes révèlent l'apparition de trois étapes différentes ; une première étape durant laquelle il se forme la couche de passivation sur le fer en milieu acide (oxalate). Au cours de cette étape, un courant très faible traverse le système. Au début de la deuxième étape, le courant atteint un maximum, ce qui correspond au début de la polymérisation (nucléation). Par la suite, le courant se stabilise autour de 1mA/cm, une couche noire de polypyrrole commence à se former sur la couche et croit en épaisseur. La troisième étape, effectuée dans un autre milieu (SDS) en absence ou en présence d'une dispersion de 2 g/l de NPs d'oxyde, correspond au greffage d'une deuxième couche, ce qui correspond à une augmentation d'épaisseur. Une faible diminution de courant due à la diminution de concentration a été enregistrée.

Par ailleurs, nous avons constaté que la présence des NPs n'a pas altéré le déroulement de l'électrosynthèse, les deux chronoampérogrammes sont pratiquement superposables.

Sur les images MEB (a) et (b) de la figure 3, nous constatons que le polypyrrole se présente sous une structure globulaire de type chou-fleur, morphologie très classique du PPy. L'image nous révèle, aussi, une morphologie particulière où nous observons la présence de flocons aciculaires de longueur approximative de 1µm, avec des orientations irrégulières qui se trouvent sur la surface des globules de PPy. Une telle morphologie a été rapportée par Kowalski et al [3] pour un film synthétisé dans milieu SDS seul. Par ailleurs, nous constatons la présence de nanoparticules de CeO_2 sur l'image (b). Le spectre EDS (c) réalisé sur un agrégat confirme bien la présence du cérium qui provient de l'oxyde.

Le spectre Raman (figure 4) obtenu pour le film synthétisé en mode potentiodynamique met en évidence les différentes bandes de vibrations situées à : 1582, 1375, 1330, 1245, 1083, 1050, 971 et 931 cm^{-1}. En comparant ces bandes aux différents modes de vibrations Raman[4-6] du PPy, il est clair que ce polymère est dans un état oxydé, où coexistent en pseudo-équilibre, une structure polaronique et une structure bipolaronique au même état (niveau) d'oxydation, comme a été rapporté par Santos et al[4] et Furukawa et al[5].

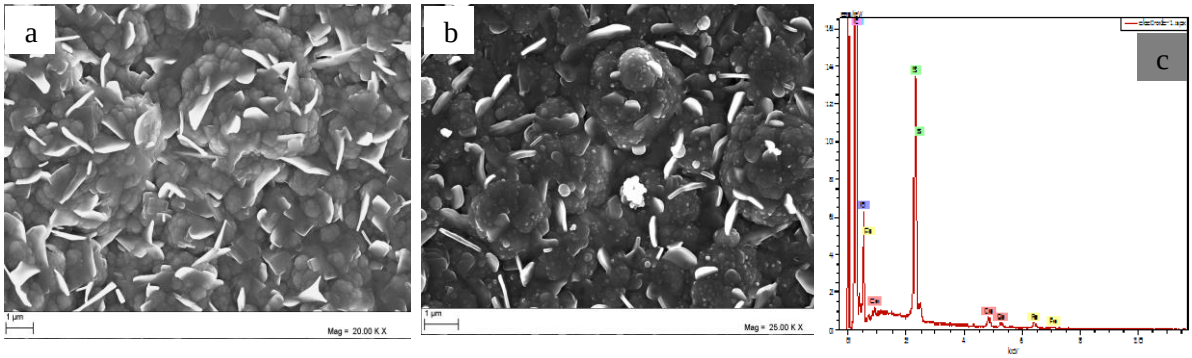


Figure 3 : Images MEB des films de polypyrrole synthétisés en absence (a) et en présence (b) de NPs de CeO_2, et spectre EDS du film contenant l'oxyde

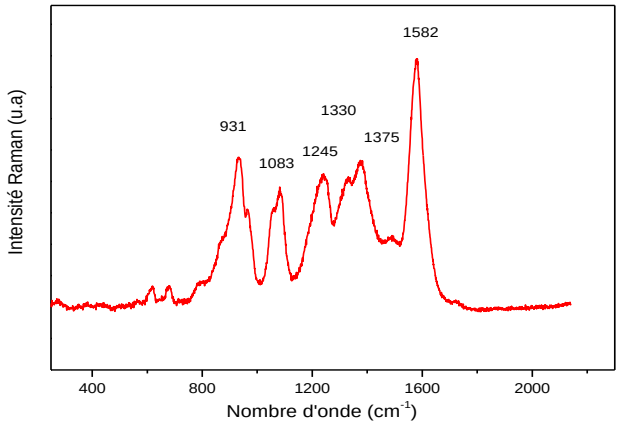


Figure 4 : Spectre Raman du film composite PPy/CeO_2

3.3. APPLICATION : TESTS DE CORROSION

L'allure générale de la figure (5.a) révèle l'apparition de deux pseudo-plateaux :

Le premier, est enregistré juste après l'immersion de l'électrode dans le milieu corrosif. Le potentiel enregistré dans ce plateau est autour de -0.3V, ce qui correspond au potentiel d'un film de PPy dans un état dopé. Cette valeurs est bien supérieure à celle de la corrosion du fer (-0.93V), ce qui indique que celui-ci est tout à fait protégé anodiquement et se trouve ainsi, dans son domaine de passivité.

Par la suite le PCO diminue jusqu'à atteindre un deuxième pseudo-palier autour -0.5V, potentiel correspondant à la réduction du Fe^{3+} de la couche passive d'oxyde vers la valence Fe^{2+}[6]. Ce palier se termine par la chute de potentiel vers une valeur de -1V/ESS qui correspond au potentiel de la corrosion du fer.

La durée de la protection mesurée par l'intervalle de temps entre l'immersion et la chute vers le potentiel de corrosion (fin du deuxième palier). Le film composite démontre un résultat très prometteur en termes de durée de protection. En effet, le temps de protection est multiplié par un facteur de 4.5, il passe de 20 à 90 jours.

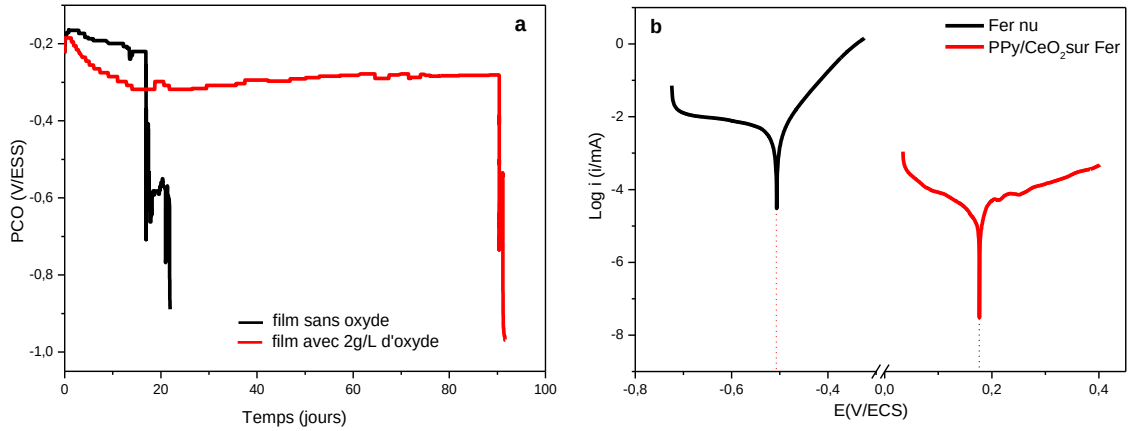


Figure 5 : Evolution du PCO en fonction du temps pour deux films de PPy en absence et en présence du CeO_2 (a) et courbe de polarisation du Fer nu et fer/PPy/CeO_2 dans un milieu NaCl 3% (b)

La figure 5.b (courbes de polarisation Tafel) montre aussi que le fer est anodiquement protégé (déplacement du PCO vers des valeurs plus électropositive), ce qui corrobore les résultats qualitatif relevés pas les mesures du PCO. Le courant enregistré est très faible ce qui implique une vitesse de corrosion très faible relation de proportionnalité).

4. CONCLUSIONS

La synthèse des films composites PPy/CeO_2 a été réalisée avec succès par voie électrochimique sur un substrat de Fer. Les films synthétisés dans un milieu contenant les NPs de CeO_2 sont stables, homogènes et conducteurs. Les images MEB et l'analyse EDS confirment l'incorporation des NPs d'oxyde.

L'utilisation d'un tensioactif (SDS) joue un rôle important dans l'amélioration de la distribution des NPs d'oxyde au sein du film, ainsi que dans les propriétés d'échanges ioniques du film avec le milieu électrolytique.

Les tests de corrosion (PCO=f(t)) dans un milieu NaCl 3%, montrent qu'un film contenant des NPS de CeO_2 assure une protection 4 à 5 fois meilleure qu'un film n'en contenant pas. Ceci constitue une alternative avantageuse et surtout à caractère « ami d'environnement». Un tel procédés de protection permettra sans doute l'élimination des déchets issus de la corrosion des matériaux et structures métalliques abandonnés abusivement dans la nature.

REFERENCES

[1] H.I. Chen, H.Y Chang, Ceram. Inter. 31, 795–802, 2005

[2] Dragoo and Domingues, Natl. Bur. Stand. (U.S.) Monogr. 20, 38; JCPDS PDF34-0394, 1983

[3] D. Kowalski, M. Ueda, T. Ohtsuka, Corros. Sci. 49, 3442, 2007

[4] M.J.L.Santos, A.G.Brolo, E.M.Girotto, Electrochim. Acta 52, 329, 2007

[5] Y.Furukawa, S.Tazawa, Y.Fujii, I.Harada, Synth. Met 24, 329, 1988

[6] H. Nguyen Thi Le, B. Garcia, C. Deslouis, Q. Le Xuan, J. Appl. Electrochem. 32, 105, 2002

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds.)

ADVANCES IN WATER TREATMENT BY ADSORPTION TECHNOLOGY: APPLICATION TO THE REMEDIATION OF POLLUTED WATER BY ANIONIC DRUG

Nadia BOUKHALFA[1], Nassima DJEBRI[1, 2], Mokhtar BOUTAHALA[1]

[1]Laboratoire de Génie des Procédés Chimiques (L.G.P.C), Département de Génie des Procédés, Faculté de Technologie, Université Sétif-1, Sétif 19000, Algérie, nadouchette2011@hotmail.fr, mboutahala@yahoo.fr

[2]Laboratoire de Matériaux et Systèmes Electroniques (LMSE), Faculté des Sciences et Technologie, Université de B.B.Arreridj-Route d'El Annasser-34000 Algérie, nessmadjebri@yahoo.fr

ABSTRACT

Diclofenac sodium (DS) is considered as priority anti-inflammatory pollutant because of its presence in water. In this paper, we addressed the issue of using organo-K10 montmorillonite as adsorbent of DS to reduce its negative effects on the environment. An organo-K10 montmorillonite (MK10-C16) was prepared by intercalating the organic cation cetyltrimethylammonium bromide (C16) in a K10 montmorillonite (MK10), and then characterized using XRD analytical technique. The organo-K10 montmorillonite displayed enhanced affinity for the DS in water. The results revealed that the rate of adsorption decreased with increase in temperature. The pseudo-second-order model describes better the results of the kinetics. The adsorption data fitted well with Langmuir isotherm. The maximum adsorption capacity of diclofenac is estimated to be 63.33 mgg^{-1}. The results revealed that MK10-C16 have a high potential to be used as adsorbent for the removal of DS from aqueous solution.

Key Words: *Adsorption, Diclofenac Sodium, Organo-K10 Montmorillonite, Water.*

NOMENCLATURE

Symbols :

S_{BET} surface area, m^2g^{-1}
CMC Critical Micelle Concentration, mM
pH potential hydrogen
T temperature, K
t time, min
M molar mass, $gmol^{-1}$
d basal distance, Å
q adsorbed quantity, mgg^{-1}
k_1 Pseudo-first-order constant, $Lmin^{-1}$
k_2 Pseudo-second-order, $gmg^{-1}min^{-1}$
q_m adsorption capacity, mgg^{-1}
n Freundlich constant
K_F Freundlich coefficient, mgg^{-1} $((dm^3/mg)1/n)^{-1}$
h speed of adsorption, mgg^{-1} min^{-1}
R^2 correlation coefficient
C massic concentratio, mgL^{-1}
K_L Langmuir coefficient, dm^3mg^{-1}

Indices / Exponents :

e equilibrium
t at time t

1. INTRODUCTION

Drugs are deliberately designed to affect biochemical and physiological functions of biological systems in humans and livestock, their presence in environment means that they may elicit biochemical and physiological changes in soil and aquatic organisms. A recent survery en European river waters revealed that diclofenac ; an acidic pharmaceutical compound which belongs to the non-steroidal anti-inflammatory drugs (NSAIDs) family, is detected in 83% of collected samples [1]. Therefore, diclofenac is one of the top 10 compounds most commonly found in aquatic environments, due to its high level of consumption. It hase been detected in drinking water in many countries at µg-ng L^{-1} concentration levels [2]. Continued intake of diclofenac, even at low levels, by human shows several adverse biochemical effects (e.g., cytotoxicity to liver, kidney and gill cells as well the renal lesions) [3-7].

There is growing interest in the study and development of new adsorbents applicable to the remediation contaminated water. Water contamination by transport of pollutants from the adjacent environmental compartments would involve the application of treatments for decontamination that are usually complicated, lengthy, expensive, and often not feasible. The research of new adsorbents is a strategy to remediate the contamination of water produced by humain activities. In addition, application of environmentally friendly adsorbents into natural systems is particularly important to entail minimal environmental impact.

The aim of this work was to prepare and characterize an organo modified K10 montmorillonite, consisting of K10 montmorillonite intercalated with cetyltrimethylammonium bromide cations. Once synthesized, the most novel aspect of this work lied in the assessment of the removal of DS from water using the organo-K10 montmorillonite.

2. EXPERIMENTAL METHOD

2.1. Materials

K10 montmorillonite (MK10) (S_{BET}= 220-270 m^2g^{-1}), Cetyltrimethylammonium bromide (C16) (CMC= 0.92 mM) and diclofenac sodium (M=318.13 $gmol^{-1}$) were supplied by Sigma–Aldrich. The other chemicals are used of analytical or equivalent grades.

2.2. Methodology

2.2.1. Preparation of organo-K10 montmorillonite

The organo-K10 montmorillonite is obtained by cation exchange by C16 in an acidic medium according to Tiwari et al. [8].

2.2.2. Characterizations

X-ray diffraction (XRD) data is recorded using an X-ray diffraction machine (Bruker Advanced X-ray). The Cu Kα radiations having wavelength 1.5418 Å is used for X-ray diffraction analysis.

2.2.3. Batch reactor experiments

A stock solution of diclofenac sodium 1 gL^{-1} is prepared; dissolving diclofenac sodium into distilled water. The solubility is enhanced with the sonication of solution mixture for 24h. Further, the

required diclofenac concentration (from 10 to 500 mgL^{-1}) is obtained by successive dilution of stock solutions. The pH is adjusted using HCl/NaOH solutions. 50 mg of solid sample is introduced with these solutions. The bottles are kept in an automatic incubator shaker for 2 h at 295 K. These bottles are then taken out from the shaker, centrifuged and filtred with filter paper. The filtrates are then subjected to its bulk diclofenac concentration using UV-Visible spectrophotometer (Model: UV PharmaSpec-1700 UV-Visible spectrophotometer Shimadzu). The absorbance is recorded at 276 nm. The calibration curve is obtained using previously prepared standard diclofenac solutions having concentrations from 2 to 20 mgL^{-1}. Time dependence sorption of diclofenac by these materials is obtained at different time intervals from 5 to 120 min. The diclofenac concentration (from 5 to 100 mgL^{-1}) with solid dose 1 gL^{-1} is taken as constant and the sorption experiments are conducted at constant pH ≈ 7.0 and temperature 295 K. Results are presented as adsorption capacity (mgg^{-1}) as a function of time (min).

3. RESULTS

3.1. Characterization of materials

The X-ray pattern of MK10 (Fig.1) exhibited a typical reflection of montmorillonite that resulted in a basal distance (d001) at 10.26 Å. Further, the over visible diffraction peaks are, perhaps, due to the presence of some impurity. The X-ray pattern of MK10-C16 (Fig.1.b) is almost identical to its virgin MK10 (Fig.1.a) having with slight change in d-values and intensities of peaks.

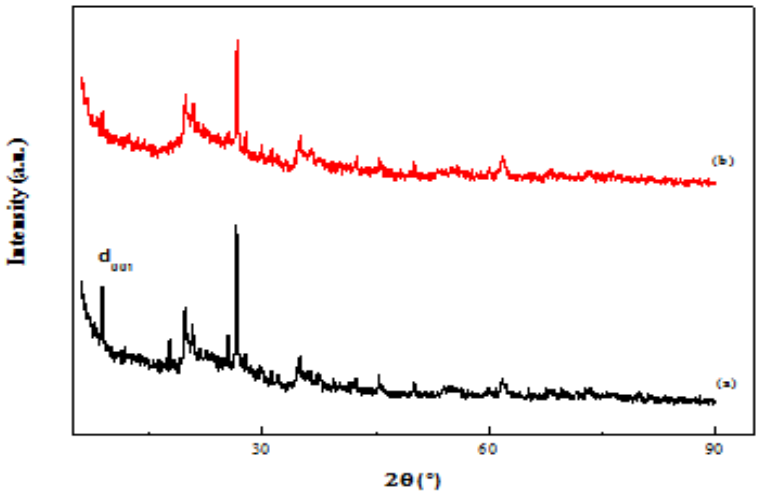


FIGURE 1. XRD pattern of (a) MK10 and (b) MK10-C16

3.2. Batch reactor operations

3.2.1. Effect of contact time on DS adsorption

The kinetic data is further utilised in the kinetic modelling to estimate the rate constants along with the removal capacity of these solids. Pseudo-first-order (PFO) expressed by (Eq. 1) [9] and pseudo-second-order (PSO) expressed by (Eq. 2) [10] kinetic models are used.

$$Ln(q_e - q_t) = ln\ q_e - k_1 t \quad (1)$$

$$\frac{t}{q_t} = \frac{1}{q_e^2 k_2} + \frac{1}{q_e} t \quad (2)$$

Where q_t and q_e are the amount of diclofenac removed at time't' and removal capacity at equilibrium, respectively. k_1 and k_2 are the pseudo-first and pseudo-second-order rate constants, respectively. The estimated values of q_e, k_1 and k_2 are tabulated in Table 1. Results are best fitted to the PSO model comparing to the PFO model. For the kinetic model of the PSO, it can be noticed that the adsorption capacity q_m and the speed of adsorption h increases with the increase of DS initial concentration from 5 to 100 mgL^{-1}. Furthermore, we note the decrease in k_2 values; adsorption takes place in two stages: the first is fast, then the second is slow [11]. The values of the correlation coefficients are 0.99, superior to those obtained upon application of the first-order kinetic model.

C	Pseudo-first-order				Pseudo-second-order			
	q_e	k_1	h	R^2	q_e	k_2	h	R^2
5	3.79	0.0408	0.154		5.55	0.013	0.400	0.97
10	2.69	$1.68.10^{-4}$	0.0004		7.69	0.076	4.494	0.99
20	1.017	0.0061	0.006	<0.9	16.66	0.081	22.48	0.99
50	5.10	0.0161	0.082		34.48	0.027	32.09	0.99
100	10.59	0.258	2.732		58.82	0.023	79.57	0.99

TABLE 1. KINETIC PARAMETERS ESTIMATED USING PFO AND PSO MODEL FOR THE REMOVAL DICLOFENAC BY MK10-C16 SOLID

3.2.2. Adsorption isotherm

Several models have been used in the adsorption studies to describe the experimental data adsorption isotherms. Langmuir and Freundlich isotherms are the most frequently used models. Both models were investigated in this work.

Using a method of linear regression, the adsorption data has been fitted to Langmuir [12] adsorption model to describe the adsorption processes between solid-liquid interface :

$$\frac{C_e}{q_e} = \frac{1}{q_m K_L} + \frac{C_e}{q_m} \quad (3)$$

$$q_e = (C_0 - C_e).\frac{V}{m} \quad (4)$$

Where q_e is amount of diclofenac sodium adsorbed/ weight of adsorbent, K_L and q_m are the Langmuir coefficients.

The Freundlich isotherm is a special case for heterogeneous surface energy in which energy in the Langmuir equation varies as a function of surface coverage strictly due to variation of adsorption [13]. The Freundlich adsorption isotherm can be expressed [14] as :

$$\log q_e = \log K_F + \frac{1}{n} \log C_e \quad (5)$$

Where the intercept $\log K_F$ is a measure of adsorbent capacity and the slope 1/n is the adsorption intensity. The equilibrium adsorbate concentrations are important parameters which can affect the adsorption process considerably. The values monolayer capacity of adsorbent q_m, Freundlich constant K_F, 1/n and R^2 are listed in Table 2. The value of the constant 1/n is calculated to be 0.349. Since the value of 1/n is less than 1, it indicates a favorable adsorption [15,16].

Both Freundlich and Langmuir model fit the experimental data well, but Langmuir isotherm was better according to error functions. The Langmuir monolayer adsorption capacity was 63.33 mgg^{-1}, which is very promising compared with other adsorbents for DS adsorption.

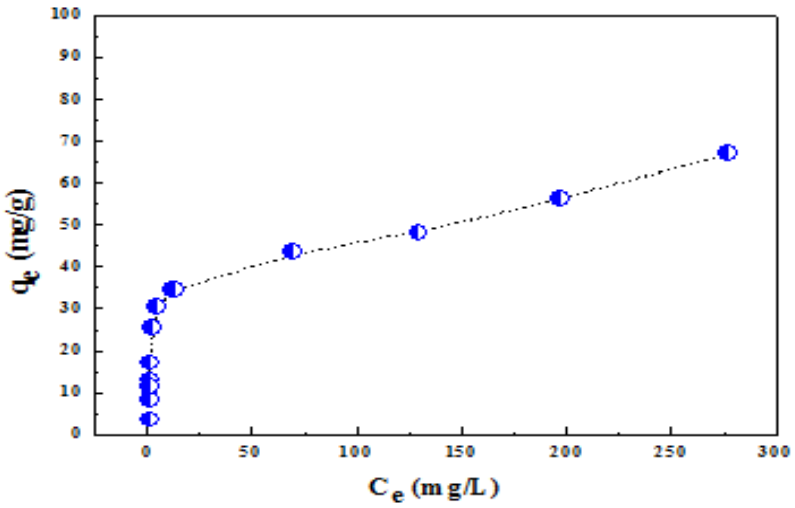


FIGURE 2. Adsorption isotherm of DS onto MK10-C16

Model	Parameters	MK10-C16
Langmuir	q_m	63.33
	R^2	0.973
Freundlich	$1/n$	0.349
	K_F	2.77
	R^2	0.711

TABLE 2. Langmuir and Freundlich isotherm model constants and correlation coefficients for adsorption of DS on prepared samples

4. CONCLUSIONS

The uptake of diclofenac by MK10-C16 is extreamly efficient as within 2 min of contact. An apparent equilibrium is achieved by MK10-C16 whereas within 5 min of contact. The obtained results indicated that the pseudo-second-order model fits the experimental data suitably well. The batch data implies that a very high uptake of diclofenac by MK10-C16 is very affected with increase in DS concentration. Langmuir adsorption isotherm model showed the best fit with the experimental adsorption data. The Langmuir monolayer adsorption capacity was 63.33 mg/g. MK10-C16 is found to be useful in the effective and efficient removal of diclofenac from aqueous solutions.

REFERENCES

[1] R. Loos, B.M. Gawlik, G. Locoro, E. Rimaviciute, S. Contini and G. Bidoglio, EU-wide survey of polar organic persistent pollutants in European river waters, *Environmental Pollution*, 157, 561-568, 2009.

[2] T.A. Terns, Occurrence of drugs in German sewage treatment plants and rivers, *Water Research*, 32, 3245-3260, 1998.

[3] R. Bort, X. Ponsoda, R. Jover, M.J. Gomez-Lechon and R.J.V. Castell, Diclofenac Toxicity to Hepatocytes: A Role for Drug Metabolism in Cell Toxicity, *Journal of Pharmacology and Experimental Therapeutics*, 288, 65-72, 1998.

[4] T. Haap, R. Triebskorn and H.R. Köhler, Acute effects of diclofenac and DMSO to Daphnia magna: immobilisation and hsp70-induction, *Chemosphere*, 73, 353-359, 2008.

[5] C. Martínez, L.M. Canle, M.I. Fernández, J.A. Santaballa and J. Faria, Aqueous degradation of diclofenac by heterogeneous photocatalysis using nanostructured materials, *Applied Catalysis B*, 107, 110-118, 2011.

[6] J.L.G. Oaks, M. Virani, M.Z. Watson, R.T. Meteyer, C.U. Rideout, B.A. Shivaprasad, H.L. Ahmed, S. Chaudhry, M.J.I. Arshad, M. Mahmood, S. Ali and A.A.A. Khan, Diclofenac residues as the cause of vulture population decline in Pakistan, *Nature*, 427, 630-633, 2004.

[7] N. Zhang, G. Liu, H. Liu, Y. Wang, Z. He and G. Wang, Diclofenac photodegradation under simulated sunlight: Effect of different forms of nitrogen and Kinetics, *Journal of Hazardous materials*, 192, 411-418, 2011.

[8] R.R. Tiwari, K.C. Khilar and U. Natarajan, Synthesis and characterization of novel organo-montmorillonites, *Applied Clay Science*, 38, 203-208, 2008.

[9] H.Y. Zhu, R. Jiang, L. Xiao and G.M. Zeng, Preparation, characterization, adsorption kinetics and thermodynamics of novel magnetic chitosan enwrapping nanosized γ-Fe_2O_3 and multi-walled carbon nanotubes with enhanced adsorption properties for methyl orange, *Bioresource Technology*, 101, 5063-5069 , 2010.

[10] G. McKay and Y.S. Ho, Pseudo-second order model for sorption processes, *Process Biochemistry*, 34, 451-465, 1999.

[11] T. Hibino, Y. Yamashita, K. Kosuge and A. Tsunashimia, Decarbonation behavior of Mg-Al-CO_3 hydrotalcite-like compounds during heat treatment, *Clays and Clay Minerals*, 43, 427-432, 1995.

[12] I. Langmuir, The constitution and fundamental properties of solids and liquids, *Journal of the American Chemical Society*, 38, 2221-2295, 1916.

[13] T.W. Weber and R.K. Chkraborti, solid diffusion models for fixed bed adsorbers, *American Institute of Chemical Engineers Journal*, 20, 228-238, 1974.

[14] H.M.F. Freundlich, Über die adsorption in lösungen, *Journal of Physical Chemistry*, 57, 385-470, 1906.

[15] K. Fytianos, E. Voudrias and E. Kokkalis, Sorptio-desorption behaviour of 2,4-dichlorophenol by marine sidiments, *Chemospher*, 40, 3-6, 2000.

[16] W.T.Tsai, C.Y.Chang, C.H.Ing, C.H.Ing and C.H.Chang, Adsorption of acid dyes from aqueous solution on activated carbon bleaching earth, *Journal of Colloid and Interface Science*, 275, 72-78, 2004.

EVALUATION NUMERIQUE DU FACTEUR D'INTENSITE DES CONTRAINTES EN MODE I POUR DES MATERIAUX A GRADIENT DE PROPRIETES MECANIQUES

Y.ADJAL[1], L.ERROUANE[1], A.MOHAMED[2], T.HOUSSEM[2]

[1]Laboratoire Structure en Composite et Matériaux Innovants – LSCMI, Faculté de Génie Mécanique, Département de Génie Maritime, BP 1505 El M'Naouer, UST-MB, Oran, Algérie ; adjaleng@gmail.com.
[1]Laboratoire Structure en Composite et Matériaux Innovants – LSCMI, Faculté de Génie Mécanique, Département de Génie Maritime, BP 1505 El M'Naouer, UST-MB, Oran, Algérie ; herrouane@yahoo.fr
[2]Faculté de Génie Mécanique, Département de Génie Maritime, BP 1505 El M'Naouer, UST-MB, Oran, Algérie

RÉSUMÉ

Le but de cette étude fut d'analyser le comportement de fissures des matériaux à gradient de propriétés mécaniques, caractérisé par son facteur d'intensité de contrainte, qui permet de décrire l'état de contraintes à la pointe de fissure. L'évaluation numérique de ce facteur se fait grâce à la méthode des éléments finis par l'utilisation du code numérique Ansys. Le comportement mécanique des matériaux FGM a été décrit selon la fraction volumique du matériau constitutif, en se basant sur la loi de puissance. Une modélisation bidimensionnelle a été effectuée sur une plaque contenant une fissure transversale et composée de trois matériaux, munie par un maillage fin autour de la fissure grâce à des éléments spécifiques.
Une étude paramétrique a été menée dans le but de quantifier l'influence des différents paramètres physiques et géométriques sur le facteur d'intensité des contraintes tels que, la taille de la fissure, l'indice matériel et le rapport de module de Young entre deux matériaux. Les résultats obtenus montrent clairement que la distribution des propriétés de matériau est importante et doit être prise en compte dans la conception des structures en FGM. Une configuration appropriée est capable de prolonger la durée de vie résiduelle de la structure fissurée et assurer un fonctionnement sûr des structures.

Mots Clés: FGM*, Facteur d'intensité de contraintes, Méthode des éléments finis, Etat de contraintes*

1. INTRODUCTION

Les matériaux à gradient de propriétés mécaniques, (dite en anglais : Functionnally Graded Materials), qui s'inscrivent dans une tendance relativement nouvelle de la science des matériaux. Ce sont des matériaux ayant une variation graduelle et continue des fractions volumiques de chaque constituant, générant des changements en conséquence des propriétés des matériaux. L'idée originale du concept des matériaux FGM a été proposée en 1984 par des chercheurs japonais, pour la préparation de nouveaux matériaux dans la construction de barrière thermique [2]. Cette technologie permet de résoudre le problème de l'interface entre deux matériaux par l'élimination de discontinuités et d'améliorer la résistance au délaminage et à la propagation des fissures [12]. L'utilisation de ce type de matériau dans les structures spatiales et les réacteurs à fusion soumis à des charges thermiques sévères qui peuvent conduire à l'endommagement des composants structurels [11]. L'utilisation croissante des matériaux avancés dans les éléments de structures a éveillée l'intérêt des chercheurs pour l'étude de la réponse des plaques en FGM utilisées dans des domaines à fortes sollicitations mécaniques et thermiques. L'étude du comportement de fissures est un axe fondamental dans l'étude de la durée de vie d'une structure. Elle repose sur les principes de la mécanique de la rupture, notamment par le calcul du facteur d'intensité de contraintes. Ces dernières années de nombreuses recherches ont été consacrées afin d'analyser le comportement statique et dynamique de différents éléments structurels, telles que les plaques, les poutres en FGM sous chargement mécanique, ainsi que des charges thermiques. Pour les matériaux fonctionnellement graduées, des

solutions analytiques pour étudier le comportement de fissures sont limités à des géométries relativement simples et aussi à des conditions de chargement. Le premier modèle analytique a été proposé par Erdogan et al. [5] pour décrire le comportement de fissures des plaques FGM, ils ont traité le problème d'élasticité plane pour deux demi-plans collés contenant une fissure perpendiculaire à l'interface et d'identifier l'effet de variation de propriétés des matériaux à proximité du plan de diffusion sur le facteur d'intensité de contrainte. Gu, P. et al [6] ont étés proposé une méthode simple pour déterminer la valeur numérique de facteur d'intensité de contraintes. L'effet de la non-homogénéité sur le calcul numérique de J-intégrale a également été étudié dans cette recherche. Ozturk et Erdogan [10], ont examiné le problème de fissure symétrique dans les matériaux FGM pour lesquelles, ils ont supposé que les propriétés de milieu varient dans une direction et symétrique à l'autre direction. Cas particulier de matériaux fonctionnellement graduées en époxy rempli de verre avec des fissures des bords parallèles à la direction du gradient élastique et soumis à une flexion pure ont été étudiées par C.-E. Rousseau et al. [3]. Plusieurs méthodes numériques ont étés proposées pour évaluer l'état de contraintes au voisinage de fissure, parmi lesquelles, on trouve la méthode des éléments finis qui devient un outil indispensable pour analyser le comportement de fissures. Dans ce contexte, G. Anlas, M. H. Santare [1] ont utilisé la méthode des éléments finis pour étudier des plaques fissurées et non fissurées en matériaux fonctionnellement graduées. La variation de la propriété matérielle est discrétisé en attribuant des propriétés élastiques homogènes à chaque élément. L'analyse numérique de champ de contraintes et de déplacements à la pointe de fissure avec une fissure normale au gradient élastique a également été réalisée par Marur et al. dans [9]. M. Sevcıka,b et al.[8] ont développé un modèle FE, en utilisant la loi de puissance pour étudier l'influence de la distribution matérielles de la couche FGM qui située entre deux différents matériaux homogènes sur le facteur d'intensité de contraintes. Un modèle numérique a été créé via commercial code Abaqus par E.Martınez-Paneda et al. [4], en se basant sur la loi exponentielle qui décrire la variation continue de matériau FGM par l'intégration des subroutines (USDFLD,UMAT) écrites en fortran pour l'analyse du champ des contraintes à proximité de fissure. Au cours des deux dernières décennies, les méthodes sans maillage ont attiré une attention considérable dans la résolution de problèmes aux limites. Parmi lesquelles une méthode, dite MLPG, a également été utilisé pour l'analyse de la fissure 2-D dans les FGM [14]. Effet de l'angle entre la direction de gradation de matériau et la longueur de fissure sur le mode mixte des plaques FGM sous charge statique est étudié par la méthode MLPG dans [13]. R.J.Butcher [11] utilisé des mesures optiques pour connaître les paramètres de rupture du comportement à la pointe de fissure dans des matériaux fonctionnellement gradués et ces résultats sont également comparés avec des calculs numériques par éléments finis. Dans ce papier, nous allons nous attacher à la détermination du facteur d'intensité de contrainte dans le cas d'une fissure transversale présente dans une plaque en FGM composant de trois parties sollicitée au chargement normal. Ces calculs se fait grâce à la méthode des éléments finis par l'utilisation du code numérique ANSYS. Une étude paramétrique a été munie lors de calcul numérique afin de mettre en valeur les paramètres qui prouvent influencer le facteur d'intensité de contrainte.

2. Propriétés matérielles de plaque FGM

Une fonction de loi de puissance est utilisée pour décrire la variation de propriétés matérielle Figure 1, donnée comme suite

$$E(z)=(E_2-E_1)*(z/h+0.5)^n+E_1 \quad (1)$$

où E2 et E1 sont respectivement les modules de Young de la surface gauche (z = -h/ 2) et de la surface droite (z = h/ 2) de la plaque FGM, n est un paramètre matériel, h est l'épaisseur de la plaque. La variation de module de Young dans la direction de l'épaisseur de la plaque FGM est représentée sur la figures 2 pour différents rapports E2 / E1 = 0.1 et E2 /E1 = 10 .Il est appariât clairement dans ces figures, que le module de Young varie suivant l'épaisseur, ce qui vérifié l'approche théorique du comportement mécanique des matériaux FGM.

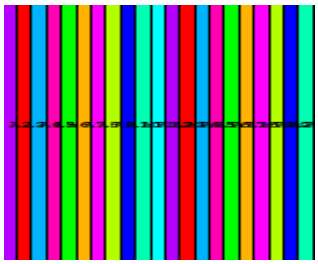


FIGURE 1. Discrétisation la plaque à gradient de propriété selon la loi de puissance.

Ce module d'Young change rapidement près de surface gauche pour n < 1 et augmenté rapidement près de la surface droite pour n > 1. La valeur de l'index "n" indique essentiellement la quantité et la distribution de matériau rigide dans la plaque. En effet avec des valeurs plus élevées de "n" la plaque tend vers le matériau moins rigide (la surface gauche) tandis que les valeurs inférieures de "n" tendent vers le matériau plus rigide (la surface droite).

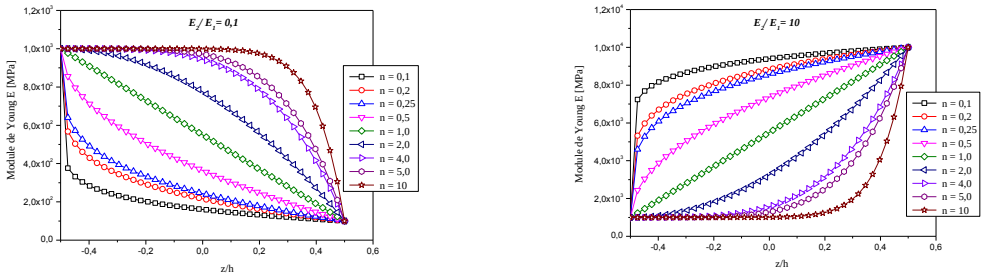


FIGURE 2. Variation du module de Young suivant l'épaisseur de la plaque pour différents valeur de l'index « n », pour $E_2/E_1 = 0.1,10$

3. INFLUENCE DU RAPPORT DE MODULE DE YOUNG ET L'INDICE MATERIEL SUR LA VARIATION DU FACTEUR D'INTENSITE DE CONTRAINTES

Nous considérons le cas d'une plaque composée de trois couches deux homogène et l'autre est hétérogène rapportée à un système de coordonnées cartésiennes comme montré sur la figure 3. La plaque est composée de trois couches, nommées, ''M1'', ''FGM'', et ''M2'' de la face gauche à celle droite de la plaque. Dans la couche FGM, un changement continu du module de Young, suivant une loi de puissance.

Dans cette partie, nous visons à mettre en évidence l'effet de la longueur de fissure sur le FIC pour différents rapport de module de Young et de l'indice matériel « n ». A cet effet, en faisant varier la longueur de la fissure $0.09 \leq a \leq 2.7$ d'une manière croissante. Pour cela nous avons créé une fissure transversale qui est commencée par le matériau M1, et elle se propage jusqu'à ce que la pointe de la fissure atteindre le matériau M2.

Les propriétés des matériaux de la couche en FGM sont divisées en 22 couches pour les deux cas E2 / E1 = 0,1 et E2 / E1 = 10.Un maillage fin et raffiné est appliqué autour de la fissure figure 3 à l'aide du code de calcul Ansys APDL version 12 afin d'améliorer la convergence du calcul et d'aboutir à un résultat plus fiable.

Les figures .4.a ,4.b et 4.c illustrent les courbes typiques de l'évolution du FIC en fonction du rapport entre la longueur de fissure et la largeur de la plaque pour des rapports donnés.

À l'analyse de ces figures, on remarque que l'augmentation du FIC dans le cas du matériau M1 est due principalement à l'augmentation de la longueur de fissure. Ce facteur atteint des valeurs significativement différentes pour le rapport E2 / E1 = 10, mais dans le cas de E2 / E1 = 10, où il est considérablement plus faible.

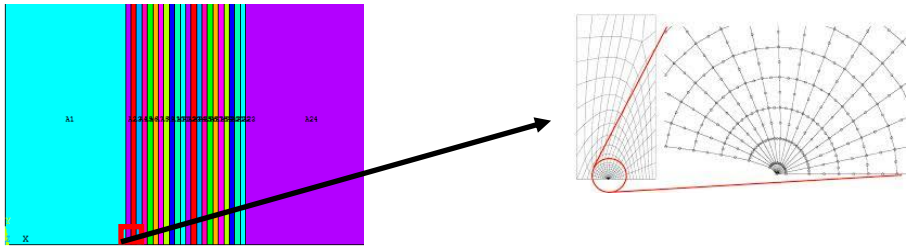
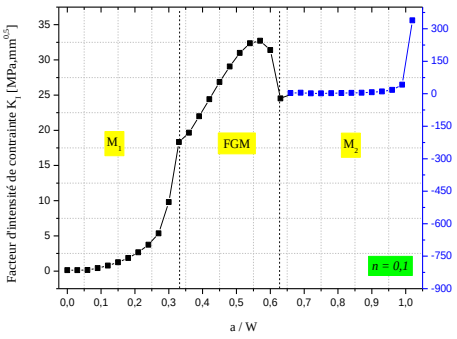


FIGURE 3. Modèle couplé de la géométrie par Ansys APDL

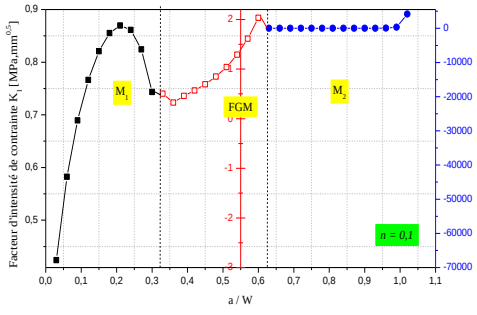
Pour le rapport E2 / E1 = 0.1, on observe une augmentation progressive du FIC dans la partie qui représentée par le matériau M1 ainsi que la partie présenté par de FGM. Ce facteur est presque constant en matériau M2 (variation trop petite de 0.4- 0.9). En comparaison avec celle du rapport E2 / E1 = 10 la courbe qui représente le facteur d'intensité de contrainte subit une chute au niveau des interfaces présentées par la partie FGM et la partie du matériau M2. Sur la lumière de ces résultats nous pouvons conclure que l'interface rigide causera un abaissement de facteur d'intensité de contrainte.

Pour l'index n=10 de la figure 4.c, on remarque une augmentation progressive du facteur d'intensité de contraintes dans les trois partie (M1, FGM et M2) pour le rapport E2/E1=0.1. Par contre pour le cas E2/E1=10 on observe une chute dans les valeurs du FIC au niveau de la partie rigide, présentée par le matériau M2.

Les résultats graphiques de la variation du facteur d'intensité de contrainte de plaque FGM en fonction de l'index « n » sont montrés sur les figure 5. Des différences significatives dans les valeurs des facteurs d'intensité de contraintes sont observées. Au niveau de la couche de FMG, le facteur d'intensité de contrainte diminue et commence à se développer vers le matériau M2. La diminution du module de Young apparaît immédiatement après l'interface et qui a provoqué l'augmentation du facteur d'intensité de contraintes.

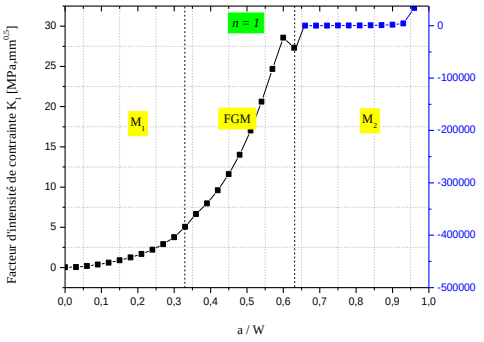


$E_2 / E_1 = 0.1$

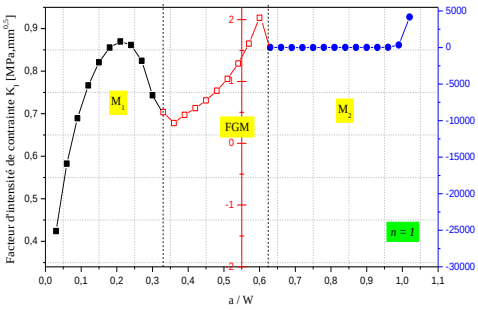


$E_2 / E_1 = 10$

FIGURE 4.a. Variation du facteur d'intensité de contrainteE2 /E1=0.1, E2 /E1=10 et n=0.1.

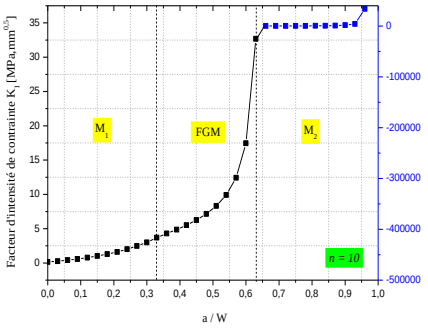


E2 /E1=0.1

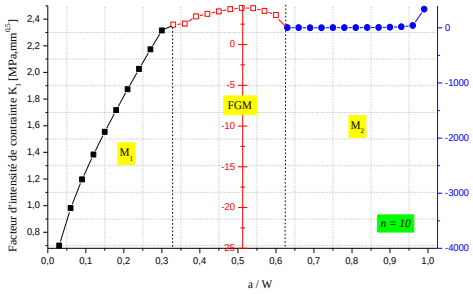


E2 /E1=10

FIGURE 4.b. Variation du facteur d'intensité de contraintes E2 /E1=0.1, E2 /E1=10 et n=1.



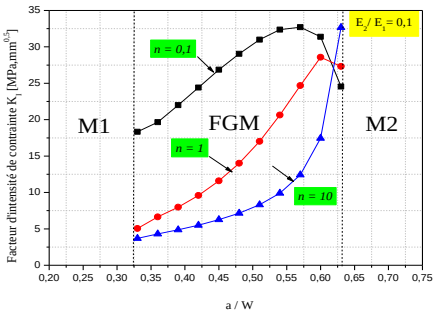
E2 /E1=0.1



E2 /E1=10

FIGURE 4.c. Variation du facteur d'intensité de contraintes, E2 /E1=0.1 et e2 /e1=10, avec n= 10

Cependant une situation similaire se produit pour n = 10, où une forte variation de la valeur du facteur d'intensité de contrainte se produit près de l'interface de la FGM et le matériau M2.



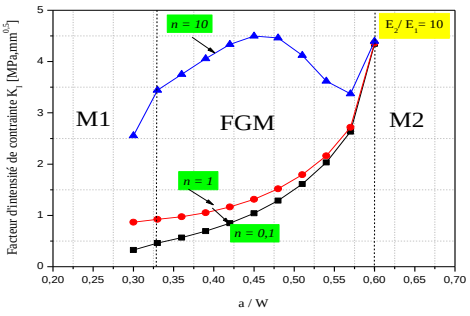


FIGURE 5. Variation du facteur d'intensité de contraintes E2 /E1=0.1, 10, pour différents indexe n.

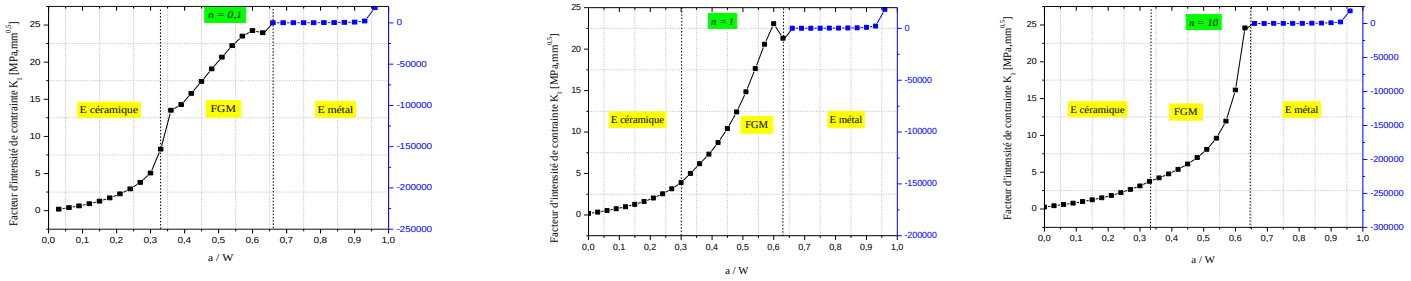
4. CALCUL DU FIC D'UNE PLAQUE COMPOSEE PAR CERAMIQUE/FGM/METAL

Nous avons choisi un modèle numérique qui comporte trois parties telles que (céramique, FGM, métal) afin d'évaluer le comportement de la fissure pour deux types de matériaux les plus étudiés dans la littérature comme Céramique/Métal, dont ces caractéristiques mécaniques sont présentées dans le tableau 1.

	Céramique	Métal
Module de Young E [MPa.]	$3{,}8E10^5$	$7E10^4$
Coefficient de poisson ν	0.3	0.3
Masse Volumique ρ [Kg/m^3]	3960	2780

Tableau 1. Propriétés mécaniques de la plaque FGM

De cette figure, les mêmes constatations ont été remarqués que celles des courbes précédents de la figure 4. Dans la partie qui désigne la céramique, le matériau est purement isotrope, la courbe du facteur d'intensité de contrainte prenne une allure asymptotique après certain taille de fissure, puis cette courbe change dès que la fissure atteint la plaque en FGM pour un index n =0.1, dont le module de Young change d'une couche à une autre vers le matériau plus rigide (métal).



E_m/E_c=0.18, n= 0.1 *E_m/E_c=0.18, n= 1.0* *E_m/E_c=0.18, n= 10.*

FIGURE 6. Variation du facteur d'intensité de contraintes Em /Ec=0.18 pour différents index n.

5. CONCLUSIONS

L'utilisation des matériaux FGM dans des domaines critiques sont soumis à des chargements mécaniques et thermiques en provoquant un endommagement, nous a conduit à mettre en place une étude sur le comportement de fissure de ces matériaux.,c'est dans ce contexte que nous avons fait un calcul numérique grâce à la méthode des éléments finis pour évaluer l'influence des propriétés matérielle sur la variation de facteur d'intensité de contrainte afin d'optimiser ces matériaux. Les résultats obtenus montrent que le facteur d'intensité de contraintes diminue avec l'accroissement du rapport de module de Young entre les deux matériaux (métal et céramique) où est le comportement de la plaque FGM est intermédiaire entre ces deux cas. Ce facteur est moins important, lorsqu'il s'agit d'un matériau rigide (E2/E1=10) et cela est dû à son module de résistance élevé (70E4MPa). Par contre, elle est importante, lorsqu'il s'agit d'un matériau moins rigide (E2/E1=0.1) en vu de son faible module d'Young. La valeur L'index "n" indique essentiellement la quantité et la distribution de céramique dans la plaque. En effet avec des valeurs plus élevées de "n" la plaque tend vers le métal (la surface gauche) tandis que les valeurs inférieures de "n" tendent vers céramique (la surface droite). Lla distribution des propriétés matériau est importante et doit être prise en compte dans la conception des structures de FGM. Sur la lumière des résultats obtenus, nous pouvons dire qu'un faible facteur d'intensité de contrainte lui-même va contribue à l'amélioration de la durée de vie structures en FGM de manière plus significative.

REFERENCES

[1] Anlas, G., Santare, M.H., Lambros, J. (2000). Numerical calculation of stress intensity factors in functionally graded materials. Int.J. Frac. 104(2), 131–143.

[2] B. Kieback, A. Neubrand. (2003).Processing techniques for functionally gradient materials".

[3] C.-E. Rousseau and H. V. Tippur. (2002). Evaluation of crack tip fields and stress intensity factors in functionally graded elastic materials: cracks parallel to elastic gradient International Journal of Fracture,114, 87-112.

[4] E. Martınez-Paneda, R. Gallego (2011). Numerical analysis of quasi-static fracture in functionally graded materials" Int JMech Mater Des 11:405–42.

[5] F. Erdogan, A. C. Kaya and P. F. Joseph. (1991). The crack problem in bonded nonhomogeneous materials. Applied mechanics transaction Journal of ASME, vol. 58, pp. 410-416,06.

[6] Gu, P., Dao, M. & Asaro, R. J. (1999). A simplified method for calculating the crack tip field of functionally graded materials
using the domain integral. Journal of Applied Mechanics, Vol. 66, pp. 101-108.

[7] Koohkan, H., Baradaran, G. H. & Vaghefi, R. (2010). A completely meshless analysis of cracks in isotropic functionally
graded materials. Journal of Mechanical Engineering Science, Vol. 224, No. 3, pp. 581-590.

[8] M. Sevcıka,b,, P. Hutara, L. Nahlıka,b, Z. Knesla . (2009). An evaluation of the stress intensity factor in functionally graded materials Applied and Computational Mechanics. 3, 401–410.

[9] Marur, P. R. & Tippur, H. V. (2000). Numerical analysis of crack-tip fields in functionally graded materials with a crack normal to the elastic gradient. International Journal of Solids and Structures, Vol. 37, pp. 5353-5370.

[10] Ozturk, M. and Erdogan. (1997).Mode I crack problem in an inhomogeneous orthotropic medium". International Journal of
Engineering Science, 35, pp.869-883. pp. 438–443.

[11] R.J.Butcher, C-E Roussev. (1999) .A functionally graded particulate composite, Preparation, measurements and failure analysis, Vol. 47, pp.259-268.

[12] Shiota, I. & Miyamoto, Y. (1997). Functionally graded materials 1996. ELSEVIER SCIENCE B.V.

[13] Sladek, J., Sladek, V. & Zhang, Ch. (2008). Evaluation of the stress intensity factors for cracks in continuously nonhomogeneous solids, part I: Interaction integral. Mechanics of Advanced Materials and Structures, Vol. 15, pp. 438–443.

[14] Sladek, J., Sladek, V., Zhang, Ch. & Tan, C.H.L. (2006). Evaluation of fracture parameters for crack problems in FGM by a meshless method. Theoretical and applied mechanics, Vol. 44,
No. 3, pp. 603-636.

GAS CHROMATOGRAPHY–MASS SPECTROMETRY DETERMINATION OF THE MIGRATION OF PHTHALATE PLASTICISERS FROM POLYVINYL CHLORID IN FOOD ALIMENTS

M. O. BOUSSOUM[1], N. BELHANECHE-BEMSEMERA[2]

(1) Faculte des Sciences de la Nature et de la Vie, Université Ibn Khaldoun, Tiaret, Algeria.
Email : idir_boussoum@yahoo.fr;
(1, 2) Laboratoire des Sciences et Techniques de l'Environnement, Ecole Nationale Polytechnique, BP 182 El-Harrach, Alger, Algeria.

ABSTRACT

In this study, the specific migration of epoxidized sunflower oil (ESO) and di-octyl phthalate (DOP) was addressed by using gas chromatography coupled with mass spectrometry. The test conditions were 12 days. Twelve circular samples of plasticized PVC were immersed in 120 ml of olive oil. A circular sample and 10 ml of food stimulant were taken off every day to be analyzed. The rate of mass variation was followed.

We first searched for the optimum operating conditions for the analysis of additives in question (ESO and DOP) in based on the measurement of retention time to increase the sensitivity and specificity of the chromatographic system chosen.

Key Words: plasticized PVC, migration, DOP, ESO, CG/SM.

NOMENCLATURE

Subscripts :

ESO: Epoxidized sunflower oil ;
PVC : Polyvinyl chloride
DOP: Di-octyl phthalate;
GC / MS: Gas chromatography coupled with mass spectrometry

1. INTRODUCTION

Polyvinyl chloride (PVC) is one of the most widely used polymeric materials in medicine. Flexible PVC is used for the manufacture of blood and blood component storage bags, intravenous solution dispensing sets, blood tubing, and so on. As PVC per se is a rigid polymer, additives in the form of plasticizers are incorporated into it to increase its flexibility and low-temperature properties [1].

Phthalates are a well-known group of plasticizers required to make polyvinylchloride (PVC) plastic materials pliable. Most PVC products contain DOP plasticizers in the range from 30 to 80 wt %. Since DOPs are not chemically bound to the plastic, they raise serious environmental contamination issue by easily leaching to the surrounding medium or fluids [2]. Phthalate esters are widely used as industrial plasticizers. In particular, di-octyl phthalate (DOP) is used in the manufacture of polyvinyl chloride (PVC) products and other plastics to achieve the desired softness, flexibility and

stability for specific applications. PVC is employed in the production of floor tiles, food wrapping film, industrial tubing, and medical devices, and is the most widely used polymer because of its availability [3].

In this study, the specific migration of epoxidized sunflower oil (ESO) and di-octyl phthalate (DOP) was addressed by using gas chromatography coupled with mass spectrometry. We first searched for the optimum operating conditions for the analysis of additives in question (ESO and DOP) in based on the measurement of retention time to increase the sensitivity and specificity of the chromatographic system chosen.

The use of capillary columns results in certain system-level injection and detection. Indeed, the volume of samples should be low to avoid saturating the stationary phase. For this, a comparison between a Split injection (injector splitter) and a Splitless injection (injection without divider) was made. The techniques of external and internal standard were compared in the case of the analysis of the DOP. Finally, two extraction solvents of different polarities were used: hexane and chloroform to determine the best extraction solvent. Sunflower oil epoxidised (ESO) was obtained by epoxidation of commercial sunflower oil; this epoxidation reaction was developed as part of a research project as part of national research programs (NRP) [4]. Its main objective is to obtain an additive (thermal stabilizer) non-toxic, from a local raw material which is sunflower oil. This addendum is intended for the plastics industry in general and that of plastic packaging in particular those intended to come into contact with foodstuffs, pharmaceuticals, cosmetics, etc.

In addition, HTE meets the new guidelines in the production of additives where the current trend is to develop new products known as green, i.e. non-toxic and do not cause harm to the environment during the discharge of materials to use outside the state of waste. Thus, there is a tendency towards replacing based stabilizers of heavy metals such as lead or cadmium, widely used until now [5], but have the disadvantage of being toxic and ecopersistants.

Preliminary studies [6, 7] have allowed, firstly, highlighting the properties of ESO as thermal stabilizer of PVC. The study of its alimentarity was raised in the case of rigid PVC [8] and plasticized PVC [9, 10]. An acute toxicity study of ESO was made. It has helped to advance the non-toxicity of the substance in the short term [11]. In all these studies, the estimated global migration is below the regulatory limit of 10 mg/dm^2 surface.

2. EXPERIMENTAL METHOD

2.1. MATERIALS

The PVC resin of K-Wert value of 70 produced by CIRES (Portugal), dioctyl phthalate (DOP) produced by SGP (Tunisia), the complex of stearates Zn and Ca produced by Aldrich (France) and the stearine produced by SO.G.I.S.SPA (Italy) is commercial products used without preliminary purification. The sunflower oil epoxydized (ESO) was especially prepared as described previously [12]. The level of oxirane oxygen was 5.2%. Plates were carried out according to following proportions' (the contents are expressed in grams for 100 g of PVC): 2 % for the stearate complex of Zn and Ca, 1 % for stearine, 10 % of the ESO and 40 % for the DOP (formulation of PVC plasticized: F40). PVC and additives were mixed in a two-roll mill at 140 °C and melt compressed at 170 °C under a pressure of 300 kN/m^2. Then circular samples having a diameter of (2 ± 0.1) mm and a thickness of (22 ± 0.1) mm were cut.

2.2. METHODS

PVC discs cut out in a plate of the F40 formulation are pre-soaked in n- heptane. A of the intervals of times and temperature determined, a disc left solvent. It is weighed before and after pre-soaking then dried during a given time.

2.3. GAS CHROMATOGRAPHY COUPLED WITH MASS SPECTROMETRY

This technique has been used to identify the nature of the substances present in the simulator and quantify additives in PVC samples. The analysis gas chromatography coupled with mass spectrometry (GC / MS) was used in the case of the following additives: DOP & ESO.

2.3.1. MATERIAL USED BRAND

♣ Chromatograph Perkin Elmer PE-5MS;

♣ Mass spectrometer brand Perkin Elmer;

♣ Capillary column of internal diameter of 0.25 mm, length 30 m and a film of 0.25 m (polar phase: 5% diphenyl 95% dimethyl polysiloxane,);

♣ Automatic injector.

2.3.2. CONDITIONS FOR ANALYSIS BY GC / MS

2.3.2.1. PLASTICIZER DOP

► Mode: electron impact;

► Pressure: 31 kPa;

► Ionization potential: 70 eV;

► Carrier gas: Helium;

► Scan interval: 50 - 450 uma;

► Injection volume: 1.0 µl (injection);

► Interface temperature: 280 °C;

► Temperature programming: In the beginning, 3 min at 90 °C, then rising by 6 °C to 250 ° C and maintained at 250 °C for 13 min.

► Etalon interne: Dibutyl phthalate (DBP), density of 1.04 and molecular weight of 278.35 g / mol derived from ALDRICH.

2.3.2.2. THERMAL STABILIZER ESO

► Interface temperature: 300 °C;

► Temperature programming: At first, 1 min at 90 °C, then rising 10 °C to 300 °C and maintained at 300 °C for 20 min.

► Internal standard Methylnonadecanoate ($C_{20}H_{40}O_2$) (ALDRICH).

2.3.3. PROCEDURE FOR IDENTIFICATION AND QUANTIFICATION WITH GC / MS

2.3.3.1. PLASTICIZER DOP

Sample preparation for analysis was conducted according to the protocol described by Wang and Strom [13]:

Take about 0.2 g of PVC pellet and put in a soxhlet apparatus for 8 hours using 3 / 4 volume soxhlet extraction solvent (hexane or chloroform), then transferring the extract into a vial measure, complete with solvent extraction and an aliquot taken for analysis.

2.3.3.2. SUNFLOWER OIL EPOXIDISED ESO

Sample preparation for analysis was conducted according to the protocol described by Wang and Strom [13] and Simoneau Fautoni and [14] which includes the following steps:

♦ Take about 0.2 g of PVC pellet and dissolve in 8 ml of THF;

♦ PVC precipitate by adding methanol (volume of THF / methanol of 1: 2.5 v / v);

♦ The filtrate is separated from the PVC and then dried at 80 °C for 30 min;

♦ Dissolve the residue in 1 ml of nitric acid supra pure.

3. RESULTS

3. ANALYSIS OF DOP

3.1. COMPARISON OF INJECTION METHODS

Samples must have a sufficient concentration so that they can be analyzed with sufficient reproducibility. Two injection methods were compared:

- Injection split the sample is divided into two streams one of which enters only in the column and the other escapes through a leak.

- Injection splitless: the solution is injected vanished then dragged into the capillary column where it condenses.

By comparing the chromatograms of samples analyzed by both methods, we find that the splitless injection mode (tr = 40 min) gave retention times shorter than those obtained by split injection (tr = 71 min), which we can choose the operating conditions to apply.

3.2. CHOICE OF SOLVENT EXTRACTION

The choice of solvent meets two criteria: it must have a great ability to not only solvent to extract the substance almost completely, but also to make this transfer in a reduced volume to facilitate concentration. The second quality is the volatility of the solvent extraction is interesting that during the partial evaporation thereof.

The results obtained by GC / MS analysis of the internal standard of DOP is dibutyl phthalate (DBP), whose initial concentration is 2.4 ppm by the two solvents namely hexane and chloroform are given in Table 2.1.

	Temps de rétention (min)	**Surface (μm^2)**
Hexane	40,26	12219
Chloroforme	28,79	87193

Table 2.1: Choice of extraction solvent.

From this table, it appears that chloroform extract has a retention time of DBP less than that of hexane. In addition, the surface of the chloroform extract of the standard peak DBP is greater than that of the extract of the hexane, chloroform which can be considered as a solvent of choice for extraction of the additives in question. The differences obtained are due to the fact that he is unlike polar hexane.

3.3. COMPARISON OF METHODS OF INTERNAL AND EXTERNAL CALIBRATION

To assess the amount of plasticizer (DOP) in PVC cylinders witnesses and those who have suffered the migration test at 40 °C with and without pre-soaking in n-heptane, two techniques of internal and external calibration were compared. The technique of external calibration is based on the preparation of solutions of different concentrations of DOP alone, while the internal calibration technique is based on the initial introduction of a mixture of internal standard (DBP) and DOP with different concentrations. Figure 2.1 shows the chromatograms of different samples analyzed.

The method of internal calibration gave better results because it facilitates the positioning of the peak of the samples analyzed.

By comparing the results obtained, we find that areas of the peaks of standards assayed in DOP olive oil are larger than those in aqueous ethanol, which means that concentrations of the latter are more important in the case environment simulator bold. The determination of the DOP in both environments simulators is achieved by GC / MS by measuring each of the chromatograms obtained the area of peak of standard DOP. A calibration curve was established, on the Y axis of the peak areas of standard DOP (m / z = 149 and r = 28.77) and the X axis the different concentrations of DOP. The values of DOP concentrations are given in Table 2.2.

Milieux simulateurs		***Ethanol aqueux***		***Huile d'olive brute***			
		Extrait par le chloroforme		Extrait par le chloroforme		Extrait par l'hexane	
		ppm	**%**	**ppm**	**%**	**ppm**	**%**
Concentration [DOP]	0 jours	2,2300	34,1000	2,2300	34,1000	0,0160	0,2450
	11 jours sans prétrempage	1,2400	18,9602	0,8300	12,6900	0,0042	0,0660
	11 jours avec prétrempage	0,7200	11,0100	0,0300	0,4600	0,0027	0,0413

Table 2.2: Number of DOP migrated from the plastic formulation F40.

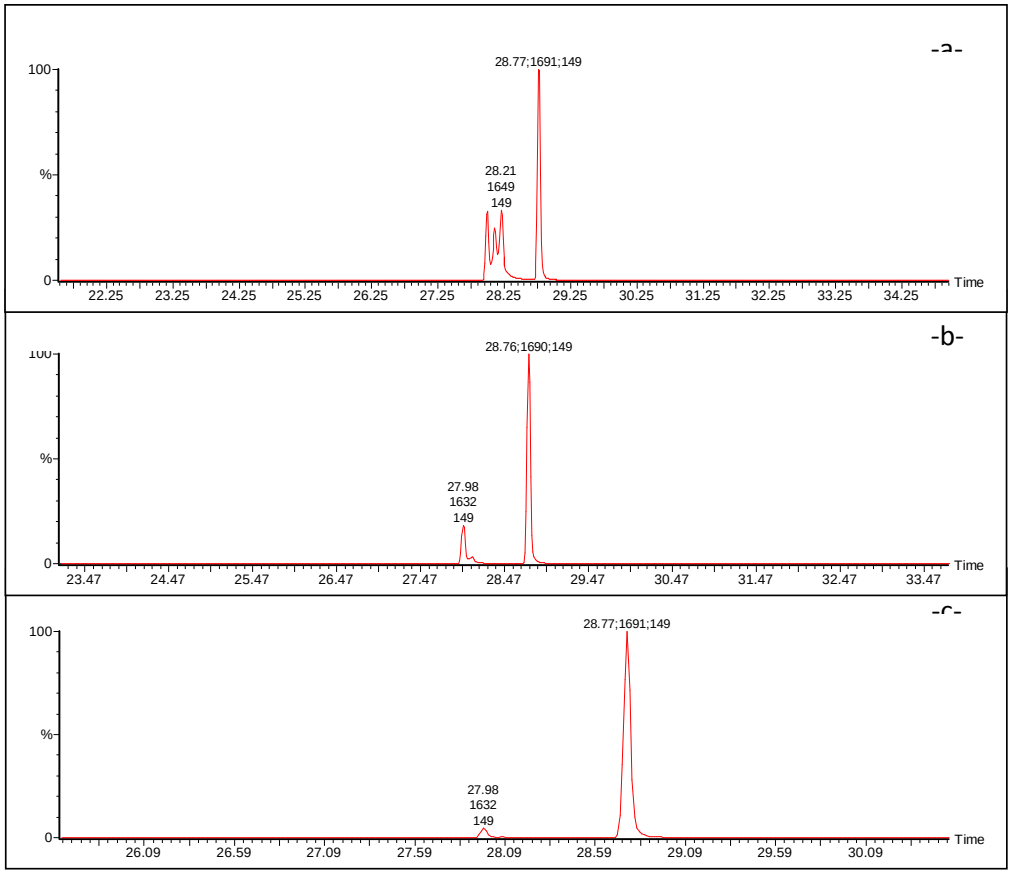


Figure 2.1: Chromatogram of the product by chloroform extraction of the specimen PVC F40:

-a- witness.

-b- in contact with ethanol for 11 days without pre-soaking.

-c- placed in contact with ethanol for 11 days with pre-soaking.

According to this table, it appears that:

- The best solvent is chloroform as hexane for extraction of additives considered.

- The amount of DOP migrated in the case of specimens tested with migration in olive oil is greater than that determined in aqueous ethanol, which means that the nature of the simulator environment plays a very important the transfer of DOP, since each simulator has a different behavior by its physicochemical properties (degree of affinity presented vis-à-vis the DOP).

- The pre-soaking decreased migration of DOP.

4. ANALYSIS OF THE ESO

Quantifying the ESO was performed by GC / MS (electron impact mode IE), using m / z = 74 which corresponds to the peak of the standard ESO [15, 16] and m / z = 281 which characteristic peak of methyl esters of ESO C18: 2 [17]. The analysis was performed on samples of the three formulations studied and the samples tested migration. The ESO was found in the three formulations. Figure 3.1 shows the chromatograms of different samples analyzed.

For each chromatogram, determine the concentration of ESO by establishing a calibration curve (peak area according to the different concentrations).

The results are summarized in Table 3.1.

Formulations	***F***		***F0***		***F40***	
[HTE] migrée	**ppm**	**%**	**ppm**	**%**	**ppm**	**%**

0 jours	1,6238	99,2700	1,6025	97,7134	1,3030	96,4185
12 jours sans prétrempage	0,7125	43,4450	0,4800	29,2683	0,3550	21,6463
12 jours avec prétrempage	0,3138	19,1340	0,1575	9,6037	0,1500	9,1643

Table 3.1: Number of ESO migrated into olive oil (extracted by chloroform).

According to this table, it appears that:

- The quantity of migrated ESO in the case of the formulation F is greater than other formulations (F0 and F40) and this can be explained by the presence of other additives in PVC test formulations and F0, F40 slow the migration of the ESO.
- The pre-soaking decreased migration of ESO.

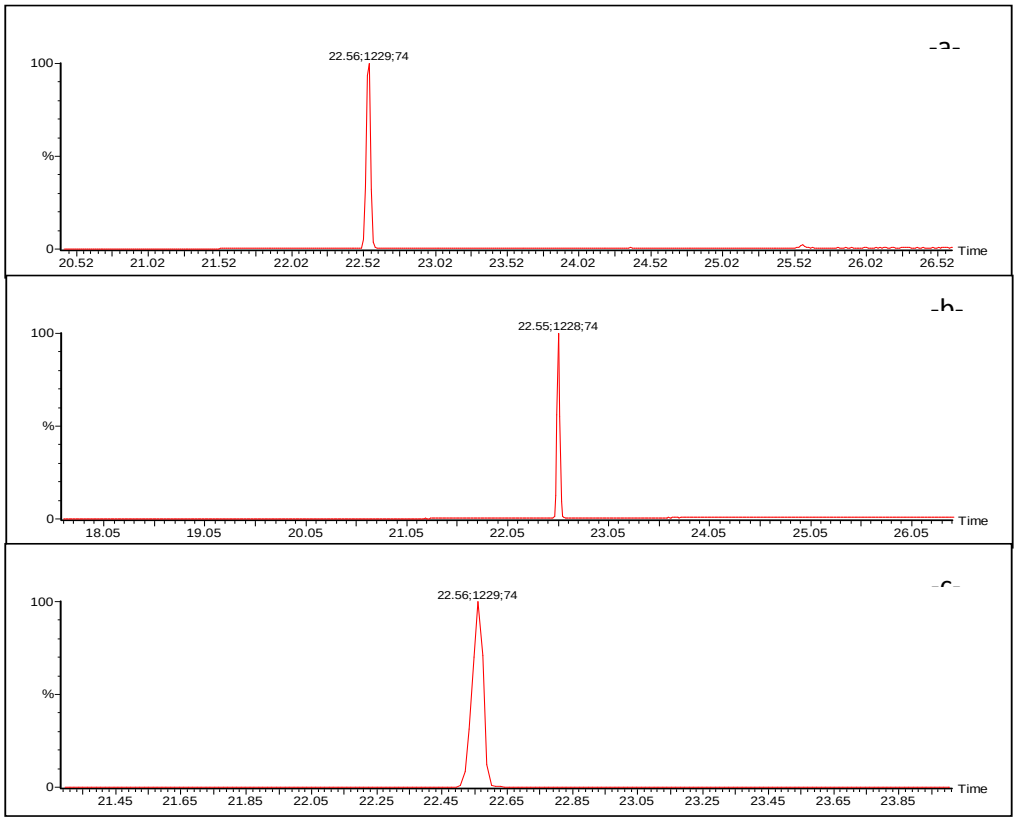


Figure 3.1: Chromatogram of the product by chloroform extraction of the specimen PVC F: - witness.
- Without pre-soaking in contact with raw olive oil for 12 days.
- With pre-soaking in contact with raw olive oil for 12 days.

5. CONCLUSION

The analysis by GC / MS, allowed:

- To select the operating conditions and injection mode (splitless injection) to be applied to the analysis of the DOP and the ESO.
- Obtain the chromatograms of the DOP, the ESO, witness and specimens that have undergone testing migration.

- Consider chloroform as the best solvent for the hexane extraction of additives in question and the method of internal calibration as the best method of analysis of methyl esters.
- The amount of DOP migrated in the case of test specimens (F40) who tested for migration into olive oil is greater than that determined in aqueous ethanol.
- The quantity of migrated HTE in the case of the formulation F is greater than other formulations (F0 and F40).

Overall, this study has confirmed that the migration took place and that the pre-soaking reduces the migration of additives in PVC samples.

REFERENCES

[1]: I.Rie, N.Hiroyuki, "High-throughput determination of mono- and di(2- ethylhexyl)phthalate migration from PVC tubing to drugs using liquid chromatography–tandem mass spectrometry", Journal of Pharmaceutical and Biomedical Analysis 39 (2005) 1036–1041
[2]: Y. C. Ling, C. Y. Chen, A.V. Ghule, "Rapid identification of phthalates in blood bags and food packaging using ToF-SIMS", Applied Surface Science 231–232 (2004) 447–451.
[3]: W. Huber, B. Grasl-Kraupp, Hepatocarcinogenic potential of DEHP in rodents and its implications on human risk. Crit. Rev. Toxicol. 26, 365–481. (1996).
[4] : Projet de recherche N° AE 197/05 intitulé «Epoxydation de l'huile de tournesol et applications», Premiers Programmes Nationaux de Recherche (PNR1), (1998-2001).
[5] : Livre vert de la communauté européenne COM (2000) 469, 26/07/2000.
[6] : M.T.Benaniba, «Epoxydation de l'huile de tournesol et application à la stabilisation thermique du polychlorure de vinyle », Thèse de doctorat d'état, Université de Sétif, (2003).
[7]: M.T.Benaniba, N.Belhaneche-Bensemra, G.Gelbard, «Stabilizing effect of epoxydized sunflower oil on the thermal degradation of PVC », Polym.Degr & Stab, N° 74, PP 501-505 (2001).
[8]: D.Atek, N.Belhaneche-Bensemra, « FTIR investigation of the specific migration of additives from rigid poly (vinyl chloride) », Eur. Polym. J. 41, PP 707-714, (2005).
[9] : M.O.Boussoum, D.Atek, N.Belhanache-Bensemra, « Etude des interactions contenant -contenu dans le cas polychlorure de vinyle stabilisé à l'huile de tournesol époxydée », Projet de Fin d'Etude, Ecole Nationale Polytechnique, (2003).
[10]: M.O.Boussoum, D.Atek, N.Belhanache-Bensemra, «Interactions between Poly (vinyl chloride) stabilised with expoxidized sunflower oil and food simulants », J. Polym. Degrad. and Stab., N° 91, PP 579-584, (2006).
[11] : D.Atek, « Etude de la migration spécifique et de la toxicité de l'huile de tournesol époxydée », Mémoire de magister, Ecole Nationale Polytechnique, (2002).
[12]: D. MESSADI, N. FERTIKH and A. E. H. GHEID, "Study of exchanges between a non-solvent and plasticizer disperse in a plastic disc," Eur. Polym. J. Vol. 27, No. 11, PP. 1187-1193, (1991).
[13]: Qian Wang, B.K.Storm, "Separation and analysis of low molecular weight plasticizers in poly (vinyl chloride) tubes", Polymer Testing N° 24, PP 290-300, (2005).
[14]: L.Fantoni, C.Simoneau, "European survey of contamination of homogenized baby food by expoxidized soybean oil migration from plasticized PVC gaskets", Food Additives & Contaminants, Vol.20, N° 11, PP 1087-1096, (2003).
[15]: M.V.Gonzalez-Rodriguez, « Determination of antioxidant migration levels from low-density polyethylene films into food simulants », Journal of Chromatography A, N° 1018, PP 53-62, (2003).
[17]: G.CAMERON, "A new approach to the analysis of phtalate esters by GC/MS", Agilent Technologies Inc., Palo Alto, Californie, État-Unis, (2001).
[19] : Norme ENV 1186-4, «Détermination des esters méthyliques d'acides gras », (1994).

EFFETS DE L'ANGLE DE CALAGE DES PALES D'UNE PETITE EOLIENNE SUR SA PUISSANCE ELECTRIQUE GENEREE.

I. BOUMRAR

Laboratoire d'Energétique Mécanique et Matériaux- LEMM, Université Mouloud Mammeri-Tizi-Ouzou, Algérie.
E-mail: boumrari@hotmail.fr,

RÉSUMÉ

L'étude des potentialités énergétiques éoliennes a montré que les zones limitrophes des autoroutes, ou circulent beaucoup de véhicules de poids lourd et autres sont les plus ventées. Au passage de ces véhicules, circulant relativement à grande vitesse, un mouvement de l'air est généré. Ainsi on peut dire que cette région reste l'endroit le mieux approprié pour implanter un petit système éolien rentable et performant pour l'alimentation de panneaux publicitaires dans cet espace.
Le but du présent travail est de montrer l'effet de l'angle de calage des pales de la petite éolienne sur la puissance électrique générée ainsi que l'évaluation de cette production électrique dans une zone autoroutière dominée par la circulation des véhicules de poids lourd à vive allure générateurs de mouvement de l'air ; ce dernier crée un vent de vitesse relativement importante dans une certaine direction bien définie. La connaissance des champs du vent est cruciale pour la conception et la mise en œuvre de la petite machine éolienne, pour produire de l'électricité suffisamment importante à l'alimentation d'une petite batterie destinée à son tour à l'alimentation d'un panneau publicitaire.

Mots clés : *Potentiel énergétique, Eolien autoroutier, Génératrice, Banc d'essai éolien, Eolienne à axe horizontale, Inclinaison des pales éoliennes.*

NOMENCLATURE

Symboles :

C_D : coefficient de traînée,
D ; traînée, N
d : diamètre du rotor, cm
e : Epaisseur de la pale, cm
$\frac{e}{l_0}$: Epaisseur relative de la pale (%),
f/ l_o : Cambrure relatif de la pale,
g**:** Accélération de gravité,m.s^{-2}
l_o : AB : Corde de la pale, cm
P : puissance électrique générée, W
I : intensité électrique, A
U : tension électrique, V
V_o **:** vitesse du vent, m/s

Lettres grecques :

α : angle de calage, (°)
ρ_h **:** Masse volumique de l'huile, kg.m^{-3}
ρ**:** Masse volumique de l'air, kg.m^{-3}
Δh **:** dénivellation des hauteurs d'huile lue sur le multi-manomètre, mm

1. INTRODUCTION

L'humanité est confrontée à un double défi: La demande mondiale d'énergie qui doit être respectée, et la prévention des changements climatiques, avant qu'elle ne devienne incontrôlable. La plupart des scientifiques conviennent maintenant que l'origine anthropique du changement climatique mondial constitue une menace très grave pour la société et les écosystèmes terrestres. La promotion des Energies Renouvelables en Algérie sera réalisée grâce au programme national ambitieux qui s'inscrit dans les projections d'aménagement du territoire à l'horizon 2030. Il cible les populations des sites enclavés, hors réseau conventionnel, pour une équité énergétique nationale prônée avec force, et pour bénéficier également

des avantages indéniables de l'énergie électrique et calorifique à partir des sources d'énergies renouvelables localement disponibles et aisément mobilisables avec les techniques et les technologies mâtures actuelles.
L'énergie renouvelable est la clé de la prospérité future, pour un environnement mondial sain. Elle est considérée comme un moyen prometteur pour résoudre les problèmes de la pollution de l'environnement tels que les grands accidents écologiques, la pollution des eaux, la pollution maritime, le rayonnement et la radioactivité [1].
Au rythme actuel d'utilisation, en tenant compte de l'accroissement de la population et de la consommation d'énergie dans les pays en développement, les ressources pétrolières, de gaz naturel et d'uranium seront épuisées dans quelques décennies [2]. Ces dernières années, l'énergie éolienne a connu un essor considérable grâce aux améliorations technologiques et l'exigence croissante de la production d'énergie par les sources renouvelables [3].

A.K. Wright et D.H. Wood [4] ont confirmé qu'afin d'extraire le maximum de puissance possible, il est important que les pales d'une petite éolienne commencent à tourner à la plus basse vitesse de vent possible. L'éolienne à trois pales et à axe horizontal de diamètre 2 m a été étudiée dans les conditions d'essai réel, les résultats sont comparés aux calculs utilisant une analyse quasi-stationnaire d'élément de pale. Les valeurs des vitesses de vent auxquelles le rotor de la turbine démarre et cesse de tourner ont été déterminés. Les calculs suggèrent que la majeure partie du couple de démarrage est produite près du moyeu, tandis que la plupart de couples producteurs de puissance vient de la région de bout. La signification de ces résultats pour la conception d'une pale est discutée.

Un système de très petite éolienne a été développé pour de multi-objectifs par Hiroyuki Hirahara ,and *al* [5], sa réalisation a été rapportée dans cet article. Le diamètre du rotor de la turbine est de 500 millimètres. Les essais du rendement énergétique, de la vitesse de rotor, du coefficient de puissance et du couple de la turbine ont été effectués pour une large plage de vitesse libre.L'écoulement autour de l'éolienne et l'influence de la turbulence ont été étudiés avec la méthode PIV. Le coefficient de puissance expérimentalement obtenu était au maximum de 0.40 et 0.36 évalué en condition courante, respectivement. Rivalisant avec les autres turbines commerciales, elle est excellente à une vitesse lente de turbine. La vitesse d'approche de l'écoulement passant au bout de pale a été obtenue et le vortex de bout de pale a été également clairement visualisé.

Dans ce travail on présente l'estimation de la production électrique d'un système éolien dans la zone limitrophe d'une autoroute ou beaucoup de véhicules circulent à vive allure et crée un mouvement d'air qui peut être assimilé à du vent d'une vitesse considérable récupérable par une petite éolienne pour la recharge d'une batterie alimentant un panneau publicitaire placé à proximité de cette autoroute rapide.

2. METHODE EXPERIMENTALE

2.1. Réalisation du banc d'essai et matériel requis

Pour la réalisation de notre banc d'essai nous avons fabriqué une éolienne de diamètre assez faible pour pouvoir l'introduire dans la veine d'essai de la soufflerie sachant que celle-ci dispose d'une hauteur et une largeur de 300×300 mm.
Cette éolienne est liée à la balance aérodynamique avec une tige métallique, des moyens de mesure sont introduits pour compléter le banc d'essai : un indicateur de contraintes, une chaîne d'acquisition de données insérée dans le port arrière d'un Micro-ordinateur, une résistance variable, un ampèremètre et un voltmètre et des fils de connexion conducteurs d'électricité.

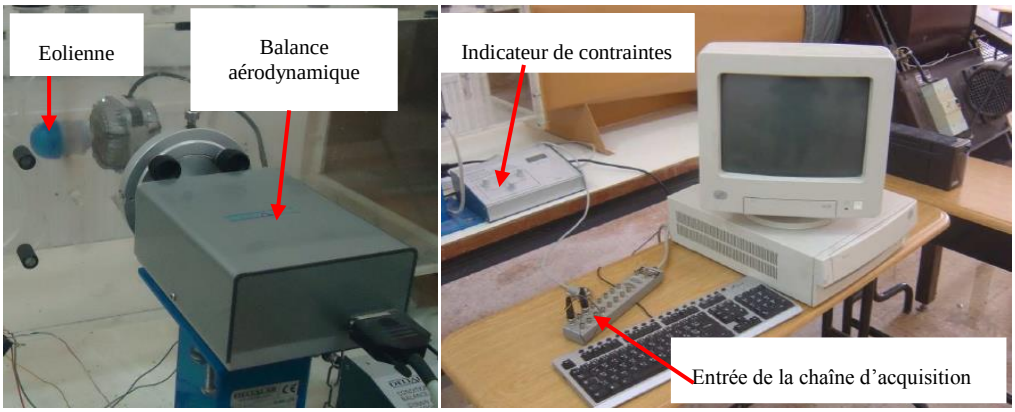


FIGURE 1. Matériel requis pour le banc d'essai éolien.

2.2. Caractéristiques géométriques des pales

Notre éolienne est composée de trois pales, une génératrice, une tige de 12mm de diamètre pour fixer l'éolienne à la balance aérodynamique, l'angle de calage des pales est variable.



FIGURE 2. Pale utilisée (en bois).

e = 0.6 cm, AB = 2.8 cm, $\frac{e}{AB} = \frac{0.6}{28} = 0.21$, 21% un profil épais, f/AB =0 profil symétrique, d= 27 cm, Incidence des pales (angle de calage) est variable de (α=10°, puis 20°, 40°, 50°, 60° jusqu'à 70°).

2.3. Caractéristiques de la génératrice et du circuit électrique

Notre éolienne utilise un moteur monophasé à aimant permanent d'une puissance de 33W, la puissance maximale délivrée lorsque la dynamo tourne à la vitesse nominale. Un circuit électronique de pont de diode qui permet de redresser le courant pour obtenir un courant continu facile à mesurer.

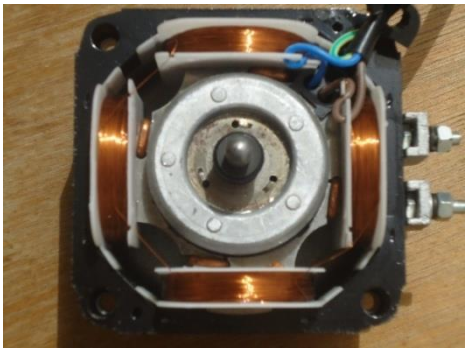


FIGURE 3. Génératrice utilisée.

Le montage consiste à dissiper l'énergie produite dans une résistance variable (de 0 à 12000 Ω), tout en mesurant la tension par un voltmètre placé en parallèle et l'intensité du courant par un ampèremètre placé en série dans le circuit ci-dessous. L'énergie électrique débitée par l'éolienne est calculée à partir de la relation suivante :

$$P = U.I \qquad (1)$$

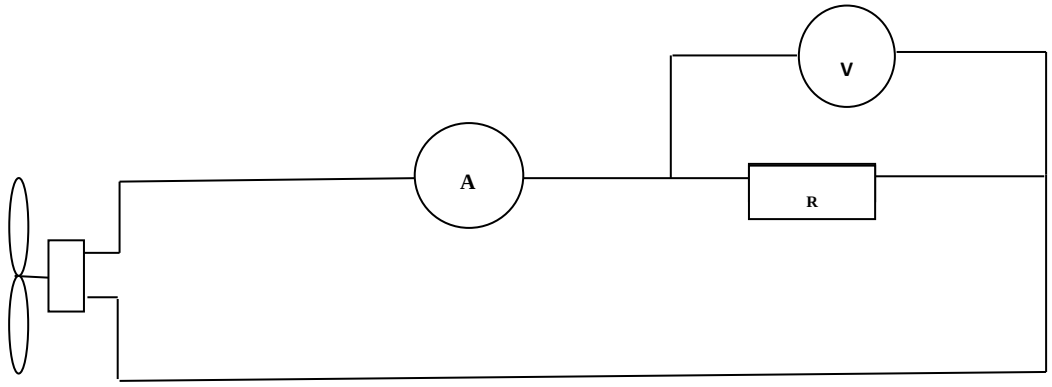


FIGURE 4. Circuit électrique du banc d'essai.

Quatre diodes sont montées en pont qui redresse le courant alternatif en courant continu, c'est-à-dire ne circulant que dans un seul sens.

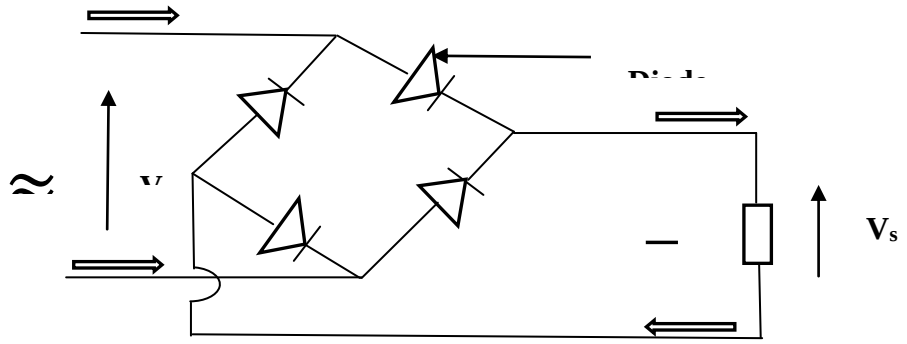


FIGURE 5. Schéma d'un pont de diodes.

3. RESULTATS

3.1. Résistance optimale

Un tube de Pitot relié à un multi-manomètre nous permet de mesurer la vitesse du vent en lisant la différence des hauteurs d'huile sur deux colonnes du manomètre cette vitesse est calculée avec la relation suivante :

$$Vo = \sqrt{\frac{2.\rho_h.g.\Delta h}{\rho}} \qquad (2)$$

ρ_h= 825.418 Kg/m^3, ρ= 1.225 Kg/m^3, g= 9.81 m/s^2, Δh**:** dénivellation de hauteur d'huile lue sur le multi-manomètre, elle est définit pour chaque vitesse : V_1= 10.5 m/s, V_2= 14 m/s, V_3= 17.4 m/s et V_4=20.3 m/s.
Pour chercher la résistance optimale qui nous fournie la puissance maximale, la vitesse du vent est fixée à V=V_4 et l'angle de calage à α= 40° et on trouve R=1500 Ω. Les résultats trouvés sont représentés ci-après:

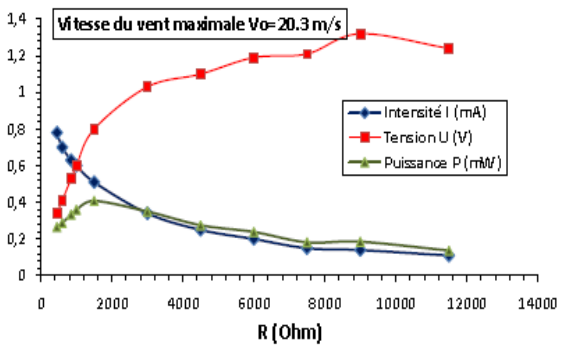


FIGURE 6. Intensité, tension et puissance en fonction de la résistance.

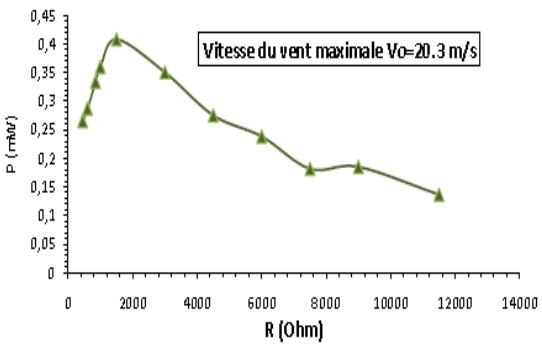


FIGURE 7. Puissance en fonction de la résistance.

La tension en théorie est donnée par la relation suivante :

$$U = R.I \quad (3)$$

Les courbes de la figure 6 montrent que plus la résistance placée dans le circuit électrique augmente, l'intensité diminue et la tension augmente, cela est en bon accord avec la relation (3).

Nous remarquons que dans ces conditions de vitesse ($V=V_4$) et de l'angle de calage $\alpha=40°$ la puissance maximale est extraite pour une résistance de 1500 Ω.

3.2. Evolutions des grandeurs électriques (intensité, tension, puissance)

Après avoir trouvé la résistance optimale de 1500 Ω, nous allons varier la vitesse du vent, pour chaque angle de calage. Nous avons choisi les résultats obtenus pour $\alpha= 40°$, les vitesses du vent variant de $V=V_1$ jusqu'à $V=V_4$.

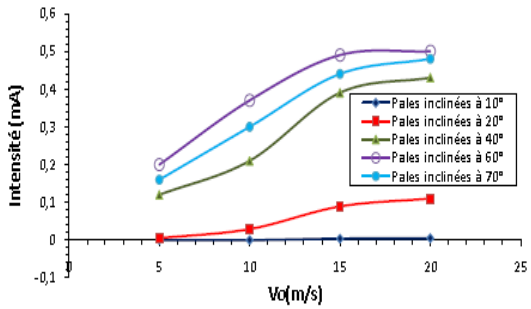


FIGURE 8. Intensité en fonction de la vitesse du vent.

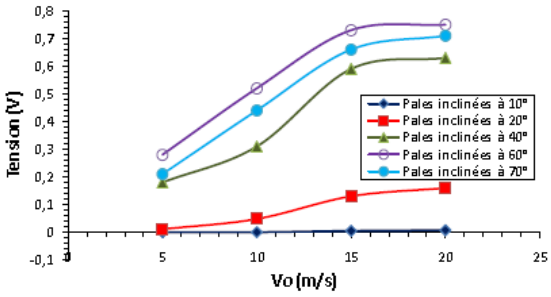


FIGURE 9. Tension en fonction de la vitesse du vent.

Les courbes des figures 8 et 9 donnent une idée sur l'évolution de la l'intensité et de la tension en fonction de la vitesse du vent. Il s'avère que celle-ci augmente avec la vitesse du vent jusqu'à V_3 à partir de laquelle elle reste quasi-constante.

3.3. Influence de l'angle de calage des pales

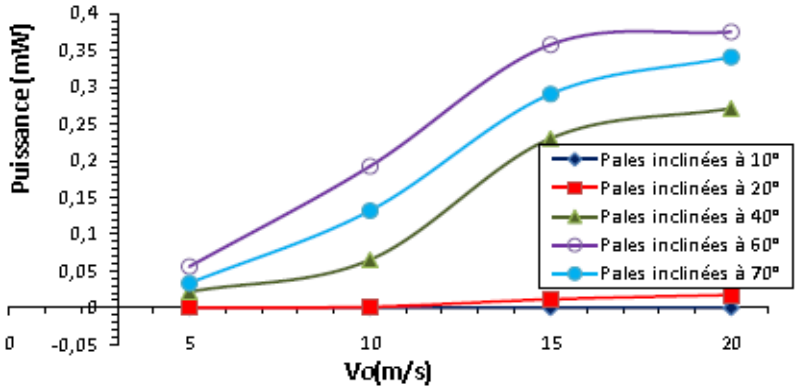


FIGURE 10. Evolution de la puissance électrique en fonction de la vitesse du vent et de l'angle de calage des pales.

La figure 10 montre l'évolution de la puissance électrique récupérée en fonction de la vitesse du vent et de l'angle de calage des pales. On observe une augmentation de la puissance récupérée qui atteint une valeur maximale avec un angle de calage des pales $\alpha= 60°$ et une vitesse du vent $Vo=V_4=20.3$ m/s.
Nous remarquons que la pente de la courbe est importante à partir de l'angle de calage $\alpha=40°$. On remarque aussi que l'angle de calage $\alpha= 60°$ nous donne la puissance maximale à partir duquel même si on augmente la valeur de l'angle de calage la puissance diminue.

3.4. Évolution des grandeurs aérodynamiques

La balance aérodynamique nous permet de mesurer la traînée du vent D qui agit sur les pales de l'éolienne, par conséquent on déduit le coefficient aérodynamique de traînée correspondant C_D en fonction de la force de traînée D mesurée qui agit sur l'éolienne de surface balayée S_c et de la vitesse du vent V_o par :

$$C_D = \frac{D}{\frac{1}{2}\rho . S_c . {V_o}^2} \qquad (4)$$

$$S_c = \frac{\pi . d^2}{4} = 5.72.10^{-2}\ m^2$$

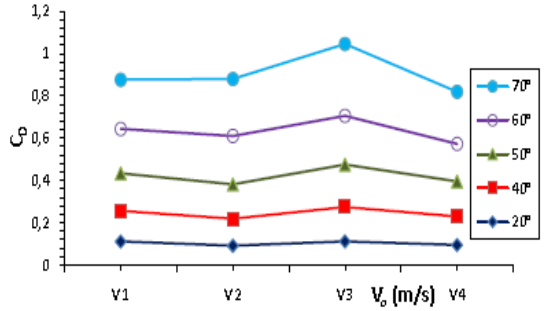


FIGURE 11. Evolution de C_D en fonction de l'angle de calage.

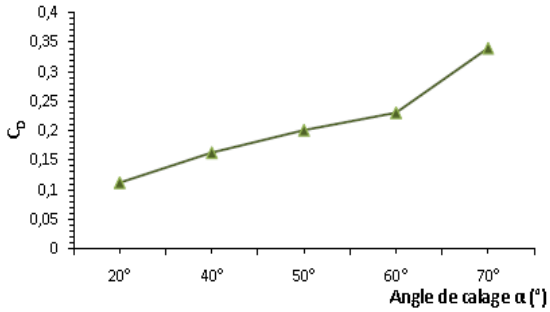


FIGURE 12. Evolution de la traînée en fonction de l'angle de calage pour Vo=20.3 m/s.

Les figures 11 et 12 montrent que le coefficient de trainée augmente avec l'angle de calage α(°) quelque soit la vitesse du vent considérée.
En aérodynamique la traînée D correspond à la résistance de l'air, celle-ci augmente avec la surface exposée à l'écoulement de l'air.

4. CONCLUSIONS

1- En premier lieu, les résultats obtenus pour la recherche de la résistance optimale correspondant à une puissance maximale, montre que la valeur qui nous permis de dissiper la puissance maximale est **R=** 1500 **Ω**, par la suite cette résistance a été utilisée dans tous les essais.
2- D'autre part, en analysant les résultats obtenus avec la variation de l'angle de calage des pales, nous avons constaté que l'angle ***α* = 60°**, nous donne une puissance supérieure à celles obtenues avec les autres angles de calage; dès qu'on atteint l'angle de calage de 70° la puissance diminue brusquement.
3- Tous les résultats obtenus montrent que la puissance électrique générée est très affectée par l'angle de calage des pales de l'éolienne.

REFERENCES

[1] Pacific Northwest laboratory, Wind Energy Ressource Atlas, *Vol.1 et 2PNL-3194, Pacific Northwest laboratory Richland, Washington, U.S.A, 1981.*

[2] I. Troen and E.L. Petersen, European Wind Atlas, *Riso National Laboratory, Roskilde, Danemark, 1989.*

[3] M. Said and A. Ibrahim, Energy in the Arab World, *Energy, N 9-3, pp. 217-38, 1984.*

[4] A.K. Wright, D.H. Wood, The starting and low wind speed behavior of a small horizontal axis wind turbine, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Available online 18 September 2004.*

[5] Hiroyuki Hirahara[a,,], M. Zakir Hossain[b], Masaaki Kawahashi[a], Yoshitami Nonomura[c], Testing basic performance of a very small wind turbine designed for multi-purposes, *Renewable energy, Available online 18 December 2004.*

[6] F. Youcef Ettoumi, Ressources Energétiques Renouvelables en Algérie, *Thèse de Doctorat d'état, USTHB, 2002, Alger, Algérie.*

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds..).

ÉVALUATION EXPÉRIMENTALE DES TEMPERATURES D'UN CAPTEUR CYLINDRO-PARABOLIQUE

Faouzia BENKAFADA[1], Ali BOUCHOUCHA[1]

[1]Laboratoire de mécanique
Département de Génie mécanique, Faculté des Sciences de la Technologie. Université Frères Mentouri – Constantine 1. Campus Chaab Ersas, 25000 Constantine, Algérie
[*]auteur correspondant : fbenkafadar@yahoo.fr

RESUME

L'énergie solaire présente certains avantages non négligeables sur les autres sources énergétiques, elle est gratuite, propre, et durable. Son exploitation par voie thermique en utilisant un concentrateur solaire cylindro-parabolique a fait l'objet de notre présente étude. A ce propos, on commence en premier lieu par une comparaison des deux rayonnements directs obtenus expérimentalement et numériquement. Notre deuxième objectif est d'évaluer expérimentalement la température d'entrée Te , la température de sortie T_S de l'eau de l'absorbeur et la température de la surface du tube absorbeur T_{abs}. On a constaté que le flux direct numérique est supérieur à celui qui est mesuré. On a obtenu des températures maximales de 121° et 100° pour les températures de surface du tube absorbeur T_{abs} et de l'eau à la sortie de l'absorbeur .

Key Words: *Soleil, concentrateur cylindro-parabolique, poursuite solaire.*

1. INTRODUCTION

L'Algérie possédant un gisement solaire important, la puissance solaire maximale en tout point de notre pays est d'environ 1Kw/m^2. L'énergie journalière maximale moyenne (ciel clair, mois de juillet) dépasse les 6Kw/m^2 et l'énergie annuelle Maximale en Algérie est de l'ordre de 2500 KW/m^2 [1]. Par sa position privilégiée, l'Algérie dispose d'un grand solaire du bassin méditerranéen. La durée moyenne d'ensoleillement du territoire algérien dépasse les 2000 heures annuelles, pour atteindre près de 3500 heures d'ensoleillement dans le désert du Sahara. Aujourd'hui, nous captons l'énergie solaire pour chauffer les maisons, l'eau et pour produire de l'électricité, et cela au moyen de trois différentes méthodes et technologies: Le solaire passif, Le solaire actif et l'électricité solaire [2]. Le but de notre travail est l'évaluation expérimentale des températures d'un capteur cylindro-parabolique ainsi , pour le calcul du rayonnement solaire direct on a utilisé le modèle mathématique de Perrin De Brichambaut [3]. Un programme en Fortran a été élaboré pour valider les résultats expérimentaux et numériques. Le programme commence par la lecture des données géographiques : la latitude, la longitude et l'altitude du lieu. Ensuite, pour chaque incrément de temps, à partir d'une certaine heure locale initiale jusqu'à une heure limite, le code calcule le rayonnement direct. Ces rayonnements sont affichés à chaque heure. Nous avons comparé les résultats du programme avec les mesures réelles du site de Constantine.

2. MÉTHODE EXPÉRIMENTALE

Le prototype réalisé pour effectuer les tests comporte essentiellement :Un réflecteur solaire constitué de miroirs rectangulaires de 3 cm de large et 1 m de long fixés sur une tôle inoxydable. L'indice de réflexion des miroirs est 0,95. Il est de forme cylindro-parabolique et est l'élément essentiel du concentrateur. Une tige de longueur 1 m constitue le foyer au niveau duquel se concentreront les rayons du soleil ; le concentrateur sera muni d'un vérin de commande manuel, ce qui permettra l'orientation de l'ensemble ; un socle pour fixer l'ensemble voir figure 1et 2 .

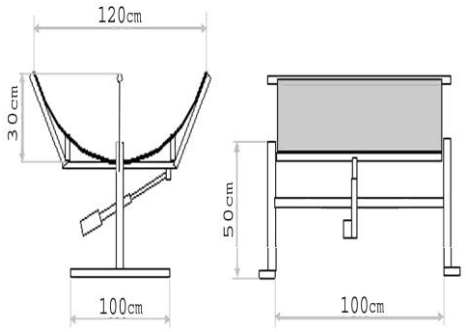


FIGURE 1 Schéma synoptique du système réalisé



FIGURE 2. Dispositif expérimental

Le concentrateur cylindro-parabolique est orienté vers l'est dès le lever du soleil. La poursuite solaire sera assurée grâce à un vérin électrique commandé. La focalisation du rayonnement se fait sur le foyer central. Après l'orientation vers le soleil on prend les mesures chaque 5 minutes pour voir la variation des paramètres, que ce soit la température ambiante , la température d'entrée Te, la température de sortie T_S de l'eau du tube absorbeur et la température de la surface du tube absorbeur T_{abs} .

En se basant sur le modèle mathématique de Perrin De Brichambaut, nous avons élaboré un programme de calcul en FORTRAN du rayonnement solaire direct. Le programme commence par la lecture des données géographiques : la latitude, la longitude et l'altitude du lieu. Ensuite, pour chaque incrément de temps de 05 minute, à partir de 06 heure 30 min jusqu'à 18heure 30 minute on calcul le rayonnement direct.

3. **Résultats obtenus et discutions**

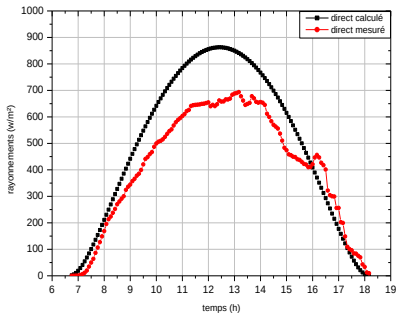
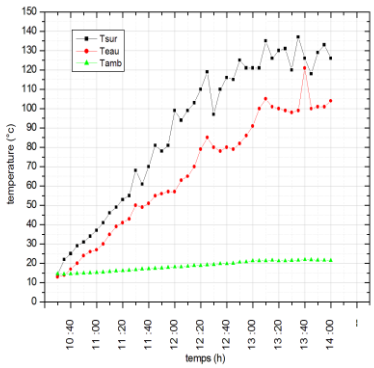


FIGURE 2. Les résultats du teste de la journée 03/03/2015

La figure [2] montre l'évolution temporelle du rayonnement solaire direct reçu, par mètre carré de surface plane. On constate que le flux direct calculé par le fortran est supérieur à celui qui est mesuré. Ces différences sont dues aux perturbations lors du changement de la poursuite solaire et la vitesse du vent .



La figure [3]. Les résultats du teste de la journée 03/03/2015

La figure [3] illustre l'évolution temporelle des températures,de la surface du tube absorbeur T_{abs} et du fluide caloporteur (eau) T_{eau} . initialement ces températures sont égales à 14°C puis agmentent et atteignent respectivement les valeurs 121°C et 100°C .

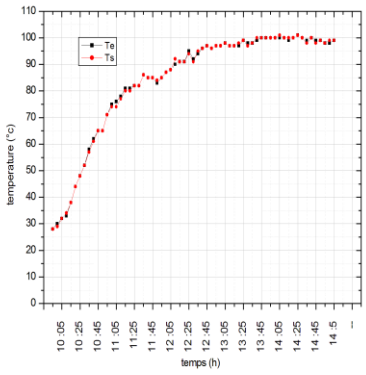


FIGURE 4. Les résultats du teste

Cette figure montre l'évolution temporelle des Températures d'entrée et de sortie du fluide caloporteur. Les températures initiales sont égales 28°C, puis augmentent et atteignent respectivement 99° et 100°. Cette différence de température entre l'entrée et la sortie est dûe à l'énergie gagnée par le concentrateur cylindro parbolique .

4. CONCLUSIONS

Notre travail comprend essentiellement des parties relatives aux notions sur le gisement solaire, le modèle mathématique d'estimation du flux solaire direct , ainsi que l'évaluation des température du concentrateur cylindro-parabolique.

Par ailleurs, une série de mesures expérimentales ont été effectué en utilisant des instruments appropriés. Les résultats expérimentaux ainsi obtenus ont été confronté à des résultats numériques . On remarque que les fluctuations temporelles des températures sont dues aux perturbations lors du changement de la poursuite solaire, le flux solaire, la vitesse du vent .

Il ressort donc que la production d'eau chaude dépend évidement de l'énergie solaire incidente concentré au nivaux de l'absorbeur, de la surface absorbante et la surface de captation.

REFERENCES

[1] Site Internet: http://www.Planete-energies.com/, 2007.

[2] Site Internet: http://www.futura-sciences.com/, 2007.

[3] Gama Amor, Mémoire de Magister, Ecole nationale Polytechnique 10, Avenue Hassen Badi, El-Harrach, 2006/2007.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds.)

INTERACTION FLUIDE-STRUCTURE DÉFORMABLE DANS LE CAS D'UNE PATHOLOGIE ARTÉRIELLE

M. MOHELLEBI[1] , A. OUIBRAHIM[2]

Laboratoire d'Energétique Mécanique et Matériaux-LEMM, Université Mouloud Mammeri, Tizi-Ouzou, Algérie
[1]Mohellebi_mouloud@yahoo.fr,
[2]ouibraa@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Résumé— Cette étude s'intéresse à l'effet de la rigidification locale par l'altération de l'élasticité de la couche médiane d'un vaisseau sanguin tricouches supposé déformable en interaction avec l'écoulement d'un fluide (le sang) sur la dissection artérielle, l'apparition d'anévrismes et la fissuration. L'étude numérique via le logiciel Comsol Multiphysics a permis de montrer qu'à vitesse imposée (ou débit imposé), la présence de la rigidification a une faible influence sur le champ de vitesses ainsi que sur le champ de pression. Les déplacements de la paroi restent aussi relativement faible ce qui confère le caractère silencieux à cette pathologie. Elle a aussi permis de montrer que la rigidification de la média engendre une forte augmentation des contraintes de Von-Mises sur la Média et une baisse importante de ces contraintes sur l'intima et l'adventice et ceci laisse prévoir le déclenchement ultérieur de la dissection artérielle.

Mots clés - *Anévrisme, artère, dissection, fragilisation, sang, vaisseau*.

NOMENCLATURE

Symboles :	**Lettres grecques :**
D : diamètre, m	ν : coefficient de Poisson
e : épaisseur, m	ρ : masse volumique du sang, kgm^{-3}
E : Module d'élasticité, MPa	μ_s : viscosité dynamique du sang, Pa.s
L : longueur, m	ξ : composante des déplacements, m
l : longueur, m	λ, μ : coefficient de Lamé
P : Pression, Pa	**Indices / Exposants :**
R : Rayon	p : paroi
T : Contrainte pariétale Pa	s : sang
u : composante des vitesses, m/s	i : intérieur
V : vitesse, m/s	e : extérieur

1. INTRODUCTION

Le syndrome de HORTON est une pathologie artérielle qui se manifeste par l'atteinte inflammatoire mutilante détruisant les fibres élastiques ainsi que les cellules musculaires lisses et engendre l'atrophie et la disparition de la média. Suivant son évolution, elle peut engendrer la dissection artérielle, l'apparition d'anévrisme et la fissuration.

Plusieurs études se sont justement intéressées à cette pathologie pour mettre en évidence son caractère silencieux et l'intérêt de l'angioscanner pour son dépistage précoce [1]. Les travaux de [2] ont montré l'implication de la perturbation du métabolisme des cellules musculaires lisses et la dégradation du collagène de la couche médiale dans l'apparition d'anévrisme et de la dissection artérielle. Pour comprendre la phase de déchirure d'une dissection aortique [3] a étudié la réponse de l'aorte thoracique aux efforts radiaux et longitudinaux. L'acquisition de la modification des propriétés mécaniques des différentes couches artérielles in

vivo est entreprise par [4] pour mettre en évidence la rigidification de la paroi lors d'une manifestation pathologique. L'évaluation des contraintes de Von-Mises est entreprise par [5] pour montrer que la contrainte maximale se situe au niveau de la média et valider ses résultats numériques avec des résultats obtenus par des techniques médicales. Pour l'étude des risques de rupture d'anévrismes, [6, 7] ont pris en considération des paramètres hémodynamiques, morphologiques et mécaniques. La prise en compte de la variation de la viscosité du fluide a été considérée par [8] pour étudier les contraintes de cisaillement engendrées sur la paroi de l'anévrisme. [9] a utilisé la photoélasticimétrie et l'étude numérique pour évaluer les contraintes pariétales d'un anévrisme. [10] a utilisé le code de calcul Comsol Mutiphysics pour une étude comparative entre la pose d'un stent et l'enveloppement avec du polytetrafluoroethylene (PTFE) pour le traitement d'un anévrisme. Les résultats qu'il a obtenus sont validés par des techniques médicales.

Ainsi, dans le cadre de cette étude, nous nous intéressons à l'influence de la dégradation du collagène et des cellules musculaires lisses au niveau de la couche médiane, qui cause sa rigidification, sur le comportement de la paroi du vaisseau sanguin. Ce vaisseau sanguin est considéré déformable et tricouches (intima, média, adventice) siège d'un écoulement stationnaire (condition du pic systolique) d'un fluide (sang) supposé Newtonien à l'échelle de la macrocirculation [11]. Pour cela nous utilisons le logiciel Comsol Multiphysics en vue de déterminer l'évolution du champ des vitesses, des pressions le long du conduit, les déplacements de la paroi ainsi que les contraintes de Von-Mises. Nous considérons un conduit cylindrique déformable tricouches sujet au syndrome de Horton qui se manifeste par l'altération locale de la média causée par la destruction des fibres élastiques et la dégradation du collagène et engendre sa rigidification (augmentation du module de Young).

I. GEOMETRIE ET CONDITIONS AUX LIMITES

A. Géométrie

Nous considérons un conduit cylindrique déformable de diamètre intérieur D=5.0 mm et de longueur 15 cm. Il est constitué de trois couches concentriques qui représentent les trois couches d'un vaisseau, l'intima d'épaisseur 0.08mm, la média d'épaisseur 0.5 mm et l'adventice d'épaisseur 0.25 mm. Les modules d'élasticité de chacune de ces couches pour une artère saine sont respectivement 2MPa, 6MPa et 4MPa avec un module de Poisson de 0.45 et une masse volumique $\rho_p = 960\ kg/m^3$

La média présente à sa mi-longueur sur un segment de longueur l=50cm, une altération axisymétrique (Fig. 1) par l'augmentation du module d'élasticité (rigidification)

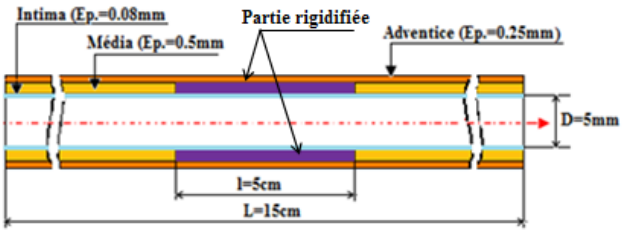


FIGURE 1 : Schéma synoptique d'un vaisseau tricouches localement rigidifié

B. Conditions aux limites

1) Pour le fluide :

On considère une vitesse d'entrée $V = 0.1 m/s$, avec la condition de non-glissement à l'interface pour assurer la vitesse à la paroi du vaisseau égale à la vitesse du fluide environnant, et enfin une pression $p = 15900$ Pa à l'aval qui correspond à la pression artérielle normale.

2) Pour la paroi

On considère plusieurs conditions :

- une condition de libre mouvement à l'interface fluide-structure,
- une condition de libre mouvement axial et radial pour simuler une artère dont le milieu environnant a une faible influence sur ses mouvements et enfin
- une condition d'encastrement pour les extrémités.

II. EQUATIONS DESCRIPTIVES DU COUPLAGE FLUIDE-STRUCTURE

A. Pour la partie fluide

On considère que le sang a un comportement Newtonien et que l'écoulement est stationnaire. Les équations de Navier-Stokes, en formulation Lagrangienne-Eulerienne Arbitraire (ALE) sont employées comme équations régissant le mouvement du fluide.

$$\vec{V} = u_i \vec{e}_i \qquad (1)$$

$$\frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \qquad (2)$$

$$\rho_s u_j \frac{\partial u_i}{\partial x_j} = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \mu_s \cdot \frac{\partial^2 u_i}{\partial x_j \partial x_j} \qquad (3)$$

Où ρ_s et μ_s représentent respectivement la masse volumique et la viscosité dynamique du sang, $\vec{V}$ est le champ de vitesse de l'écoulement et p le champ de pression.

B. Pour le conduit déformable

La déformation de la paroi du vaisseau, considérée comme ayant un comportement élastique linéaire et isotrope, est résolue en utilisant les équations aux déplacements de Navier, soit :

$$\mu \frac{\partial^2 \xi_i}{\partial x_j \partial x_j} + (\lambda + \mu) \frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{\partial \xi_j}{\partial x_j} \right) = 0 \qquad (4)$$

Où μ et λ sont les coefficients de Lamé. La contrainte exercée sur la paroi du conduit est donnée par

$$T_i = \left[-p\, \delta_{ij} + \mu_s \left(\frac{\partial u_j}{\partial x_i} + \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \right) \right] n_j \qquad (5)$$

Où n_j représentent les composantes du vecteur normal à la paroi ; cette force représente les forces de pression et les forces de viscosité.

III. SIMULATION NUMERIQUE

Le logiciel de COMSOL a été utilisé pour la simulation numérique de l'interaction fluide-structure (FSI) entre la paroi et le fluide. La méthode des éléments fini a été employée pour résoudre les équations des systèmes différentiels (2) à (4) ci-dessus, qui discrétise le domaine numérique en éléments finis qui sont reliés ensemble par les points nodaux. La solution a été faite en 2D axisymétrique. Dans ce travail nous utilisons les éléments à trois nœuds pour discrétiser le domaine liquide et le domaine solide. Le maillage est exécuté automatiquement par le logiciel COMSOL. La méthode fondamentale de discrétisation en éléments finis dans COMSOL Multiphysics est la méthode de Galerkin. Un essai de l'indépendance du maillage a été réalisé pour chaque modèle et la différence maximum dans la vitesse, la pression, et les déplacements de la paroi entre le maillage grossier et le maillage fin ne dépasse pas 2%. Seuls les résultats du maillage fin sont présentés. La figure 2 représente le maillage généré pour le domaine fluide, il contient 11851 éléments avec une qualité minimale de

0,6136. Pour le domaine solide, l'intima contient 2685 éléments avec une qualité minimale de 0,8193, la partie saine de la média contient 5924 éléments avec une qualité minimale de 0,8936, la partie considérée altérée de la média contient 2947 éléments avec une qualité minimale de 0,8918 et enfin l'adventice contient 2953 éléments avec une qualité minimale de 0,8251.

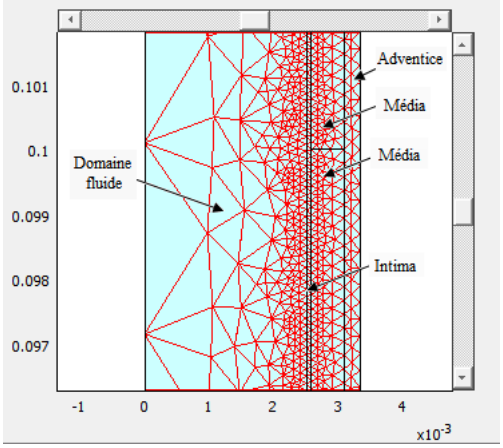


FIGURE 2. Modèle de maillage généré dans le domaine fluide et des domaines solides

IV. RESULTATS

A. Influence de la variation de la pression sur la contrainte de Von-Mises au niveau des trois couches du conduit sain.

La figure 3 qui illustre la contrainte de Von-Mises au niveau des trois couches d'une artère saine (l'intima, la média et l'adventice) montre une variation linéaire en fonction de la variation de la pression artérielle. Elle est plus importante au niveau de la média

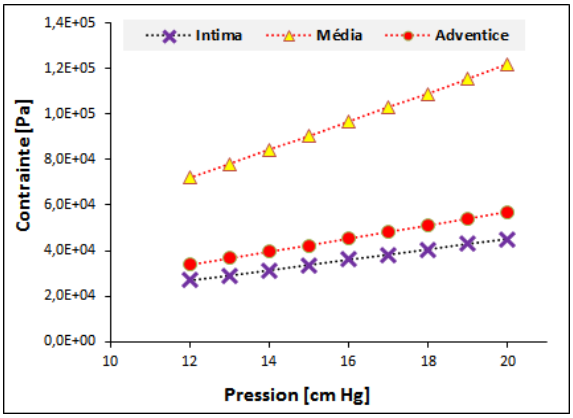


FIGURE 3 : Variation de la Contrainte de Von-Mises au niveau de l'intima, de la média et de l'adventice d'une artère saine en fonction de la pression artérielle

B. Influence de la variation module d'élasticité de la partie altérée sur la vitesse le long du conduit

La profil des vitesses au niveau de la partie rigidifiée de l'artère est illustré par la figure 4 en échelle de couleurs et en flèches où on remarque un profil parabolique. Ce profil long du vaisseau est très faiblement affectée par la présence de la partie rigidifiée illustrée par la figure 5. Le taux de variation de la vitesse reste très faible et il avoisine les 2% pour une rigidification de la paroi atteignant les 1500%, ce qui laisse prévoir que cette pathologie reste difficilement détectable par la vélocimétrie ultrasonore.

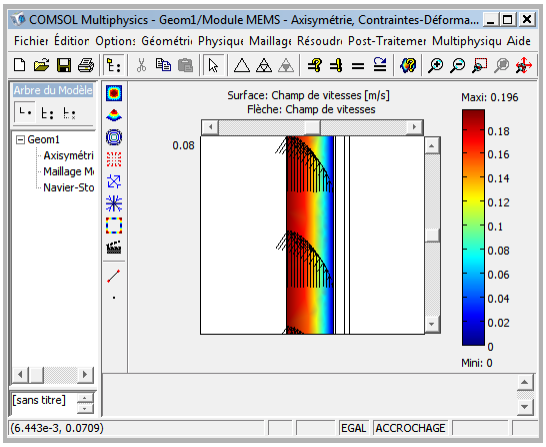


FIGURE 4 : Profil des vitesses obtenu pour un conduit non altéré

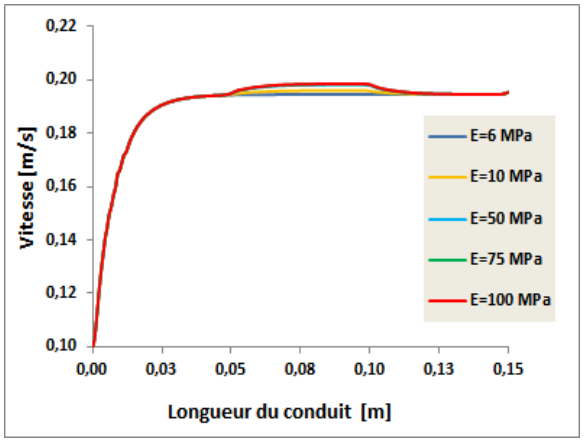


FIGURE 5 : Graphes de la variation de la vitesse le long du conduit en fonction du module d'élasticité de la partie altérée

C. Influence de la variation du module d'élasticité de la partie altérée sur les déplacements de la paroi du conduit

Nous considérons maintenant l'effet de la rigidification sur la déformabilité de la paroi dans la partie altérée via les déplacements (contraintes) dans cette partie de la paroi.

Ainsi la figure 6 montre des résultats intéressants pour les déplacements au niveau de la fragilisation.

On voit clairement que le déplacement (contrainte ou gonflement) diminue de manière très faible avec l'augmentation du module d'élasticité. En d'autres termes on exprime une faible diminution de la déformation avec la rigidification de la paroi. La figure 7 montre clairement que le déplacement relatif ne dépasse pas les 1,2% et descend à 0,1% pour une rigidification de 1500%.

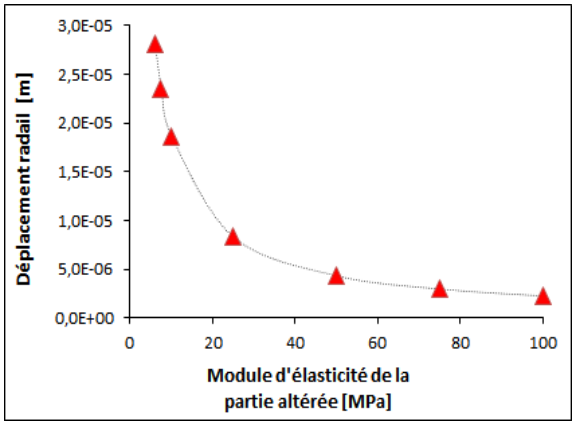


FIGURE 6 : Variation du déplacement du rayon intérieur en fonction du module d'élasticité de la partie altérée

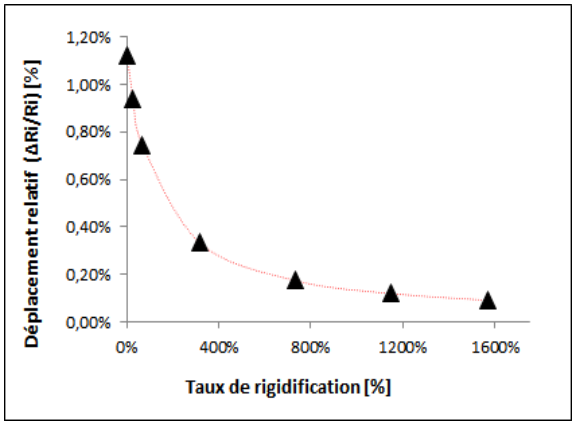


FIGURE 7 : Déplacement relatif du rayon intérieur en fonction du taux de rigidification de la partie altérée

D. Influence de la variation du module d'élasticité de la partie altérée sur la contrainte de Von-Mises au niveau de chaque couche de la paroi.

L'évaluation des contraintes de Von-Mises au niveau des trois couches constitutives de la paroi artérielle (Intima, Média, Adventice) montre que cette contrainte est maximale au niveau de la média et elle augmente avec l'augmentation du module d'élasticité de la partie altérée. Elle est minimale au niveau de l'intima et de l'adventice et diminue avec l'augmentation du module d'élasticité de la partie altérée (figure 8).

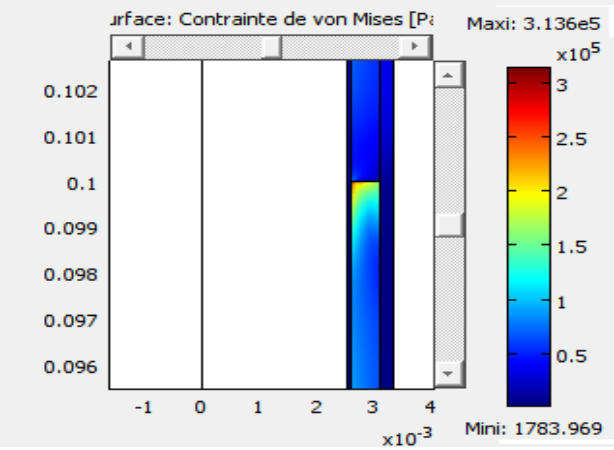


FIGURE 7 : Contrainte de Von-Mises au niveau de l'intima, la média et l'adventice en fonction du module d'élasticité de la partie altérée de la média

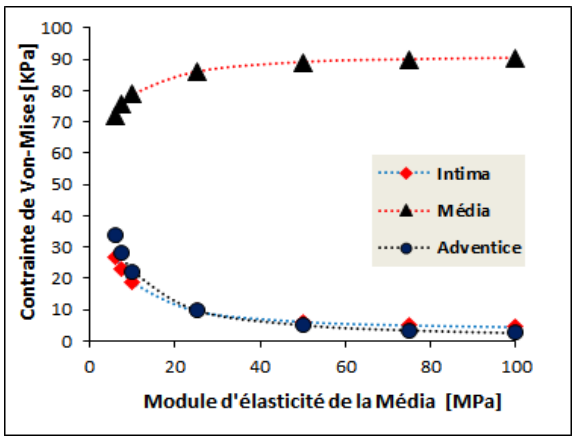


FIGURE 7 : Contrainte de Von-Mises au niveau de l'intima, la média et l'adventice en fonction du module d'élasticité de la partie altérée de la média

Pour mieux quantifier ces variations de la contrainte de Von-Mises au niveau des trois couches, nous avons tracé le taux de variation de cette contrainte en fonction du module d'élasticité de la partie altérée. La figure 9 tracée à partir de la figure 8 montre que la rigidification locale de la média engendre une augmentation de cette contrainte au niveau de celle–ci de l'ordre de 25%, mais une diminution importante, de l'ordre de 90%, au niveau des deux autres couches ce qui va amorcer la dégradation de cette couche médiane et engendrer la dissection artérielle. La figure 10 montre bien le cas d'une dissection au niveau d'artères sujettes aux syndrome de Horton.

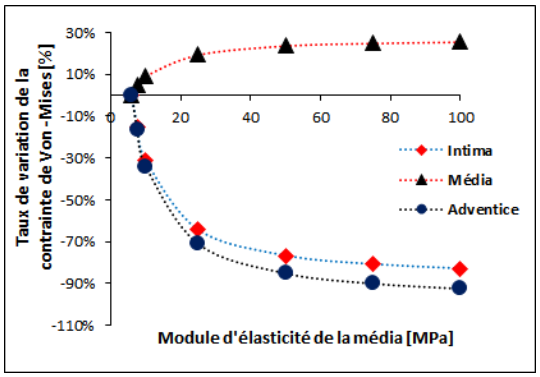


FIGURE 9 : Taux de variation de la contrainte de Von Mises au niveau de l'intima de la média et de l'adventice en fonction du module d'élasticité de la partie altérée de la média



FIGURE 10 . Exemple de dissection aortique obtenue à l'autopsie

VI. CONCLUSION :

Dans ce travail nous avons utilisé le logiciel Comsol Mutiphysics pour étudier le comportement de la paroi artérielle sous l'influence de la rigidification locale de la couche médiane (la média) par l'augmentation de son module d'élasticité. Cette rigidification entraine une faible perturbation de l'écoulement avec une très faible augmentation de la vitesse et des pertes de charge à l'endroit de la rigidification. Les résultats montrent aussi que les déplacements de la paroi sont faiblement affectés via l'augmentation du module d'élasticité de la partie altérée ce qui confère à cette pathologie le caractère silencieux. Cette étude a en outre permis de montrer que les contraintes de Von-Mises maximales sont localisées au niveau de la Média et augmentent avec l'augmentation de son module d'élasticité et peut ultérieurement engendrer la dissection.

RÉFÉRENCES

[1]: A. Daumas, P. Rossi, F. Bernard-Guervilly, and al. « Clinical, laboratory, radiological features, and outcome in 26 patients with aortic involvement amongst a case series of 63 patients with giant cell arteritis » La *Revue de médecine interne. 35, 4–15, 2014*

[2]: Luciano de Figueiredo Borges , Rodrigo Gibin Jaldin , Ricardo Ribeiro Dias, Noedir Antonio Groppo Stolf, Jean-Baptiste Michel, Paulo Sampaio Gutierrez : Collagen is reduced and disrupted in human aneurysms and dissections of ascending aorta. *Human Pathology 39, 437–443, 2008*

[3] Neil F. MacLean, Nancy L. Dudek, Margot R. Roach, « The role of radial elastic properties in the development of aortic dissections » Journal of vascular surgery 29, 703-710 1999

[4] Asawinee Danpinid , Jianwen Luo, Jonathan Vappou, Pradit Terdtoon, Elisa E.Konofagou In vivo characterization of the aortic wall stress–strain relationshi*p Ultrasonics 50, 654–665, 2010*

[5]: Khalil Khanafer, Ramon Berguer : Fluid–structure interaction analysis of turbulent pulsatile flow with in a layered aortic wall as related to aortic dissection : *Journal of Biomechanics 42, 2642–2648,2009*

[6]. C.J. Lee, Y. Zhang, H. Takao, Y. Murayama, Y. Qian : A fluid–structure interaction study using patient-specific ruptured and unruptured aneurysm: The effect of aneurysm morphology, hypertension and elasticity: *Journal of Biomechanics. 46, 2402–2410, 2013*

[7]. S. Dhar, M. Tremmel, J. Mocco, M. Kim, J. Yamamoto, A. Sddiqui, L. Hopkins, and H. Meng. Morphology parameters for intracranial aneurysm rupture risk assessment. *Neurosurgery*, 63, 185–196, 2008.

[8]. Øyvind Evju, Kristian Valen-Sendstad, Kent-André Mar*dal: A study of wall shear stress in 12 aneurysms with respect to different viscosity models and flow conditions: Journal of Biomechanics September 2013*

[9]. Barry J. Doyle, John Killion, Anthony Callanan: Use of the photoelastic method and finite element analysis in the assessment of wall strain in abdominal aortic aneurysm models: *Journal of Biomechanics 45 1759–1768 2012*

[10]. Feng Gao, Hiroshi Ueda, Li Gang Hiroshi Okada: Fluid structure interaction simulation in three-layered aortic aneurysm model under pulsatile flow: Comparison of wrapping and stenting*: Journal of Biomechanics. 46, 1335–1342, 2013*

[11]. R.Comolet, *Biomécanique Circulatoire*, Ed. Masson, 1974.

ANALYSE NUMERIQUE DU COMPORTEMENT THERMO-CONVECTIF D'UN ECOULEMENT TURBULENT DANS UN MINI CANAL EN PRESENCE DES ONDULATIONS EN FORME V

BEGAG Abdelaziz [(1)], SAIM Rachid [(1)], ABBOUDI Said [(2)]

[(1)] Laboratoire d'Energétique et Thermique Appliquée (ETAP),
Université Abou Bekr Belkaid. B.P 119, Tlemcen, 13000, Algérie,
E-mail : begagaziz@ymail.com et saimrachid@yahoo.fr
[(2)] IRTES-M3M - EA 7274, Université de Technologie de Belfort-Montbéliard
Site de Sévenans, 90010 Belfort cedex, France, E-mail : Said.Abboudi@utbm.fr

RESUME :

Une étude numérique d'un écoulement turbulent d'air dans un mini canal rectangulaire contenant deux parois supérieure et inférieure qui portent des ondulations sous formes V a été menue. Trois plaques en question contiennent des cornières onduleuses d'inclinaison différentes de 20°, 40° et 60° respectivement. Un flux thermique de 0.59 KW/m^2 est appliqué aux parois dans une gamme de nombre de Reynolds entre 3000-8000. Les équations gouvernantes, basées sur le modèle k-ε employé pour modéliser la turbulence, sont résolues par la méthode des volumes finis à l'aide de l'utilisation de l'algorithme SIMPLE. La structure dynamique et thermique de l'écoulement, a été analysée par la présentation de plusieurs paramètres, à savoir, Les profils de vitesse axiale, les coefficients de frottement, les structures convectives représentées par le Nombre de Nusselt moyen pour différents nombres de Reynolds. La surface ondulée a un effet significatif sur le perfectionnement du transfert de chaleur et de la chute de pression.

Mots clés : Ecoulement forcé, tubes concentriques, laminaire, turbulent, numérique, échangeur de chaleur.

NOMENCLATURE :

Symboles :

c_p	chaleur spécifique, kJ/(kg C°)
D_h	diamètre, (m)
f	facteur de frottement
G_k	génération de l'énergie cinétique turbulente
h	coefficient de transfert de chaleur, kW/ (m^{2}C°)
H	hauteur du canal, (m)
K	énergie cinétique turbulente, (m^2/s^2)
q	flux thermique, (kW/m^2)
s_p	surface, m^2
Re	nombre de Reynolds (-)
Nu	nombre de Nusselt (-)
Pr	nombre de Prandt (-)
p	pression,(pa)
T	température, (K)
u	vitesse, (m)
P	périmètre, (m)

Lettres grecques :

ρ	masse volumique, kgm^{-3}
λ	conductivité thermique, W·m^{-1}·K^{-1}
σ_k	nombre efficace de Prandt de dissipation
μ	viscosité dynamique, (kg/ms)
ε	énergie cinétique de dissipation, (m^2/s^3)
τ	effort de cisaillement de mur
ϕ	vecteur composé des grandeurs *u, v, k, T* et ε .

Indices:

t	turbulente
eff	effective
moy	moyen
in	interne

1- INTRODUCTION :

La conception des échangeurs de chaleur est exigée pour augmenter l'économie d'énergie. La manière d'améliorer la performance thermique des échangeurs de chaleur est de trouver les surfaces efficaces de transfert de chaleur qui n'induisent pas beaucoup de perte de pression. Utilisant les plaques ondulées est une méthode appropriée pour augmenter la performance thermique et pour fournir une compacité plus élevée. La rupture et la déstabilisation de la couche limite thermique se produisent en tant que surfaces ridées par passé de flux de fluide. Ainsi, des surfaces ondulées sont appliquées comme des instigateurs de turbulence pour augmenter le transfert de chaleur. Sunden et Skoldheden [1] ont expérimentalement étudié le transfert de chaleur et la chute de pression dans les tubes ondulés et des tubes lisses. Les expériences ont été exécutées pour des nombres de Reynolds dans la gamme de 800-5000. On l'a constaté que le transfert de chaleur obtenu à partir du canal ondulé était 3.5 fois plus haut que celui dans les canaux lisses. Cependant, la chute de pression était 5-6 fois plus grande que celle d'un canal lisse. Sunden et Trollheden [2] ont étudié numériquement l'écoulement et le transfert de chaleur convecteurs laminaires dans un canal ondulé bidimensionnel avec la variation périodique de la section sous un flux thermique constant. Les équations gouvernantes ont été résolues en employant des approximations de différence finie. Benilov et Yaremchuk [3] ont étudié la dispersion des ondes de surface dans un canal avec les murs ondulés. Scieurs et autres [4] numériquement et expérimentalement étudié l'effet de l'hydrodynamique tridimensionnelle sur le perfectionnement du transfert de chaleur dans des canaux ondulés pour des nombres de Reynolds dans la gamme de 9-149. Fabbri [5] a étudié le transfert de chaleur par convection laminaire dans un canal composé de murs lisses et ondulés. La performance de transfert de chaleur du canal ondulé de mur a été comparée à celle d'un mur lisse. Mehrabian et Poulterb [6] ont étudié l'effet de la cornière de plissement sur la performance de l'écoulement entre deux plaques identiques. Zimmerer et autres [7] a étudié les effets de la cornière d'inclination, de la longueur d'onde, de l'amplitude, et de la forme des plissements sur le transfert de la chaleur et de la masse de l'échangeur de chaleur. Hamza et autres [8] a expérimentalement étudié les effets des paramètres d'emploi sur le transfert de chaleur de convection forcée d'écoulement laminaire avec la circulation d'air dans un canal ayant une plaque supérieure ridée sous forme V. Les expériences ont été exécutées pour des cornières d'inclinaison du canal et de nombre de Reynolds dans les gammes de 0°-60° et 750-2050, respectivement. Metwally et Manglik [9] ont considéré la convection forcée développée périodiquement laminaire dans des canaux ondulés de plaques sinusoïdales. Des solutions numériques ont été obtenues utilisant la méthode des différences finies.

Des nombreuses études expérimentales et théoriques qui ont été rapportées au sujet du transfert de chaleur et de la chute de pression dans les surfaces ondulées avec de diverses configurations. Cependant, seulement quelques travaux ont indiqué sur les caractéristiques de transfert de chaleur et la chute de pression dans des canaux ondulés avec des plaques supérieures et inférieures sous forme V. L'objectif de cet article est justement d'étudier les caractéristiques de transfert de chaleur et la chute de pression dans le canal avec les plaques supérieures et inférieures ondulées sous forme V. La distribution de la vitesse est déterminée par la méthode finie de volume. Les effets de divers paramètres appropriés sur les caractéristiques de transfert de chaleur et de chute de pression sont également étudiés.

2. MODELE MATHEMATIQUE :

Modèle physique :

La géométrie du problème est présentée sur la figure 1. Il s'agit d'un conduit rectangulaire muni de deux plaques supérieures et inférieures ondulées sous forme V traversé par un écoulement d'air turbulent stationnaire satisfaisant les hypothèses suivantes : (i) Propriétés physiques du fluide supposées constantes, (ii) Profils de vitesse et de température uniformes, (iii) Température de parois constante, (vi) Modèle de turbulence (k-ε).

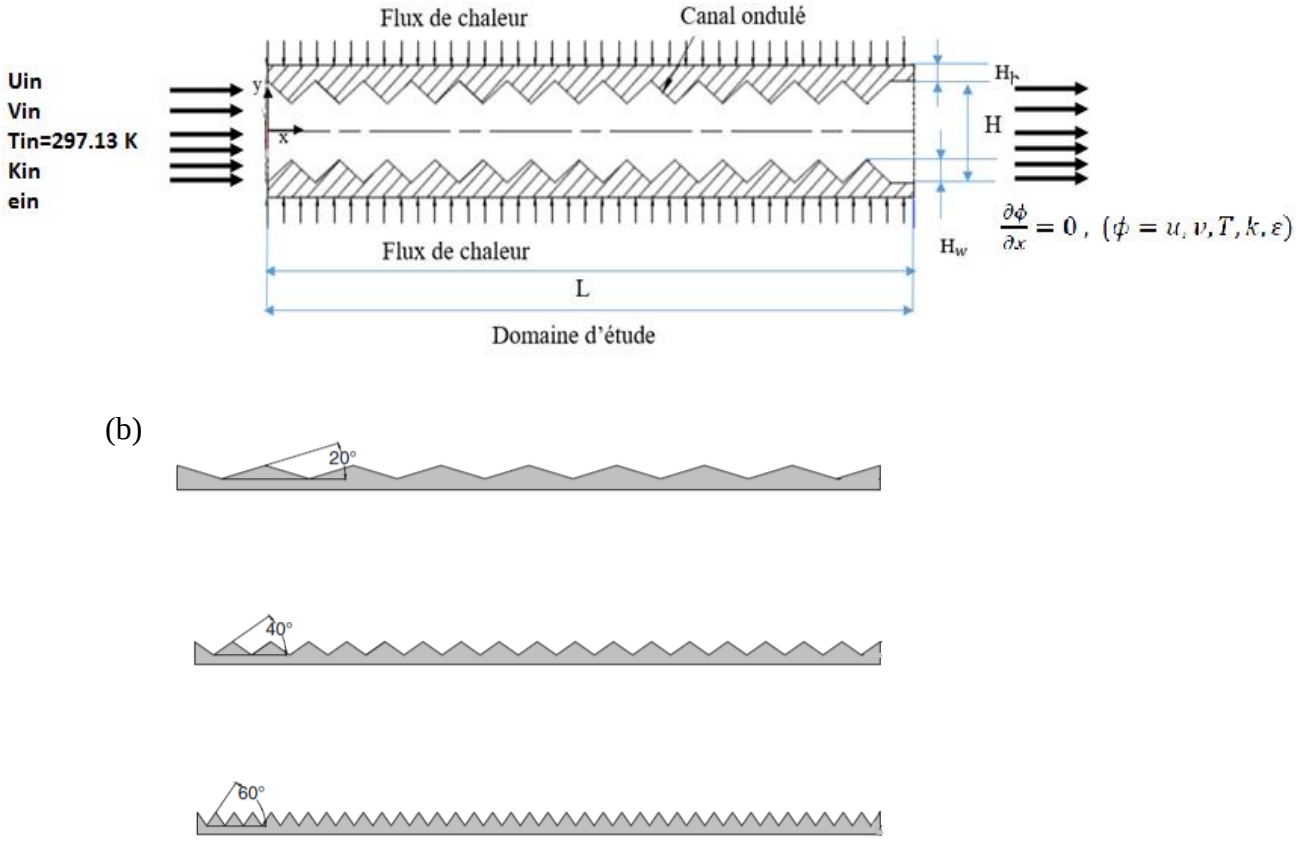


Fig. 1. (a) géométrie du problème étudié, et (b) schéma de principe de différentes cornières onduleuses.

Tableau 1 : dimensions géométriques de la section étudiée

Angle ondulée (°)	Hauteur de canal H (mm)	Hauteur de l'onde H_w (mm)	Hauteur de la base H_b (mm)	Largeur de canal ondulé (mm)	Longueur de canal ondulé L (mm)	Nombre d'ondulation	Longueur de surface ondulée (mm)
0	20.25	--	2.5	130	300	--	300
20	20.25	5	2.5	130	300	11	322
40	20.25	5	2.5	130	300	25	389
60	20.25	5	2.5	130	300	52	600

Des équations de gouvernantes d'écoulement (vitesse et mouvement), et l'équation d'énergie pour l'écoulement turbulent et le transfert de chaleur ont été considérées dans cette simulation. Les prétentions suivantes ont été utilisées, écoulement, équilibré bidimensionnel, turbulent et aucune glissement au mur. Fondé sur les hypothèses ci-dessus, les équations gouvernantes peuvent être écrites comme suit :

1- Equation de continuité :

$$\frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i) = 0 \tag{1}$$

2- Equation de quantité de mouvement :

$$\rho u\frac{\partial u}{\partial x}+\rho v\frac{\partial u}{\partial y}=-\frac{\partial P}{\partial X}+\frac{\partial}{\partial x}\left[(\mu+\mu_t)\left(2\frac{\partial u}{\partial x}\right)\right]\frac{\partial}{\partial y}\left[(\mu+\mu_t)\left(\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial v}{\partial x}\right)\right] \quad (2)$$

$$\rho u\frac{\partial v}{\partial x}+\rho v\frac{\partial v}{\partial y}=-\frac{\partial P}{\partial X}+\frac{\partial}{\partial x}\left[(\mu+\mu_t)\left(2\frac{\partial v}{\partial x}\right)\right]\frac{\partial}{\partial y}\left[(\mu+\mu_t)\left(\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial v}{\partial x}\right)\right] \quad (3)$$

3- Equation d'énergie :

$$\frac{\partial}{\partial x_i}[u_i(\rho E+p)]=\frac{\partial}{\partial x_j}[\left(k+\frac{c_p\mu_t}{pr_t}\right)\frac{\partial T}{\partial x_j}+u_i(\tau_{ij})_{\text{eff}} \quad (4)$$

Le modèle de turbulence k-ε proposé par Launder et Spalding [10], à été utilisé dans cette simulation. Ce modèle a qui a la capacité de prévoir le mouvement secondaire d'écoulement, il consiste deux équations : l'énergie cinétique turbulente k et le taux de dissipation ε. Les équations du model k-ε sont données par :

4- Equation de l'énergie cinétique turbulente :

$$\frac{\partial}{\partial x_i}[\rho k u_i]=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]+G_k-\rho\varepsilon \quad (5)$$

5- Equation de taux de dissipation :

$$\frac{\partial}{\partial x_i}[\rho\varepsilon u_i]=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right]+C_{1\varepsilon}\left(\frac{\varepsilon}{k}\right)G_k+C_{2\varepsilon}\rho\left(\frac{\varepsilon^2}{k}\right)-\rho\varepsilon \quad (6)$$

Dans les équations ci-dessus, G_k représente la génération de l'énergie cinétique turbulente due au gradient moyen de vitesse, σ_k et le σ_e sont nombre de Prandtl efficace pour l'énergie cinétique turbulente et taux de dissipation, respectivement ; C_{1e} et C_{2e} sont des constantes et le μ_t est la viscosité turbulente et est modelé comme :

$$\mu_t=(\frac{\rho C_\mu k^2}{\varepsilon}) \quad (7)$$

Les constantes empiriques pour le modèle turbulent arrivent par l'ajustage de précision complet de données pour un éventail de l'écoulement turbulent [10, 11].

$C_\mu=0.09$, $C_{1\varepsilon}=1.47$, $C_{2\varepsilon}=1.92$, $\sigma_k=1.0$ et $\sigma_\varepsilon=1.3$

Conditions aux limites :

Les conditions aux limites du problème étudié sont résumées dans le tableau suivant :

	u (m /s)	v (m /s)	T (°C)	K (m^2/s^2)	ε (m^2/s^3)
Entrée de fluide	u_{in}	0	T_{in}=297.13	K_{in}	ε_{in}
Sortie de fluide	$\frac{\partial u}{\partial x}=0$	$\frac{\partial v}{\partial x}=0$	$\frac{\partial T}{\partial x}=0$	$\frac{\partial k}{\partial x}=0$	$\frac{\partial \varepsilon}{\partial x}=0$
parois	q=590 w/m^2	q=590 w/m^2	q=590 w/m^2	q=590 w/m^2	q=590 w/m^2

Nombre de Nusselt et facteur de frottement :

La simulation numérique courante est visée pour étudier l'influence de la cornière d'inclinaison de canal sur des caractéristiques de transfert de chaleur et de la chute de pression pour un écoulement en pleine maturité dans des canaux V-ondulés étroits.. La vitesse moyenne à l'entrée dans le canal a été calculée par le nombre de Reynolds basé sur le diamètre hydraulique de canal qui est défini :

$u_{moy}=\frac{Rev}{D_h}$ Où le diamètre hydraulique calculé par : $D_h=\frac{4\,S_p}{P_m}$ (8)

- Coefficient de frottement : $Cf = \frac{2\tau_w}{\rho.U^2}$ (9)

Où τ_w représente le taux de cisaillement à la paroi, ρ la masse volumique et U la vitesse axiale moyenne de la section.

- Nombre de Nusselt local : $Nu(x) = \frac{h(x)Dh}{\lambda_f}$ (10)
- Nombre de Nusselt moyen sur une face : $Nu_{face} = \frac{1}{A_i}\int_{A_i} Nu(x)dx$ (11)
-

3. SOLUTION NUMERIQUE

La méthode des volumes finis, basée sur l'algorithme SIMPLE, est utilisée pour résoudre le système muni des conditions aux limites ci-dessus.

4. RESULTATS ET INTERPRETATIONS

Validation du maillage : (b)

Un essai de l'indépendance de grille a été réalisé pour évaluer les effets des tailles de grille sur les résultats. Dans cette étude, quatre faces de maille sont considérées, qui sont 32.674, 82.040, 122.069, 145.305, au Re= 3000. La grille de discrétisation est structurée et uniforme. Chacune des quatre faces de maille de grille a presque des résultats similaires du nombre de Nusselt. Ainsi, un domaine avec des faces de maille de 122.069 est employé pour réduire le temps de calcul.

Validation des résultats de la simulation :

Pour les simulations numériques présentées dans ce travail, nous nous sommes basés sur les données expérimentales publiées par Naphon [12]. La comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux [12], présentée sur la fig.2 montre une bonne concordance entre les nombres moyen de Nusselt.

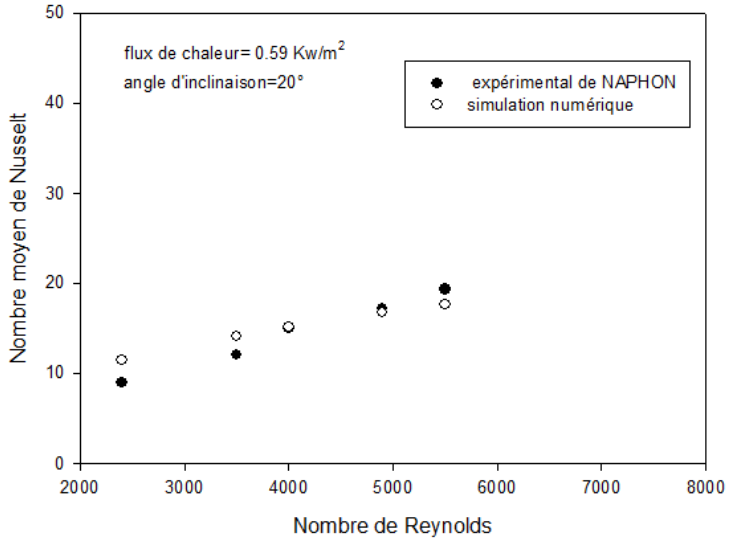


Fig.2 Comparaison du Nusselt moyen entre notre simulation et l'étude expérimentale de Naphon[12]

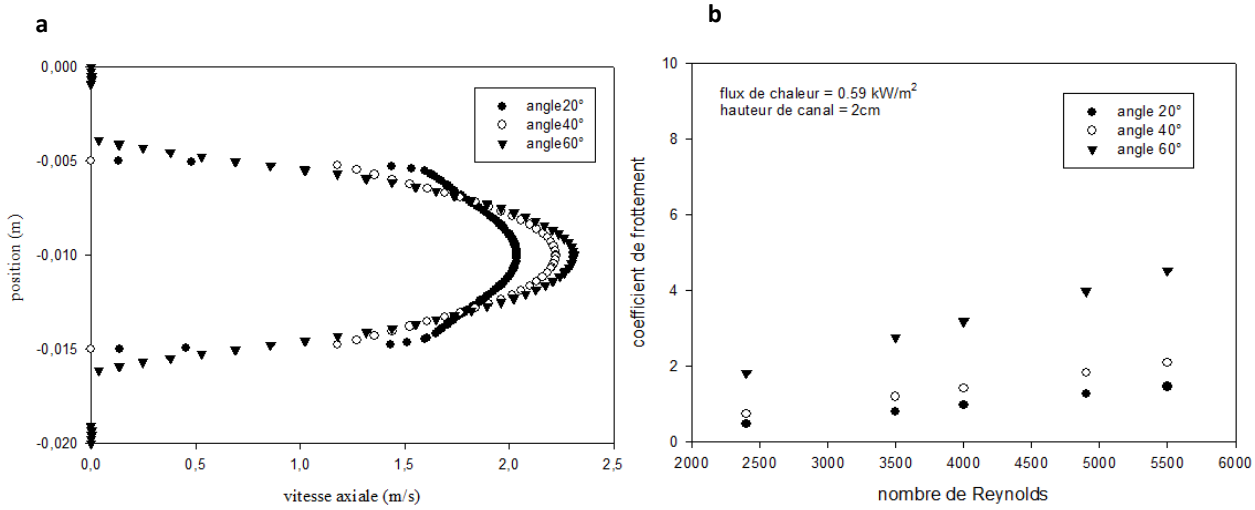


Fig .3 (a) : Variation de la vitesse axiale à une section de position X=L/2. (b) : Variation de coefficient de frottement moyen en fonction de nombre de Reynolds à q = 0.59 kW/m^2 pour différentes cornières onduleuses.

La figure 3 (a) représente l'évolution de la vitesse axiale pour différentes angles d'inclinaison à une section X=L/2. On remarque que les courbes ont un profil parabolique. Le profil de vitesse lors d'un écoulement turbulent est moins stable. Ceci s'explique par la nature fluctuante de la vitesse en régime turbulent. Les valeurs des vitesses axiales diminuent lorsque l'écoulement est près des parois à cause du frottement jusqu'à atteindre une valeur nulle. Les valeurs maximales des vitesses axiales sont observées aux centres des mini-canaux, et la courbe de l'angle 60°, est supérieure à celle de 20° et 40°.

Fig. 3 (b) montre la variation du facteur de frottement en fonction du nombre de Reynolds pour différentes cornières d'inclinaison. D'après la figure, il est clair que le facteur de frottement continue à augmenter en amplifiant le nombre de Reynolds pour toutes les cornières d'inclinaison, ceci peut être expliqué par l'effet de la turbulence et les zones de recirculations qui favorisent l'augmentation de la chute de pression caractérisé par le facteur de frottement. La cornière d'inclinaison à un effet significatif sur le facteur de frottement, f tant à augmenter avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison, car l'amélioration de transfert de chaleur est toujours accompagnée par l'augmentation de la chute de pression.

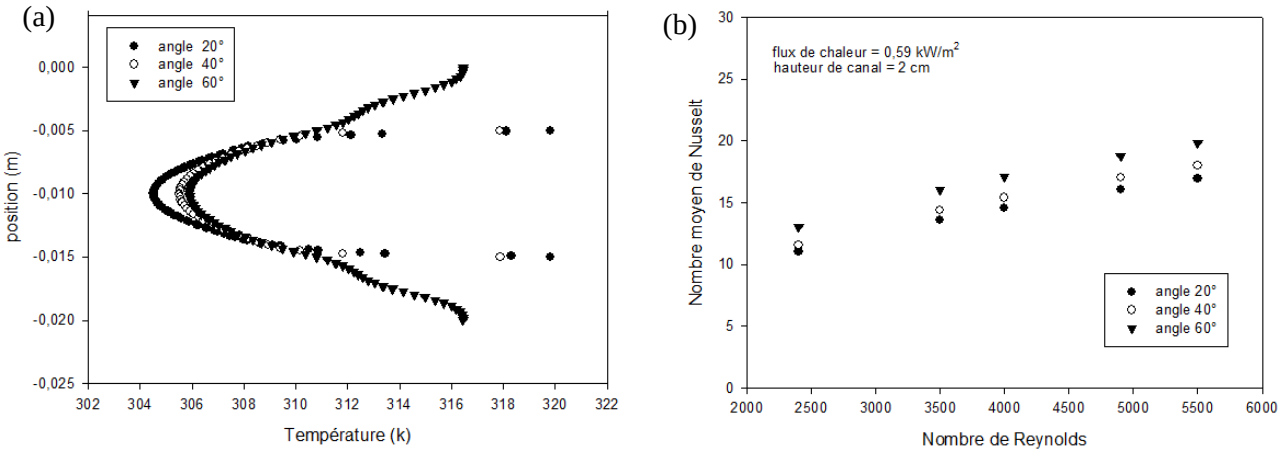


Fig .4 (a) : Profil de température à une section x=L/2. (b) : Variation du nombre de Nusselt moyen avec le nombre de Reynolds à q = 0.59 kW/m^2 pour différentes cornières onduleuses.

La figure 4 (a) présente l'évolution de la température pour tous les angles d'inclinaison à une section X=L/2. On observe lorsque l'air se rapproche de la paroi supérieure, la température commence à augmenter parce à cause de la source de chaleur T=297.13. On constate aussi que la température de la cornière d'inclinaison

60° ; est un peu supérieure à celle de 20° et 40° à cause d'effet d'ondulation et les différents nombres d'ondulation trouvés dans le canal.

La figure 4 (b) montre la variation du nombre de Nusselt moyen en fonction du nombre de Reynolds d'air pour les différentes cornières onduleuses. Au flux thermique particulier, à la cornière onduleuse et à la taille du canal, le nombre de Nusselt augmente avec l'augmentation du nombre de Reynolds d'air. C'est parce que le nombre de Nusselt dépend du taux de transfert de chaleur. Fig. 4 (b) montre également l'effet de la cornière onduleuse sur le nombre de Nusselt. Il est clair que le nombre de Nusselt à une cornière onduleuse plus élevée sont plus hauts par rapport aux nombres de Nusselt à une cornière inférieure. L'augmentation de la cornière onduleuse (espacement décroissant) cause un recyclage de fluide plus élevé et un écoulement de remous plus élevé qui cause l'intensité dans les cuvettes de plissement et la superficie plus grande, et donc, le nombre de Nusselt augmente également avec l'augmentation de la cornière onduleuse.

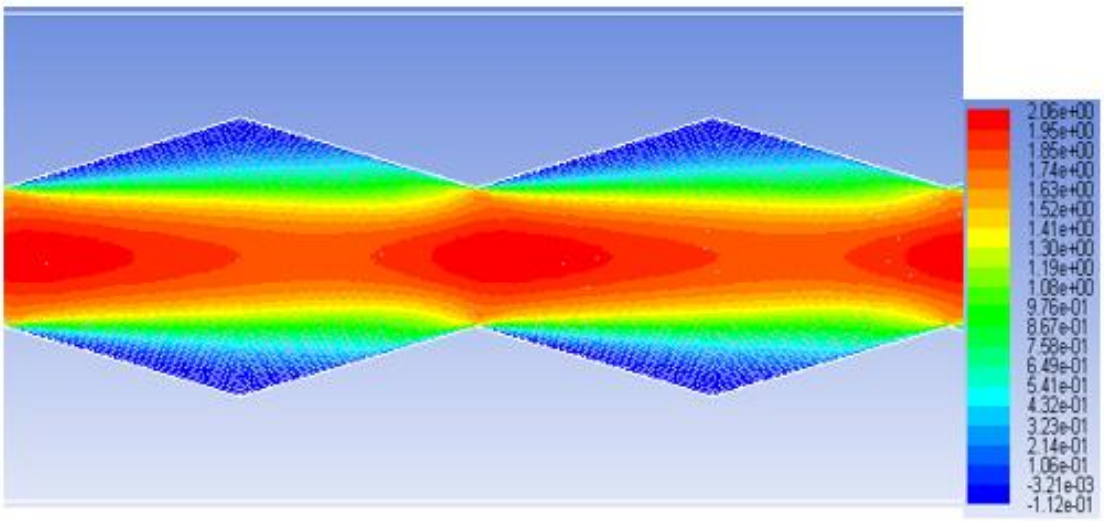


Fig.5 Variation de contour de vitesse dans le canal ondulé à H = 2.00 cm, cornière onduleuse = 20°.

Pour l'écoulement de fluide après la surface ondulée, le recyclage et le décollement de l'écoulement sont produits dans les cuvettes de plissement suivant les indications de fig.5. Le modèle mathématique turbulent est utilisé pour déterminer les profiles de vitesse Le début et la croissance des zones de recirculation favorisent le mélange du fluide dans la couche limite, augmentant de ce fait le transfert de chaleur de convection. Par conséquent, le taux de transfert de chaleur caracérisé par le coefficient de tarnsfert de chaleur h obtenu à partir du canal ondulé est plus haut que h de la surface plate. Pour un nombre de Reynolds donné.

5. CONCLUSION

Des résultats numériques sur les caractéristiques de transfert de chaleur et de chute de pression dans un canal avec de doubles surfaces ondulées sous forme V sont présentées. La rupture et la déstabilisation de la couche limite thermique se produisent comme flux de fluide après les surfaces ondulées. Utilisant les plaques ondulées est une méthode appropriée pour augmenter les performances thermiques et pour fournir une compacité plus élevée. Les effets des paramètres appropriés sur les caractéristiques de transfert de chaleur et de chute de pression sont également considérés. On constate que la surface ondulée a des effets significatifs sur le perfectionnement du transfert de chaleur et de la chute de pression.

REFERENCES

[1] Sunden B, Skoldheden T, Heat transfer and pressure drop in a new type of corrugated channels. Int Commun Heat Mass 1985 ;12 :559-66.

[2] Sunden B, Trollheden S. Periodic laminar flow and heat transfer in a corrugated channel. Int Commun Heat Mass 1989;16:215–25.

[3] Benilov ES, Yaremchuk MI. On water-wave propagation in a long channel with corrugated boundaries. Wave Motion 1991;13:115–21.

[4] Sawyer D, Sen M, Chang HC. Heat transfer enhancement in three dimensional corrugated channel flow. Int J Heat Mass Trans 1998;41:3559–73

[5] Fabbri G. Heat transfer optimization in corrugated wall channels. Int J Heat Mass Trans 2000;43:4299–310.

[6] Mehrabian MA, Poulter R. Hydrodynamics and thermal characteristics of corrugated channels: computational approach. Appl Math Model 2000;24:343–64.

[7] Zimmerer C, Gschwind P, Gaiser G, Kottke V. Comparison of heat and mass transfer in different heat exchanger geometries with corrugated walls. Exp Therm Fluid Sci 2002;26:269–73

[8] Hamza A, Ali H, Hanaoka Y. Experimental study on laminar flow forced-convection in a channel with upper V-corrugated plate heated by radiation. Int J Heat Mass Trans 2002;45:2107–17.

[9] Metwally HM, Manglik RM. Enhanced heat transfer due to curvature-induced lateral vortices in laminar flows in sinusoidal corrugated-plate channels. Int J Heat Mass Trans 2004;47:2283–92.

[10] Launder, B.E., Spalding, D. B., The numerical computation of turbulent flow, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 3, pp 269-289, 1974.

[11] Patankar, S. V., Numerical heat transfer and fluid flow, Series in Computational Methods in Mechanics and Thermal Sciences, Hemisphere Pub. Corp., McGraw-Hill, 1980.

[12] P. Naphon, Heat transfer characteristics and pressure drop in channel with V corrugated upper and lower plates, Energy Convers. Manage. 48 (2007) 1516–1524.

APPLICATION DE L'ACP À UNE BASE DE DONNÉES DE LIQUIDES IONIQUES

MOHAMED CHERIF Yamina[1]; BELARBI El Habib[2]; DEBDAB Mansour[3]; ARBAOUI Khaldia[4], AOUINE Rachida[5]

Laboratoire Synthèse et catalyse , Univ Tiaret BP78 RP 14000 Tiaret Algeria,
[1] nouraliman.m.h@gmail.com
[2] belarbi.hb@gmail.com
[3] m.debdab@hotmail.fr
[4]khalida.arbaoui@yahoo.fr
[5] lokatchikifafouch@gmal.com

RESUME

L'objectif de cette étude est de mettre en évidence le facteur le plus influant sur la conductivité électrique d'un liquide ionique en appliquant l'analyse en composantes principales (ACP) . Pour atteindre cet objectif nous avons utilisé le logiciel XLSTAT que nous avons appliqué à une base de données de 500 liquides ioniques différents. Pour chaque liquide ionique,une dizainede propriétés physico-chimiques sont répertoriées. Il ressort de cette étude que les liquides ioniques présentant une forte conductivité électrique sont caractérisés par une faible température de transition vitreuse, une forte température de cristallisation et un faible indice de réfraction. La conductivité d'un liquide ionique augmente avec la taille de l'anion et diminue avec l'augmentation de la taille du cation.

Mots clés : *liquides ioniques ; Data mining ; ACP, base des données ; XLSTAT.*

NOMENCLATURE

Symbols :

Td température de décomposition ,K
Tc temperature de cristallisation, K
Tg temperature de transition vitreuse, K
Tf temperature de fusion, °C
F: largeur de la fenentre électrochimique ,V
Cathod : limite du potentiel cathodique, V
Anod: limite du potentiel anodique, V
M: masse molaire , g
n indice de réfraction

Lettres greques:

ρ masse volumique, g cm^{-3}
σ conductivité électrique, $S \cdot m^{-1}$
η viscosité , cp

1. INTRODUCTION

Les liquides ioniques qui sont des sels fondus à température ambiante et stables à l'air, présentent un intérêt technologique dans divers domaines[1]. L'existence d'énormes possibilités de synthétiser de nouveaux liquides ioniques rend toute tentative expérimentale pour explorer ces nouvelles structures une tache très fastidieuse et budgétivore, voire impossible. Le recours aux techniques d'exploration des données (data mining) s'avère indispensable plus que jamais. Dans ce contexte, plusieurs techniques ont été proposées et dont l'objectif est de trouver des règles, des tendances inconnues ou un nouveau savoir à partir d'un savoir déjà acquis [2]. La méthode d'analyse en composantes principales (ACP) a été choisie pour être appliquée à une base de données de liquides ioniques qui diffèrent soit par la nature de l'anion ou celle du cation. L'application de l'ACP permettra d'observer certaines associations telles que l'influence de la température de transition vitreuse et la température de cristallisation, la fenêtre électrochimique et l'indice de réfraction sur la conductivité électrique des liquides ioniques.

2. METHODOLOGIE

2.1 **Construction de la base de données** :

Une base de données est un ensemble structuré et organisé permettant le stockage de grandes quantités d'informations afin d'en faciliter l'exploitation [2,3].

Dans le cadre de cette étude, nous avons construit une base de données des propriétés physico-chimiques de 500 liquides ioniques, qui ont été collectées à partir de plusieurs sources documentaires.

La basse des données n'étant pas complète et présente des données manquantes. Pour combler ces lacunes, l'une des méthodes suivantes est adoptée. remplacement par la moyenne,: remplacement aléatoire, utilisation de la régression. Dans notre cas c'est cette dernière méthode qui a été utilisée et qui consiste à estimer la valeur possible en utilisant les données des enregistrements complets et toutes les informations disponibles. C'est la méthode la plus précise; et la plus complexe à implanter.

2.2 **Application de l'analyse en composantes principales (ACP)**

L'Analyse en Composantes Principales (ACP) est une méthode très efficace pour l'analyse de données quantitatives (continues ou discrètes) se présentant sous la forme de tableaux à M observations / N variables. C'est une méthode descriptives permet d'effectuer une représentation simplifiée d'une série de variables intercorrélées. Cette technique utilise comme principe une transformation des variables initiales en de nouvelles variables non corrélées. Ces nouvelles variables sont appelées les Composantes Principales. Chaque composante principale est une combinaison linéaire des variables initiales.

L'analyse en composantes principales est utilisée pour réduire la dimension (le nombre de variables) d'un problème. Cette diminution du nombre de variables doit s'effectuer en perdant un minimum d'informations. Le but de l'Analyse en Composantes Principales (ACP) est de condenser les données originelles en de nouveaux groupements, appelées nouvelles composantes. L'ACP permet d'explorer les liaisons entre variables et les ressemblances entre individus.

Elle permet aussi:

- De visualiser et analyser rapidement les corrélations entre les N variables,
- De visualiser et analyser les M observations initialement décrites par N variables sur un graphique à deux ou trois dimensions, construit de manière à ce que la dispersion entre les données soit aussi bien préservée que possible,
- De construire un ensemble de P facteurs non corrélés

Les limites de l'Analyse en Composantes Principales viennent du fait que c'est une méthode de projection, et que la perte d'information induite par la projection peut entraîner des interprétations erronées. Pour appliquer cette méthode à notre base de données, nous avons utilisé le logiciel XLSTAT[4,5].

3. RESULTATS

L'analyse en composante principale permet le développement d'un modèle mathématique basé sur les données expérimentales disponibles en fonction de la structure moléculaire, permettant ainsi d'estimer, d'étudier et d'identifier les propriétés physico-chimiques des liquides ioniques. L'analyse en composantes principales en utilisant le logiciel XLSTAT nous a permis de définir les axes principaux. Pour un plan factoriel donné, on regarde le pourcentage de l'information du nuage initial retranscrite sur le plan factoriel. Ainsi, un axe expliquant moins de 10% sera rarement intéressant [7], les axes sont rangés dans l'ordre décroissant, de telle manière que le premier plan factoriel constitué par les deux premiers axes factoriels soit toujours celui qui est le plus riche en renseignements sur les propriétés du nuage étudié. Dans notre exemple, les axes F1 (PC1) et F2 (PC2) sont les plus riches en information figure 02.

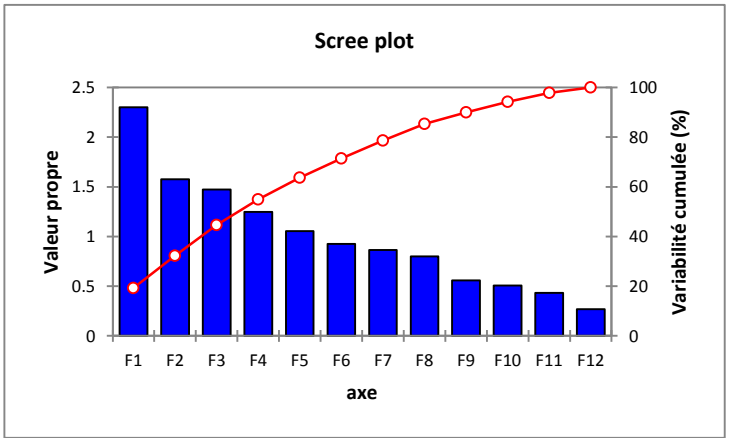


Figure 02 : Histogramme des valeurs propres. (Pourcentages de variance observée, pour les 12 axes principaux).

Le premier résultat intéressant à identifier suite à une analyse en composantes principales est la matrice des corrélations qui permet d'analyser les relations bilatérales existant entre les différentes variables retenues. Cette matrice est représentée sur le tableau 01.

Variables	Tc	Tf	Tg	Tm	σ	η	ρ	M	n	f	cathod	Anod
Tc	**1**	**0,281**	-0,003	**0,142**	**0,102**	0,068	**0,286**	0,043	0,005	-0,014	-0,007	-0,076
Tf	**0,281**	**1**	0,038	**0,150**	**-0,157**	0,046	0,066	-0,034	0,017	-0,038	0,028	-0,010
Tg	-0,003	0,038	**1**	**0,115**	-0,036	**0,162**	**-0,250**	**0,330**	0,007	0,036	0,005	-0,004
Tm	**0,142**	**0,150**	**0,115**	**1**	0,023	**0,134**	0,069	-0,033	0,046	-0,086	0,042	-0,080

σ	**0,102**	**-0,157**	-0,036	0,023	**1**	0,002	0,046	**-0,113**	**-0,103**	0,065	-0,066	-0,047
η	0,068	0,046	**0,162**	**0,134**	0,002	**1**	0,025	-0,076	-0,022	-0,011	0,009	**-0,193**
ρ	**0,286**	0,066	**-0,250**	0,069	0,046	0,025	**1**	-0,033	0,052	-0,011	-0,031	0,035
M	0,043	-0,034	**0,330**	-0,033	**-0,113**	-0,076	-0,033	**1**	0,018	0,042	-0,019	0,030
n	0,005	0,017	0,007	0,046	**-0,103**	-0,022	0,052	0,018	**1**	**-0,614**	**0,562**	0,014
f	-0,014	-0,038	0,036	-0,086	0,065	-0,011	-0,011	0,042	**-0,614**	**1**	**-0,703**	**0,196**
cathod	-0,007	0,028	0,005	0,042	-0,066	0,009	-0,031	-0,019	**0,562**	**-0,703**	**1**	-0,052
anod	-0,076	-0,010	-0,004	-0,080	-0,047	**-0,193**	0,035	0,030	0,014	**0,196**	-0,052	**1**

Tableau 01 : Matrice de corrélation (Pearson)

La diagonalisation de la matrice de corrélation donne les valeurs propres présentées dans le tableau 02. Chaque facteur est caractérisé par une valeur propre, une part de la variance totale (% de variabilité), et une part de la variance cumulée (% cumulée).

	F1	**F2**	**F3**	**F4**	**F5**	**F6**	**F7**	**F8**	**F9**	**F10**	**F11**	**F12**
Valeur propre	2,300	1,576	1,473	1,248	1,053	0,926	0,864	0,801	0,557	0,506	0,432	0,266
Variabilité (%)	19,165	13,131	12,276	10,398	8,771	7,713	7,199	6,675	4,640	4,216	3,598	2,218
% cumulé	19,165	32,296	44,572	54,970	63,741	71,454	78,652	85,327	89,967	94,183	97,782	100,000

Tableau 02 : les valeurs propre des axes principaux.

Ce tableau signifie que le premier axe (F1) permet d'expliquer (19,17%) de la variance totale du nuage de points, que le second axe (F2) permet d'expliquer (13,13%) de la variance totale. En projetant donc chaque individu sur un plan (F1, F2) on conserve 19,17+13,13 soit 32,30% de la variance totale.

Remarquons ici que la variance expliquée par l'axe F3 est faible (12,28 %) et F4 (10,40%), et remarquons aussi que l'essentiel de l'information est fourni par les 2 premiers axes, puisque la variance expliquée cumulée par est de 32,30%. Si les variables sont très corrélées entre elles, les premières valeurs propres sont importantes alors que si le lien linéaire entre les variables d'origines est faible, les pourcentages de variance expliquée par les axes seront faibles eux aussi.

La figure 02 nous permet d'évaluer les valeurs propres de manière schématique, La première composante principale (F1) correspond à la plus grande valeur propre, ainsi la deuxième composante (F2) correspond à la deuxième plus grande valeur propre. Généralement, l'étude se restreint à ces deux premiers axes, du fait qu'ils contiennent la majorité de la variance, le pourcentage de variance absorbée par les axes principaux est indiqué sur la figure (02).

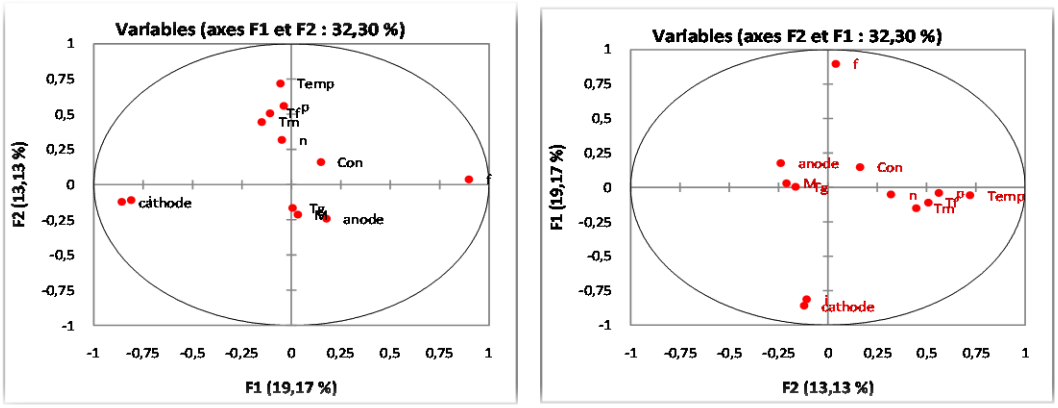


Figure 03-a : représentation des variables pour les liquide ioniques correspondant aux observations sur le plan factoriel (F1,F2).

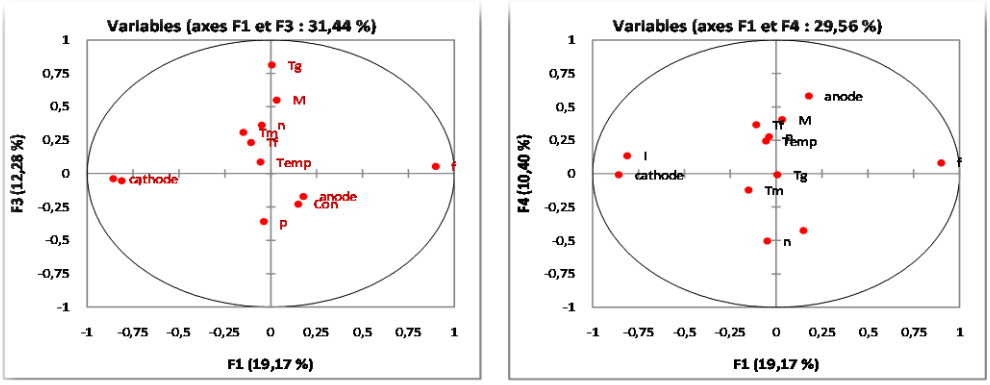


Figure 03-b : représentation des variables pour les liquide ioniques correspondant aux observations sur les plans factoriels (F1,F3) et (F1,F4).

A partir du tableau (02) et du graphique (02) , on remarque que ces valeurs sont décroissantes de F1 (2,3) à F9(0,3) et qu'à partir de F6 elles sont inférieures à 1.
L'analyse des résultats de l'ACP pour les liquides ioniques, est donnée par les graphes des observations "score plot" et des variables "loading plot". Le résultat des "Score plot" de cette analyse est montré sur les figures 03.
Sur la figure 03-a On peut constater que l'axe F1 est fortement corrélé positivement à la fenêtre électrochimique, aussi il est fortement corrélé négativement à limite cathodique et l'indice de réfraction. L'axe F2 est fortement corrélé négativement à la température de cristallisation et à la température de fusion et à la densité de liquides ioniques.
Pour confirmer le fait qu'une variable est fortement liée à une composante principale, il suffit de consulter le tableau 03 suivant des cosinus carrés.

	F1	F2	F3	F4	F5	F6	F7	F8	F9	F10	F11	F12
Tc	0,003	**0,518**	0,008	0,060	0,077	0,011	0,043	0,038	0,239	0,002	0,000	0,000
Tf	0,012	**0,258**	0,054	0,135	0,201	0,007	0,136	0,046	0,148	0,002	0,001	0,000
Tg	0,000	0,027	**0,662**	0,000	0,038	0,024	0,000	0,031	0,000	0,210	0,007	0,000
Tm	0,023	0,199	0,096	0,015	0,002	0,312	0,019	**0,323**	0,002	0,009	0,000	0,000
σ	0,022	0,026	0,052	0,180	**0,418**	0,109	0,067	0,049	0,069	0,006	0,002	0,000
n	0,002	0,102	0,132	0,253	0,028	0,017	**0,268**	0,144	0,001	0,051	0,001	0,000
ρ	0,002	**0,315**	0,129	0,077	0,069	0,049	0,198	0,014	0,065	0,071	0,012	0,000
M	0,001	0,045	**0,304**	0,164	0,206	0,096	0,001	0,034	0,028	0,120	0,001	0,000
I	**0,660**	0,012	0,003	0,018	0,009	0,003	0,014	0,005	0,000	0,007	0,257	0,012
F	**0,807**	0,002	0,003	0,007	0,002	0,001	0,005	0,001	0,000	0,000	0,013	0,160
Cathod	**0,737**	0,015	0,001	0,000	0,002	0,003	0,001	0,012	0,000	0,009	0,135	0,085
Anod	0,031	0,058	0,029	**0,339**	0,001	0,293	0,112	0,104	0,004	0,017	0,004	0,009

Tableau 03 : Cosinus carrés des variables (propriétés physico-chimique)

Une variable est plus proche de l'axe si le cosinus carrés est élevé. Dans notre cas l'axe F1 est lié à n, f ,cathode les cosinus carrés respectifs n(0,66) ,f(0,81) ,cathod(0,74) , l'axe F2 est lié à Tc, Tf, p avec des cosinus carrés respectifs Tc (0,52), Tf (0,26) ,ρ(0,32), l'axe F3 est lié à Tg, M avec des cosinus carrés respectifs Tg(0,66), M(0,30) et l'axe F4 est lié à la limite anodique avec cosinus carrés anod(0,34) .

On peut remarquer que la conductivité d'une part, la masse molaire des liquides ioniques, l'indice de réfraction, la température de fusion et la température de transition vitreuse d'autre part sont inversement corrélés, ce qui nous permet de dire que les liquide ionique les plus visqueux ou de grande masse molaire ou d'indice de réfraction très important ou de température de transition vitreuse élevé et point de congélation élevé sont de faible conductivité électrique.
La température de cristallisation et la conductivité se trouvent dans le même coté cela signifie qu'ils sont fortement corrélés entre eux. Les liquide ionique de grande température de cristallisation seront les meilleurs conducteurs.
A première vue, et d'après l'analyse des résultats obtenus, il s'avère que l'ensemble des liquides ioniques se séparent nettement en quatre groupes (clusters). Le cluster 1 regroupe les liquides ioniques qui ont une forte conductivité électrique, la valeur de limite anodique élevée, de masse molaire faible et ont de température de transition vitreuse très faible.Le cluster 2 correspond à liquides ioniques plus denses et visqueux, de température de fusion très importante et de faible conductivité. Pour les liquides ioniques qui sont regroupé par le cluster 3, ils sont caractérisés par une température de transition vitreuse élevée , une densité élevée et une faible conductivité électrique. Le cluster 4 regroupe les liquides ioniques qui ont une valeur de limite cathodique très importante et indice de réfraction élevé.

CONCLUSION

D'après cette étude on peut conclure que la conductivité des liquides ioniques est liée à la variation de la taille des anions et les cations. Lorsque la taille de l'anion augmente la conductivité augmente par contre elle diminue par l'augmentation de la taille de cation.
On constate aussi que les liquides ioniques qui ont une forte conductivité parmi les 500 liquides ioniques étudiés sont caractérisés par une faible température de fusion, ils sont moins visqueux et possèdent une faible température de transition vitreuse.

REFERENCES

[1] R. D. Rogers et K. R. Seddon, « Ionic liquids–solvents of the future? », *Science*, vol. 302, n° 5646, p. 792–793, 2003.
[2] F. Gorunescu, *Data Mining: Concepts, models and techniques*, vol. 12. Springer Science & Business Media, 2011.
[3] M. Ikhlef, « Conception et mise en place d'une base de données pour le service du récolement des dépôts au Musée du Louvre », 2011.
[4] R. Féraud, M. Boullé, F. Clérot, et F. Fessant, « Vers l'exploitation de grandes masses de données. », in *EGC*, p. 241–252,2008.
[5] G. Grégoire, F.-X. Jollois, J.-F. Petiot, A. Qannari, S. Sabourin, P. Swertwaegher, J.-C. Turlot, V. Vandewalle, et S. Viguier-Pla, « Les logiciels et l'enseignement de la statistique dans les départements" Statistique et Informatique Décisionnelle"(STID) des IUT », *Statistique et Enseignement*, vol. 2, n° 2, p. 5–24, 2012.

AB-INITIO STUDY OF THE STRUCTURAL, ELECTRONIC AND ELASTIC PROPERTIES OF EuX (X = Se, Te) COMPOUNDS IN CUBIC STRUCTURES

F.SOLTANI[1], H. BAAZIZ[2], Z.CHARIFI[2]

[1]Physics Department, Faculty of Science, University of Batna, 05000 Batna, Algeria.
fatihasoltani2013@gmail.com
[2]Physics Department, Faculty of Science, University of M'Sila, 28000 M'Sila, Algeria
[2]Laboratory of Physics and Chemistry of Materials, University of M'sila, Algeria

ABSTRACT

The strurural, electronic and elastic properties of rare-earth monochalcogenides EuX (X=Se, Te) were investigated with the full-potential-linearized-augmented plane wave (FP-LAPW) based on density functional theory (DFT). The exchange-correlation term is treated using two approximations the generated gradient approximation (GGA) and the local density approximation (LDA). The structural parameters, such as the equilibrium lattice parameters, the bulk modulus B and its derivative B‘, the electronic proprerties (the band structure, the total density) and the elastic constants (C_{11}, C_{12}, C_{44}) of EuX compounds (X= Se, Te) are calculated in two phases: face-centered cubic structure type NaCl (B1) and the simple cubic structure CsCl type (B2) under ambient and high pressure. We also studied the structural phase transition between B1, B2. To determine this transition pressure, we calculated Gibbs energy **G= E+PV-TS.**

KEYWORDS: *DFT, FP-LAPW, GGA, LDA, the band structure, phase transition.*

NOMENCLATURE

Symbols :	C Elastic constants
G Gibbs energy	**Greek symbols :**
P Pressure (GPa)	σ Poisson ‘s ratio
V Volume	ε Stain tensor
T Temperature (K)	**Subscripts :dices :**
S Entropy	Max maximum
H Enthalpy	0 (V_0) volume of the unit cell

1. INTRODUCTION

Metals form an important class of technological materials that are exploited widely for their ductility and high electrical and thermal conductivities. The rare-earth monochalcogenides belong to this class. Electronic and optical properties of rare-earth monochalcogenides have long been a challenge to investigators; the chalcogenides and pnictides are difficult to fabricate into a single phase. During the last few years, frequent attempts have been made to understand the electronic properties of rare-earth compounds because of their interesting

semiconducting properties and various practical applications in the field of nonlinear optics, electro-optic components, glass making, grinding alloys, composites lasers, phosphors lasers, and electronics [1-2].

The rare-earth monochalcogenides XY (X= Eu, and Y= Se, Te) compounds crystallize in rock-salt structure but change to CsCl-type structure at high pressures (B2 phase) [3, 4, 5, 6]. The elastic constants are important technological properties of solids: they determine the behavior of materials under any arbitrary, but sufficiently small, loading.

In view of earlier studies, the high-pressure phase transition and the elastic constants have been investigated using a simple approach with a three or two body interaction potential [7–8] except for a few studies that used a sophisticated method. One study reported by Vaitheeswaran et al. [9, 10] who employed the tight-binding linear muffin orbital approach to density functional theory (DFT) within the local approximation to investigate the phase transition in lanthanum monochalcogenides and another one reported by Bouhemadou et al. [11] on the elastic constants of EuX(X= Se, and Te) at normal and under hydrostatic pressure using the method developed by Charpin. In addition, the study of the second-order elastic constants (C_{11}, C_{12}, and C_{44}) and their pressure derivatives at 0 K is quite important for understanding the nature of the inter-atomic forces. One can also directly obtain some useful information on the characteristics of bonding and the structural stability of a crystal.

We have used full-potential linearized-augmented plane wave (FP-LAPW) [12] based on the DFT [13] in WIEN2K code to investigate the high-pressure structural phase transition, electronic and the elastic constants of these compounds.

2. NUMERICAL SIMULATION

2.1 Total-Energy Calculation :

The calculations are performed using the FP-LAPW implemented in the WIEN2k computer package [14]. The essence of the method is: near an atomic nucleus the potential and wave functions are similar to those in an atom – they strongly varying but nearly spherical. However, between the atoms both the potential and wave functions are smoother [12]. Accordingly, space is divided into regions and different basis expansions are used in these regions. In this method, both the potential and charge density are treated without shape approximations and core electrons are treated in a relativistic way.

In our calculations, we used the generalized gradient approximation (GGA) for the exchange correlation potential [17]. The spherical harmonics inside nonoverlapping muffin-tin (MT) spheres surrounding the atoms are expanded up to l_{max}=10. The MT radii are assumed to 2.5 atomic units (a.u.) for Eu, whereas a 2.5 (a.u.) is used for Se, and Te, respectively. The plane wave cut off of $k_{max}=8/R_{MT}$ was chosen for the expansion of the wave function in the interstitial region for all the compounds EuY, where R_{MT} denotes the smallest atomic sphere radii and k_{max} gives the magnitude of the largest k vector in the plane-wave expansion. Special k points were used in performing the Brillouin zone summations. The self-consistent iterations were performed until the convergence in the energy reached about 10^{-4} Ry.

2.2 Elastic Properties :

The knowledge of elastic constants of a solid provides access to an understanding of its mechanical properties for practical application in many fields. To obtain the elastic constants of these compounds with cubic structure, we have used a numerical first principles calculation by computing the components of the stress tensor e for small strains, using the method integrated in the WIEN2K code [14]. It is well-known that a cubic crystal has only three independent elastic constants.

The first equation involves calculating the bulk modulus (B), which is related to the elastic constants by [16] :

$$B = (C11 + 2C11) \quad (1)$$

The shear modulus G of a cubic structure is given by :

$$G = (C11-C12+3C44)/5 \quad (2)$$

Then, Young's modulus E and Poisson's ratio σ are:

$$\sigma = \frac{1}{2} + (1 - \frac{E}{3B}) \quad (3)$$

$$E = \frac{9BG}{3B+G} \quad (4)$$

3. RESULTS

3.1 Total-Energy Calculation, High-Pressure Structural Transformation and Electronic Properties

The total energy as a function of unit-cell volume around the equilibrium cell volume V_0 for EuX (X= Se, Te) compounds was calculated for each of the phases B1 and B2. The calculated total energies are fitted to Murnaghan's equation of state to obtain the ground-state properties [15]. The results are shown in Figure 1. The lowest energy is found in the B1 phase, the B2 structure is not favorable for the entire compound EuX (X= Se, Te), since the calculated energy is higher than that of B1 phase. From the graph 1, one can see that the rare-earth chalcogenides EuX (X= Se, Te) crystallize in NaCl phase (B1) at ambient pressure. They show a phase transformation from B1 to (B2) phase. The calculated structural parameter of EuX (X=Se, Te) phases are listed in. It is interesting to note that the lattice parameter increases when we move from EuSe to EuTe. On the other hand, the bulk modulus decreases from EuSe, to EuTe in both phases B1 and B2. High pressure, along with ambient-pressure studies on materials, can help with analyzing the nature of interaction around the atoms. It is found that under pressure; most of the rare-earth compounds undergo a first-order phase transition from the six-fold coordinate NaCl structure to the eightfold coordinate CsCl-type structure (B2). Thermodynamically, a phase transition occurs when changes in the structural details of the phase are caused by variation of the free energy. The stability of a particular structure is decided by the minima of Gibbs energy [19]: G = E +PV-TS Since the theoretical calculations are performed at 0 K, the free energy becomes equal to the enthalpy: H= E + PV.

At a given pressure, a stable structure is one for which the enthalpy has its lowest value and the transition pressure are calculated at which the enthalpies for the two phases are equal. The calculated phase transition pressures for these materials are summarized in Table 2, together with previous theoretical results. The application of pressure to the crystals causes the decrease in their volume, which in turn leads to an increased charge transfer due to the existence of the deformed charge between the overlapping electron shells of adjacent ions. We note that the pressure P_t increases when the chalcogen atom Se is replaced by Te (Figure 1, Figure 2). The energy study of the two phases shows that the lowest energy is in phase B1(NaCl) so that B1 is more stable than B2 phase (CsCl) because the calculated energy is above the phase B1. From the band structure and total state density EuX obtained by both approximations, we can see that the energy gap is zero in both phases B1 and B2. So these are metals (figure 3).

3.2 Elastic properties :

The elastic properties of a solid reflect the response of the interatomic forces between the atoms concerned to an applied stress. Since the bonding forces vary with crystallographic orientation, the elastic properties of metal single crystal may be highly anisotropic. In cubic materials, only three independent elastic constants are needed C_{11}, C_{12}, and C_{44}. So, the study of the second order elastic constants (C_{11}, C_{12}, C_{44}) and their pressure derivatives at 0 K is quite important for understanding the nature of the interatomic forces.

Hence, to determine these constants, we have used the method developed by Charpin and integrated by Mortada [18]. The obtained elastic constants of EuX (X= Se,Te) compounds at ambient and under pressure are listed and compared with available results in Table 3. To the best of our knowledge, no experimental value for the elastic constants of these compounds have appeared in literature, so our results for B2 phase can serve as a prediction for future investigation. It is clearly seen from Table 3 that the values of C_{12} are smaller than that of C_{11} and for the compound EuTe, the value of C_{12} is negative approximately_1.60 GPa. We note

that the elastic constants decrease with the chalcogen atom form Se to Te in EuX (X=Se, Te) compounds in B1 phase. From Table 3, we see that these elactic constants Cij are decreased when we move from EuSe to EuTe in the two phases except C_{44} for the EuSe to EuTe in the high pressure phase B2. The Young's modulus E and Poisson's ratio s are important in technological and engineering application [20].Young's modulus is defined as the ratio of stress and strain when Hooke's Law holds. From Table 4, the Young's modulus in the Eu compound it is increased linearly. Also, we conclude that the stiffness of materials decreases with pressure. Our obtained values for Poisson's ratio varied from 0.17–0.28 in B1 phase, which is an indication that ionic bonds are presented [22]. However, in B2 phase s is greater than 0.25, which indicates that the interatomic forces in B2 phase of XY (X= Eu, and Y=Se, Te) compounds are central forces [21].

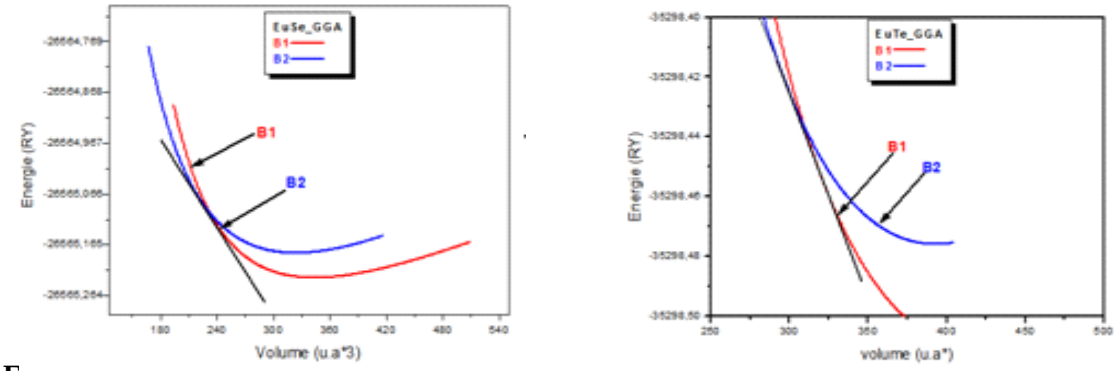


Figure 1 calculated ground-state energy versus optimized volume curves of B1 and B2 phases for EuX (X= Se, Te) compounds.

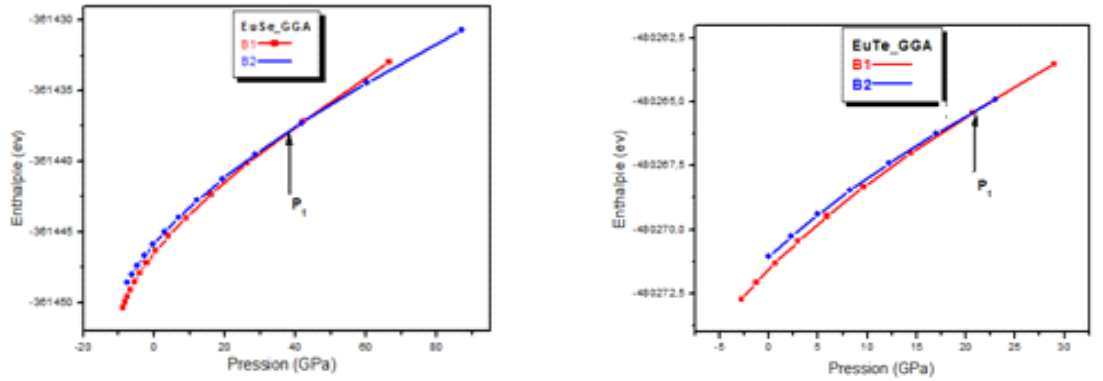


Figure 2 calculated pressure versus enthalpy of B1 and B2 phases for EuX (X= Se, Te) compounds and

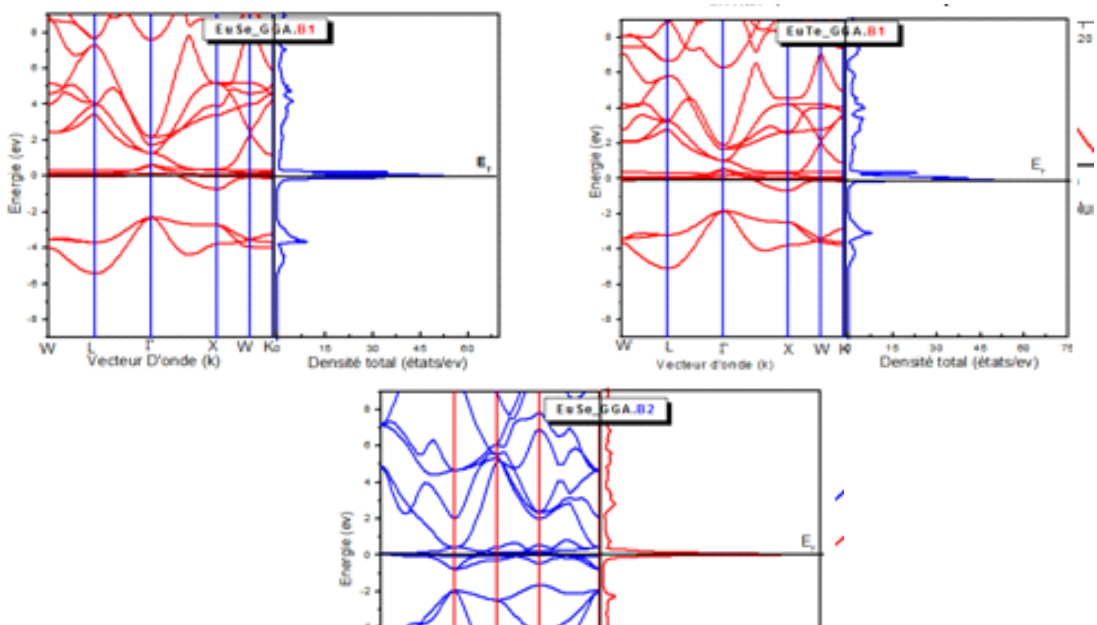


Figure 3 Band dispersion for EuX (X=Se, Te) calculated according to GGA.

Table 1 Calculated lattice constant a, bulk modulus B_0 and its pressure derivative B for B1 and B2 phases XY (X= Eu and Y= Se, Te) compounds, compared with the available experimental and theoretical data.

B1phase						
	a (A°)		B_0(GPa)		B’	
	Present work	Theory +experiment	Present work	Theory +experiment	Present work	Theory +experiment
EuSe	5.72	----	73.4	---	4.6	---
EuTe	6.14	-----	53.4	---	4.1	----
B2phase						
	a (A°)		B_0(GPa)		B’	
	Present work	Theory +experiment	Present work	Theory +experiment	Present work	Theory +experiment
EuSe	3.52	---	75.2	---	4.56	---
EuTe	3.76	---	53.6	---	4.06	---

Table 2 Calculated values of phase transition pressures Pt, at phase transition pressures for EuSe, EuTe compounds.

B1 ⟶ B2			
	P_t(GPA)		
	Present work	Theory	experiment
EuSe	8.9	16 [5]	---
EuTe	17.4	-----	---

Table 3 Calculated elastic constants Cij (GPa), for B1 and B2 phases of EuSe, EuTe compounds.

B1phase						
	C_{11}		C_{12}		C_{44}	
	Present work	Theory	Present work	Theory	Present work	Theory
EuSe	213.1	80.5[5]	3.6	29.7[5]	30.06	35.6[5]
EuTe	163.5	-----	-1 .6	---	8.8	----
B2phase						
	C_{11}		C_{12}		C_{44}	
	Present work	Theory	Present work	Theory	Present work	Theory
EuSe	143.6	---	41.0	---	-3.3	---
EuTe	115.3	---	22.3	---	11.9	---

Table 4 Calculated Young's modulus E (GPa), shear modulus G (GPa) and Poisson's ratio σ, (in GPa), for B1 and B2 phases of EuSe and EuTe compounds.

B1phase						
	E		G		Σ	
	Present work	Theory +experiment	Present work	Theory +experiment	Present work	Theory +experiment
EuSe	141,4	----	59,9	---	0,18	---
EuTe	92,7	-----	38,3	---	0,21	----
B2phase						
	E		G		Σ	
	Present work	Theory +experiment	Present work	Theory +experiment	Present work	Theory +experiment
EuSe	51,4	---	18,5	---	0,39	---
EuTe	66,6	---	25,8	---	0,29	---

4. CONCLUSIONS

The calculations were performed using the code wien2k [14] which is an implementation of the method FP-LAPW (full potential linearized augmented plane wave) based on DFT (functional density total). We used the approximation of the local density (LDA) and the gradient approximation (GGA) for the term of the exchange-correlation (XC). We deduced that these compounds are crystallized in phase B1; it is the more stable than in Phase B2 and the best approximation to calculate the structural property is the GGA approximation. Some basic physical properties, such as lattice constant, bulk modulus, second-order elastic constants (Cij), shear modulus, Young's modulus and Poisson's ratio constants are calculated. It is interesting to note that the lattice parameter increases when we move from EuSe toEuTe. On the other hand, the bulk modulus decreases from EuSe to EuTe with in both phases (B1 and B2). It is found that the pressure Pt decreases when the chalcogen atom Se is replaced by Te a for EuX (X=Se,Te) compounds. The same behavior is shown for the calculated elastic constants. They decrease with the chalcogen atom from Se to Te in B1 phase. We have also studied the ductility the brittleness and the stiffness of the compounds under consideration by analyzing the parameter Young's modulus. The effect of chalcogen atom on these properties is investigated. At the same time, it is found that the gap is zero in both phases which confirms that these are metals.

REFERENCES

[1] O. P. Singh and V. P. Gupta, Phys. Status Solidi B 129, 153(1985).

[2] K. G. Gschneidner, Rare Earth Alloys (D. Van Nostrand Co.Inc., Princeton, NJ, 1961).

[3] J. M. Rooymans, Solid State Commun. 3, 421 (1965).

[4] D. Varshney, N. Kaurav, P. Sharma, S. Shah, and R. K. Singh, Phys. Status Solidi B 241, 3179 (2004).

[5] S. Singh, R. K. Singh, and A. Gour, Central Eur. J. Phys. 5, 576 (2007).

[6] J. M. Le´ger, Physica B 190, 84 (1993).

[7] V. Srivastava, A. K. Bandyapadhyay, P. K. Jha, and S. P.Sanyal, J. Phys. Chem. Solids 64, 907 (2003).

[8] W. Bechenbaugh, J. Evers, G. Guntherodt, E. Kaldis, and P. Wachter, Phys. Chem. Solids 36, 239 (1975).

[9] G. Vaitheeswaran, V.Kanchana, and M.Rajagopalan, J. Phys. Chem. Solids 64, 15 (2003).

[10] G. Vaitheeswaran, V. Kanchana, S. Heathman, M. Idiri, T. Le Bihan, A. Svane, A. Delin, and B. Johansson, Phys. Rev. 75, 184108 (2007).

[11] A. Bouhemadou, R.Khenata, and M.Maamache, J.Mol. Struct.:THEOCHEM 777, 5 (2006).

[12] D. J. Sing, Plane Waves, Pseudopotentials and the LAPW Method (Kluwer Academic Publishers, Dordrecht, The Netherlands, 1994).

[13] P. Hohenberg and W. Kohn, Phys. Rev. B 136, 864 (1964).

[14] P. Blaha, K. Schwarz, G. K. H. Madsen, D. Kvasnicka, and J. Luitz, WIEN2K, an Augmented Plane WaveRLocal orbitals program for calculating crystal properties (Karlheinz Schwarz, Techn. Universita¨t, Wien, Austria, 2001), ISBN 633-9501031-1-2.

[15] F. D. Murnaghan, Proc. Natl. Acad. Sci. USA 30, 244 (1944).

[16] E. Schreiber, O. L. Anderson, and N. Soga, Elastic Constants and Their Measurement (McGraw-Hill, New York, 1973).

[17] Z. Wu and R. Cohen, Phys. Rev. B73, 235116 (2006). [18] Z. Charifi, H. Baaziz, F. El. Haj Hassan, and N. Bouarissa, J. Phys.: Condens. Matter 17, 4083 (2005).

[19] M. Born and K. Huangin, Dynamical Theory of Crystal Lattices (Clarendon, Oxford, 1954).

[20] F. Peng, D. Chen, and X. D. Yang, Solid State Commun. 149, 2135 (2009).

[21] F. Chu, Y. He, D. J. Thome, and T. E. Mitchell, Scr. Metall. Mater. 33, 1295 (1995).

[22] J. Haines, J. M. Leger, and G. Boquillon, Annu. Rev. Mater. Res. 31, 1 (2001).

L'ÉTUDE PAR SIMULATION DE L'INFLUENCE DU DOPAGE SUR LES PARAMÈTRES CARACTÉRISTIQUES DES CELLULES SOLAIRES À BASE DE SILICIUM AMORPHE

Nafissa MOUSSAOUI[1], Mohamed BOUAFIA[2], Nadir BOUARISSA[1], Lamia BENHAMADOUCHE[1]

[1] Laboratoire Physique des matériaux et ses applications, université Med BOUDIAF, M'sila 28000, Algérie
[2] Laboratoire d'Optique appliquée, université Ferhat ABBAS, Sétif 19000, Algeria
Email : moussaouinafissa@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Les atouts principaux de l'énergie solaire sont une réserve quasi-inépuisable à notre échelle, ainsi que son accessibilité géographique, en dépit de son intermittence. Le solaire photovoltaïque (PV), dont la recherche a débuté dans les années 1950, est l'une des techniques les plus prometteuses pour récupérer cette énergie. Celle-ci a connu de nombreux développements et plusieurs technologies ont émergé à ce jour. Parmi les différentes technologies photovoltaïques, les cellules en couches minces présentent des avantages significatifs.

L'étude proposée concerne l'optimisation du rendement des cellules solaires à base de silicium amorphe a-Si en fonction du dopage de différentes couches des cellules. Et aussi voir l'influence de ce dernier sur les paramètres caractéristiques de nos deux cellules telle que le courant de court-circuit Icc, la tension en circuit ouvert Vco, le facteur de forme FF et le rendement de conversion PV (η) avec un éclairement de 1000w/m2 et une température de 300°K. Il nous a donné un rendement de 30.987% de la cellule double jonction GaAs/a-Si par rapport à la mono jonction a-Si qui est de 24.590% pour une valeur du dopage de 3E18 cm3.

Mots Clés: *a-Si, GaAs/a-Si, température, double jonction, semi-conducteur, AMPS-1D, photopile.*

NOMENCLATURE

Symboles :

I_{cc} courant de court-circuit
V_{co} tension en circuit ouvert
FF facteur de forme
n concentration des électrons libres.
pt concentration des trous piégés
p concentration des trous libres.
nt concentration des électrons piégés
N^+_D La concentration ionisée de donneur
N^+_A La concentration ionisée d'accepteur
q charge d'électron
J_n densités de courant des électrons
J_p densités de courant des trous
G_{op} taux optique de génération
R taux de recombinaison

Lettres grecques :

η rendement de conversion
Ψ Le potentiel électrostatique.
ε la permittivité

1. INTRODUCTION

L'analyse des principales propriétés photovoltaïques de nos cellules solaires de type simple jonction (ZnO/a-Si(n)/a-Si(p)) et de type double jonction (ZnO/GaAs(p)/a-Si(n)/a-Si(p)) est basée sur la simulation numérique à

travers un outil simulateur qui s'appelle AMPS-1D. Ce dernier très efficace, puissant, et performant qui nous permettra de lier les caractéristiques de cette cellule avec les propriétés du matériau et la technologie de fabrication.

On a étudié l'influence du dopage des différentes couches (n et p) sur les paramètres caractéristiques de nos deux cellules telle que le courant de court-circuit I_{cc}, la tension en circuit ouvert V_{co}, le facteur de forme FF et le rendement de conversion PV (η) dans une gamme allant de 2E16 jusqu'à 3E18 cm^{-3}, avec un éclairement fixe de 1000w/m^2 et une température de 300°K. Tout cela dans l'objectif de comparer nos deux cellules et d'améliorer le rendement de conversion de telles cellules à un maximum.

2. PRESENTATION DU SIMULATEUR AMPS-1D

L'AMPS-1D (analysis of Microelectronic and Photonic Structures in one Dimension) est notre logiciel de simulation pour l'analyse et la conception des phénomènes de transport en microélectronique et dans les structures photonique. Il diffère des autres logiciels d'analyse de transport tel que SPICE et SCAPS à savoir. Sa capacité de mener tout type de défaut, l'énergie du gap et la distribution spéciale, son incorporation de la recombinaison S-R-H et bande à bande, son incorporation des statique de Boltzmann et de Fermi-Dirac, sa capacité de définir les propriétés variables des matériaux, son traitement globale des contacts et sa capacité de manier le transport dans les dispositifs sous polarisation, sous éclairement ou les deux à la fois.

Il résout numériquement les trois équations du dispositif (l'équation de poisson, équation de continuité pour les trous libres et celle pour les électrons libres).

L'équation de poisson :

Dans l'espace unidimensionnel, l'équation de Poisson est donnée par :

$$\frac{d}{dx}\left(-\varepsilon(x)\frac{d\psi}{dx}\right) = q[p(x) - n(x) + N_D^+(x) - N_A^-(x) + pt(x) - nt(x)]$$

Les équations de continuité :

Les équations de continuité dans les états délocalisés de la bande de conduction et de valence ont la forme :

Pour les électrons libres

$$\frac{1}{q}\left(\frac{dJ_n}{dx}\right) = -G_{op}(x) + R(x)$$

Pour les trous libres

$$\frac{1}{q}\left(\frac{dJ_p}{dx}\right) = G_{op}(x) - R(x)$$

On a fait la simulation des deux types de cellules solaires (fig-1) et faire la comparaison entre eux :

- ✓ Mono-jonction ZnO/Si-a(n)/Si-a(p)
- ✓ double jonction ZnO/GaAs (p)/Si-a(n)/Si-a(p)

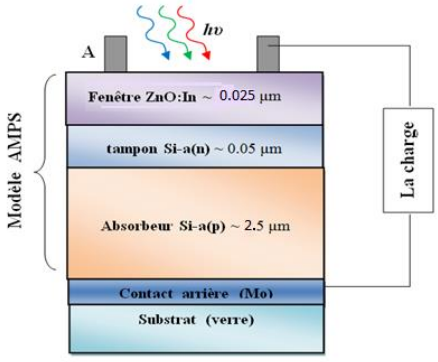


FIGURE 1. Le schéma de la cellule simulée à base de si-a

Les différents paramètres de ces structures sont résumés dans le tableau 1

	ZnO	**Si-a(n)**	**Si-a(p)**	**GaAs**
Épaisseur	150 nm	50 nm	1050 nm	2500 nm
Constant diélecitrique	9	10	13.6	10
Mobilité d'électrons	100 cm^2 /Vs	100 cm^2 /Vs	100 cm^2 /Vs	8500 cm^2 /Vs
Mobilité des trous	25 cm^2 /Vs	25 cm^2 /Vs	25 cm^2 /Vs	400cm^2 /Vs
Bande de gap	3.3 eV	1.72 eV	1.72 eV	1.39 eV
Densité effective NC	2.2 x 10^{18} cm^{-3}	2.2 x 10^{18} cm^{-3}	2.2x$10^{18}$$cm^{-3}$	4.6x$10^{18}$$cm^{-3}$
Densité effective NV	1.78 x 10^{19} cm^{-3}	1.78x$10^{19}$$cm^{-3}$	1.78x$10^{19}$$cm^{-3}$	5.00x$10^{18}$$cm^{-3}$
Les affinities des électrons	4 eV	3.8 eV	4.1 eV	4.07 eV
Les densities	N_D : $10^{18}$$cm^{-3}$	N_D : 2 x 10^{18} cm^{-3}	NA : 2 x 10^{16} cm^{-3}	NA : 4 x 10^{16} cm^{-3}

TABLEAU 1. Les paramètres des différentes couches minces de cellules.

3. RESULTATS

1- Le dopage de la couche a-Si(p) de la cellule mono-jonction a-Si:

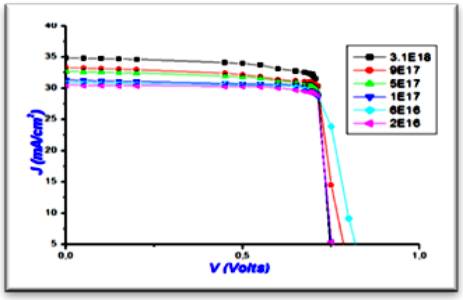


FIGURE 2. Les caractéristiques I-V en fonction du dopage de a-Si p

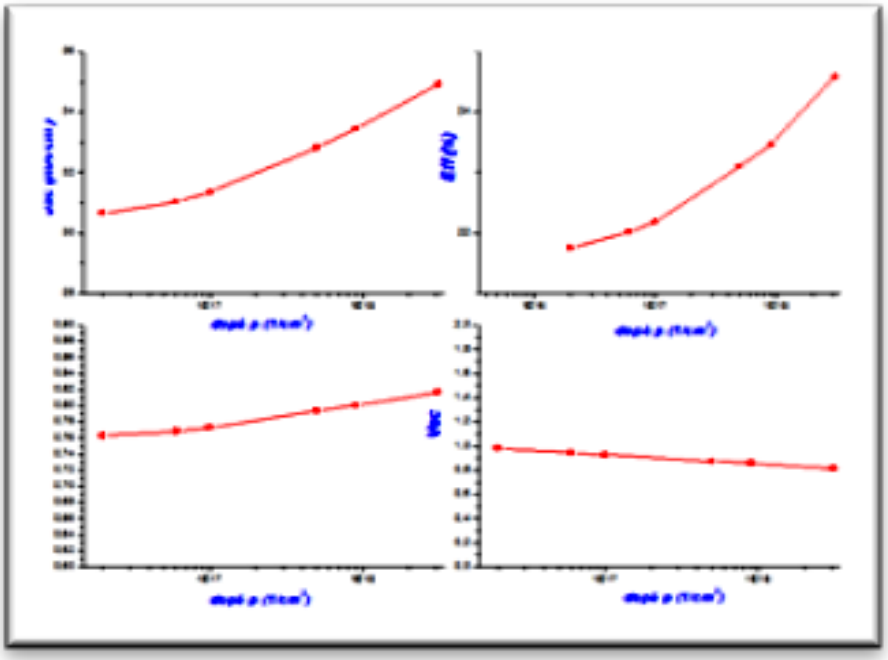


FIGURE 3. Isc , Vco , FF et η en fonction du dopage de a-Si p.

2- Le dopage de la couche GaAs(p) de la cellule double-jonction GaAs/a-Si :

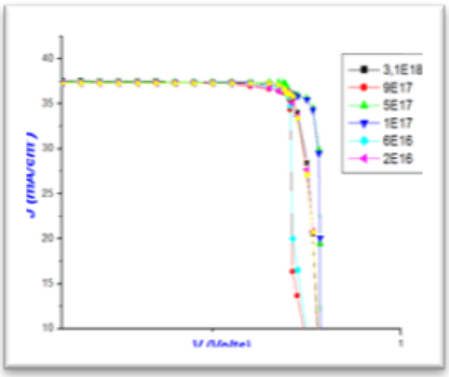


FIGURE 4. Les caractéristiques I-V en fonction du dopage Na/GaAs

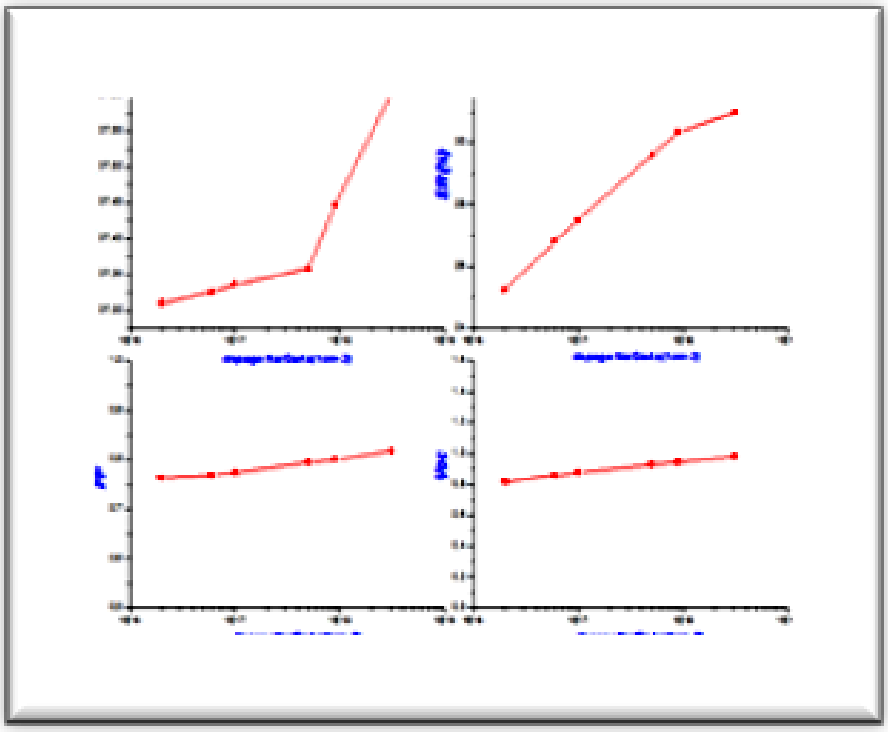


FIGURE 5. Isc, Vco, FF et le Eff en fonction du dopage Na /GaAs

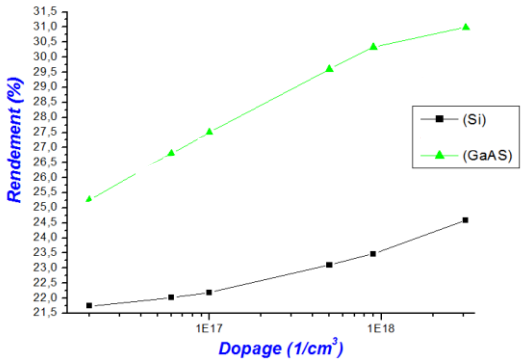


FIGURE 6. Comparaison du rendement de nos deux cellules en fonction du dopage NA.

4. CONCLUSIONS

Les caractéristiques des matériaux semi-conducteurs sont fortement influencées par les impuretés ou les défauts. Ces derniers sont ajoutés pour augmenter la conductivité électrique ou le contrôle de la durée de vie, mais souvent ces impuretés ou ces imperfections dans le réseau, à partir d'un certain seuil, agissent comme facteurs de perte, par conséquent une concentration élevée de défauts défavorise le transport des porteurs, réduisant ainsi le rendement de conversion.

Nous pouvons constater que pour une valeur optimale du dopage de 3E18cm^{-3}, la première cellule a-Si correspond à un maximum du rendement de 24.59 % et la deuxième cellule GaAs/a-S correspond à un maximum du rendement de la cellule de 30,987 % .

REFERENCES

[1] J. Kanicki, Amorphous and Microcrystalline semiconductor Devices, Ed Artech House, Norweed, MA 1991.

[2] Green. M. A et AL, Solar efficiency tables (version 13) Progress in photovoltaics; Research and application, Vol 7, p 31-37, 1999.

[3] A. A. Boussettine, Y. Belhadji, A. Benmansour, Energy Procedia 18 (2012) 693 -700

[4] Norberto Hernandez –como, Arturo Morale- Acevedo. Simulation of hetero-junction silicon solar cells with AMPS-1D. Solar energy matrials & solar cells 94 (2010) 62-67

[5] M. I. Kabir, Zahari Ibrahim, Kamaruzzaman Sopian, Nowshad Amin, solar Energy Materials & Solar cells 94 (2010) 1542-1545

[6] S. Tripathi, R.O. Dusane AMPS-1D. Simulation studies of electronic transport in nt uc-Si: H thin films journal of non-crystalline solids 352 (2006) p 1105-1108

[7] I. Bouchama, K. Djessas , F. Djahli, A. Bouloufa. Similation approch for studying the performance of CiGs thin film solar cell. Thin solid films 519 (2011) p 7280-7283

[8] S. Haroouni et A. Maafi. Publication de l'association internationale de climatologie ; Vol 15, 2003

[9] E. Kechar, E. Azzag , A. Touaibia. International journal of scientific research & Engineering Technology (IJSET) Vol 3, pp 71-77 , copyright IPCO 2015.

COMPARAISON DES EFFICACITÉS DES AILETTES EN CASCADE

Mohammed MEHEMMAI[1], Hafied REZIK[2], MEHIRA Ali [3]

[1] Faculté des technologies Département de mécanique Université Hadj Lakhdar Batna. BP N°=63 M Hadj Lakhar Batna. Mohamedm1969@yahoo.fr
[2] Faculté des technologies Département de mécanique Université Hadj Lakhdar Batna. rezikhafied@yahoo.fr
[3] Faculté des sciences, Université Hadj Lakhdar Batna, Algérie, mehiraali@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Les ailettes thermiques jouent un rôle très important dans le domaine de transfert de chaleur et les écoulements des fluides. On a étudié les transferts thermiques et l'efficacité dans les ailettes. Par la suite, on va comparer les efficacités des différents types d'ailettes étudies. L'étude a montré que l'augmentation de la conductivité thermique et l'épaisseur de l'ailette, et la diminution de coefficient d'échange thermique amélioraient l'efficacité des ailettes. D'autre part, l'ailette triangulaire est la plus performante de différents types d'ailettes. L'étude encore a traité les ailettes en cascade (première partie est rectangulaire et la deuxième doit être des diverses formes). Le logiciel MAPLE (version 16) nous a aidé à résoudre l'équation de la chaleur des différents types d'ailettes et nous a permet de calculer le champ de température et l'efficacité des ailettes avec une très bonne précision.

Mots Clés: *Ailette, Transferts Thermiques, Echangeur de chaleur, Tube à ailettes.*

NOMENCLATURE

Insérer ici la liste des variables utilisées dans un tableau à 2 colonnes,centré et avec bordures supprimées. Dans la mesure du possible, les 2 colonnes seront d'égale longueur. Les symboles utilisés doivent obéir aux règles internationales.

SYMBOLLE	DESINATION	UNITE
A	Section normal	m^2
Bessel	Fonction de Bessel	
C	Constante	
h	Coefficient d'échange de chaleur	$W/m^2°C$
k	Conductivité thermique.	W/m°C
L	Longueur	m
l	Largeur	m
m	$(hP/kA)^{1/2}$	m^{-1}
P	Périmètre	m
p	Paramètre = $(2.h.L/k.R)^{1/2}$	
q	Quantité de chaleur	W
q1	Quantité de chaleur entrante par conduction	W
q2	Quantité de chaleur sortante par conduction	W

$q3$	Quantité de chaleur sortante par convection	W
q_i	Chaleur idéal	W
q_r	Chaleur réel	W
T	Température	°C
T_f	Température de fluide	°C

W	Epaisseur	m
	Symboles Grecs	
θ	Température	°C
η	Efficacité	

1. INTRODUCTION

La transmission de chaleur est devenue l'une des plus importants domaines scientifiques à cause de leur besoin et leur rôle dans la vie d'une part, et pour développer les moyens dans tous les domaines technologiques et économiques.Il ya des techniques ,qui concernent toutes les modifications possibles de la surface de transfert, depuis le changement de son état (création de rugosités), en passant par les extensions (ailettes) jusqu'à l'ajout d'un revêtement pour modifier ses propriétés. La rugosité de surface permet par exemple de promouvoir la turbulence dans le fluide, ce qui aura souvent pour conséquence de modifier les pertes de charge. Il en est de même pour les dispositifs d'insert modifiant l'écoulement ou favorisant les mélanges. Quant aux extensions de surface, elles sont généralement utilisées lorsqu'un des deux fluides a un coefficient convectif très faible par rapport à l'autre. La surface d'échange en contact avec ce fluide est alors augmentée afin de diminuer la résistance thermique correspondante.

L'objet est d'étudier les ailettes, qui ont un rôle spécifique dans le domaine des échangeurs de chaleur, et on recherche l'ailette la plus efficace parmi les ailettes étudies.

La solution de l'efficacité des différents types d'ailettes à l'aide du logiciel Maple.

2FORMULES MATHEMATIQUES

2.1 .Bilan thermique : La chaleur échangée par la surface $A(x): q_1 = q_2 + q_3$ (1)

$$-kA(\frac{dT}{dx})_x = -kA(\frac{dT}{dx})_{x+\delta x} + h\delta S(T - T_f) \quad (2)$$

Par le développement en série de TAYLOR : on a :

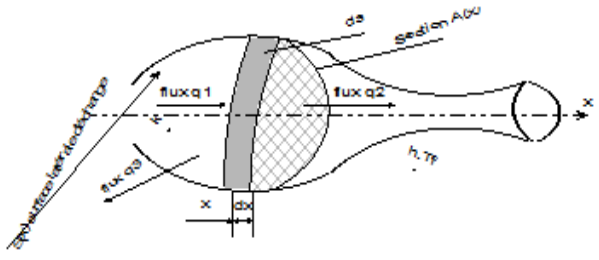


Figure .1 : Ailette de géométrie arbitraire

$$q_2 = -kA(\frac{dT}{dx})_{x+\delta x} = q_1 + \frac{dq_1}{dx}\delta x + \frac{d^2q_1}{dx^2}\frac{(\delta x)^2}{2!} + \ldots \quad (3)$$

On pose : $\theta_0 = T - T_f$ .On a : $q_3 = h\theta_0 \delta S$

$$\frac{d}{dx}(-kA\frac{d\theta}{dx})\delta x + \frac{d^2}{dx^2}(-kA\frac{d\theta}{dx})\frac{(\delta x)^2}{2!} + \ldots + h\theta\delta S = 0 \quad (4)$$

D'où : $$\frac{1}{A}\frac{d}{dx}(-kA\frac{d\theta}{dx})\delta x + \frac{1}{A}\frac{d^2}{dx^2}(-kA\frac{d\theta}{dx})\frac{(\delta x)^2}{2!} + \ldots + \frac{1}{A}h\theta\frac{\delta S}{\delta x} = 0 \quad (5)$$

On a: A=f(x),S=f(x) . Alors: $\frac{\delta A}{\delta x} = \frac{dA}{dx}, \frac{\delta S}{\delta x} = \frac{dS}{dx}$

On pose : $\delta x \to 0$. Donc : $$\frac{1}{A}\frac{d}{dx}(-kA\frac{d\theta}{dx}) + \frac{h\theta}{A}\frac{dS}{dx} = 0 \quad (6)$$

D'où : $$\frac{d^2\theta}{dx^2} + \frac{1}{A}\frac{dA}{dx}\frac{d\theta}{dx} - \frac{h}{k}(\frac{1}{A}\frac{dS}{dx})\theta = 0 \quad (7)$$

Pour les surfaces auxiliaires, tel que k=constante, et le régime monodimensionnelle, l'équation précédente reste valable.

2.2-Efficacité d'ailette : $$\eta = \frac{q_r}{q_i} \quad (8)$$

Par la méthode de dérivation , On a L'efficacité est donnée par :

Si l'origine des axes est liée à la paroi même: $$\eta = \frac{-kA(\frac{d\theta}{dx})_{x=0}}{h(T_0 - T_f)S} \quad (9)$$

Si l'origine des axes est liée à l'extrémité de l'ailette $$\eta = \frac{kA(\frac{d\theta}{dx})_{x=L}}{h(T_0 - T_f)S} \quad (10)$$

2.3 - Ailette longitudinale de profil rectangulaire

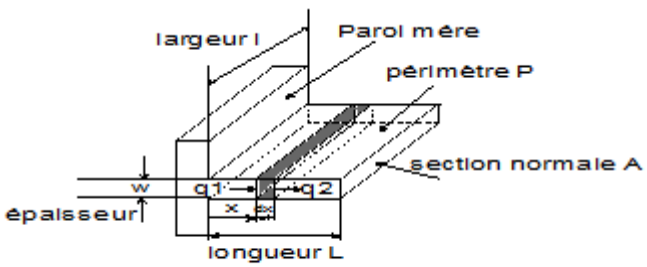


Figure 2. Ailette rectangulaire

*** Remarque : on utilise le langage MAPLE (version 16), pour calculer les efficacités (voir annexe -1-)**

On a : $x = 0, \theta = \theta_0; x = L, k\dfrac{d\theta}{dx} = 0$

Efficacité de l'ailette : $\eta_d = \dfrac{tanh(mL)}{mL}$ (11)

2.4 - Ailette longitudinale de profil triangulaire :

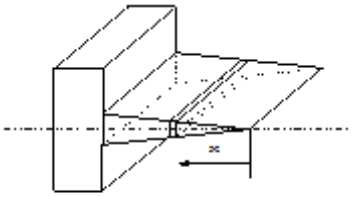


Figure 3. Ailette triangulaire

On a : $x = 0, \dfrac{d\theta}{dx} = 0; x = L, \theta = \theta_0$

L'efficacité de l'ailette : $\eta = \dfrac{2}{2p\sqrt{L}} \cdot \dfrac{BesselI\left(1, 2p\sqrt{L}\right)}{BesselI\left(0, 2p\sqrt{L}\right)}$

(12)

2.5. - Ailette longitudinale (profil concave) :

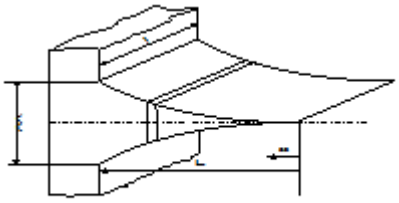


Figure 4. Ailette concave

On a : $x = L, \theta = \theta_0; x = L, -k\dfrac{d\theta}{dx} = h_e\theta$

L'efficacité de l'ailette: $\eta = \dfrac{2}{1+\sqrt{1+(2mL)^2}}$

(13)

2.6 - Ailette longitudinale (profil convexe) : [ALLA 2001]

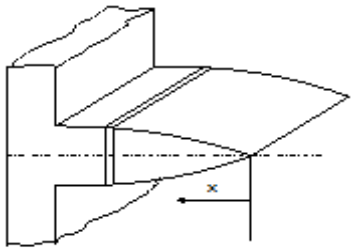


Figure 5. Ailette convexe

On a : $x = L, \theta = \theta_0; x = L, -k\dfrac{d\theta}{dx} = h_e\theta$

L'efficacité de l'ailette : :

$$\eta = \frac{1}{mL}\frac{BesselI\left(\frac{2}{3}, \frac{4}{3}mL\right)}{BesselI\left(-\frac{1}{3}, \frac{4}{3}mL\right)}$$

(14)

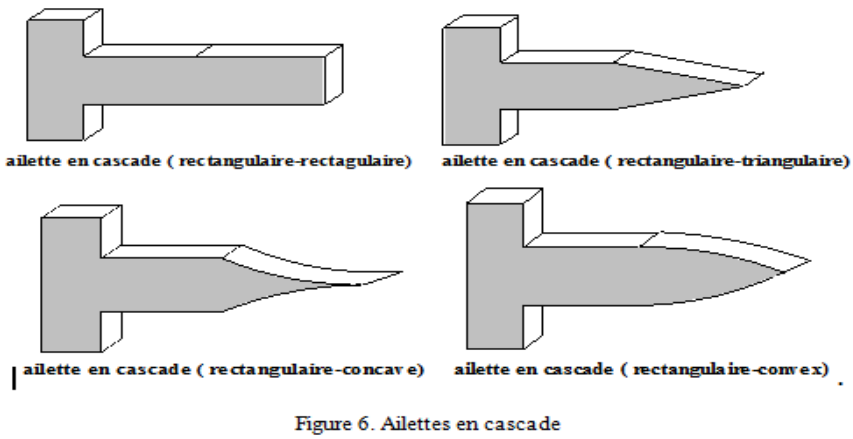


Figure 6. Ailettes en cascade

2.7 - Ailette en cascade:

L'ailette en cascade est une modification de forme d'ailette, où on trouve deux formes, (première partie est rectangulaire et la deuxième doit être des divers formes), comme l'indique les formes des ailettes longitudinales en dessous.

Les efficacités des ailettes (rectangulaire –triangulaire – concave-convexe) sont données précédemment, mais ici, on doit les combiner.

3. RESULTATS

1. L'efficacité des ailettes diminue avec l'augmentation de longueur (L)et du coefficient d'échange de chaleur par convection (h), et augmente avec l'augmentation de la conductivité thermique (k) et de l'épaisseur (W).
2. La figure 7. montre la comparaison des efficacités des ailettes longitudinales de profils (rectangulaire, concave, convexe) et on constate que l'efficacité de l'ailette triangulaire est meilleure que les autres ailettes.
3. La figure 10. montre la comparaison des efficacités des ailettes longitudinales de profils (rectangulaire, concave, convexe) en cascade ,et on constate ,la meme remarque precedement, que l'efficacité de l'ailette triangulaire est meilleure que les autres ailettes
4. Pour les figures (8. et 9. et 10.), les ailettes longitudinales (en cascade) ont deux parties (la première a la forme rectangulaire et la deuxième a une autre forme). on remarque que l'efficacité varie entre les deux parties de l'ailette

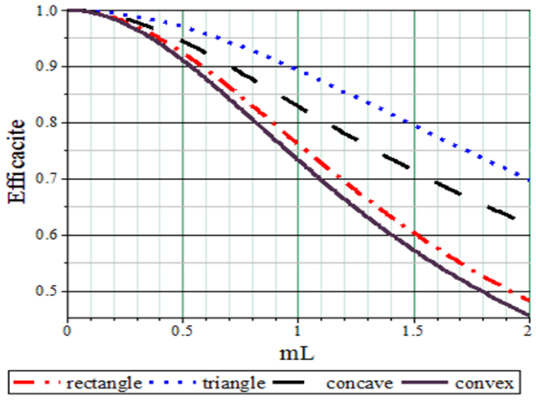


figure 7. Comparaison des efficacités des ailettes .

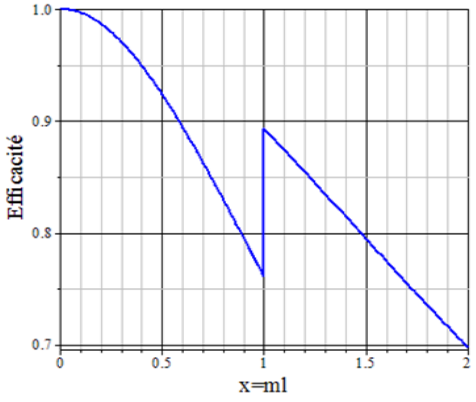


figure 8. Ailette(rectang-triang) en cascade

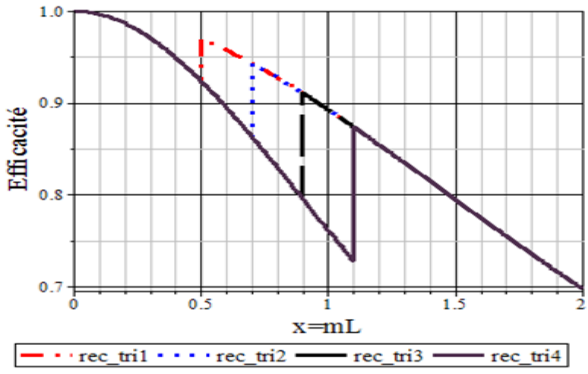


figure 9. Ailette(rectang-triang) en cascade en quatre positions

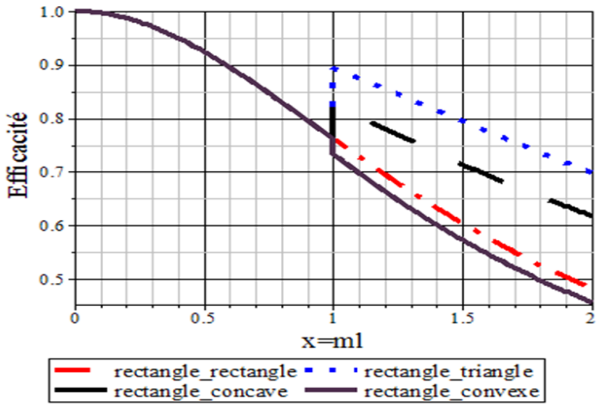


figure 10. Comparaison des ailettes en cascade

4. CONCLUSIONS

Suivant ce présent travail, on conclut :

Les ailettes jouent un rôle rentable dans le domaine des échangeurs de chaleur.

L'efficacité des ailettes triangulaires est la meilleure parmi les autres ailettes.

Les ailettes en cascade nous permettent de les utiliser dans des cas spécifies.

Le logiciel " MAPLE " résout l'équation de la chaleur et donne la solution analytique de la distribution de température et l'efficacité des différentes ailettes avec une grandes précision.

En fin, il est important pour les études prochaines de développer des recherches autour les ailettes, surtout dans les cas multidimensionnels instationnaires et aussi en proposant d'autres formes géométriques

REFERENCES

[Al- 2004] A. Al-Sarkhi , E. Abu-Nada, Characteristics of forced convection heat transfer in vertical internally finned tube,International Communications in Heat and Mass Transfer 32 (2005) 557–564.

[ALLA 2001] A. D. Kraus , Abdul aziz, J. Welty**,** Extended surface heat transfer,,p .21, 2001,USA

[BOUG 2007] Cherif Bougriou, Calcul et technologie des échangeurs de chaleur,2007, Batna,Algerie.

[BRAH 1995] Brahimi et Achour, mémoire : Etude des ailettes usuelles, 1995, université Batna,Algerie.

[Chi 2007] Y.W. Chiu, Y. Lin, J.Y. Jang, Numerical and Experimental Analysis of Elliptic Finned-Tube Heat Exchangers under Misted Conditions, Proceedings of Clima 2007 WellBeing Indoors.

[Com 2009] G. Comini, S. Savino, Accuracy of one-dimensional design procedures for finned-tube heat exchangers,Applied Thermal Engineering 29 (2009) 2863–2869.

[Jeo 2005] J. Jeong, C. N. Kim, A study on the thermal contact conductance in fin–tube heat exchangers with 7 mm tube, International Journal of Heat and Mass Transfer 49 (2006) 1547–1555.

FIRST-PRINCIPLES STUDY OF THE STRUCTURAL AND THERODYNAMIC PROPERTIES OF THE COMPLEXES K_2PtCl_6- STRUCTURE HYDRIDES Ca_2OsH_6.

O.BOUDRIFA [1], A. BOUHEMADOU [2]

[1] Research Center In Industrial Technologics CRTI, P.O. Box 64, Cheraga 16014, Algiers – Algeria, o.boudhrifa@crti.dz

[1,2] Laboratory for Developing New Materials and their Characterization, University of Setif 1, 19000 Setif, Algeria, a_bouhemadou@yahoo.fr

.

ABSTRACT

We report the results of an ab initio study of the structural and thermodynamic properties of the Ca_2OsH_6 compounds using the pseudopotential plane-wave method within the framework of the density functional theory with the GGA-PBEsol. The calculated equilibrium structural parameters are in good agreement with the available experimental data ones when the latter are available. We have investigated the thermodynamic properties of the Ca_2OsH_6 system in the temperature range from 0 to 1000 K and the pressure range from 0 to 12 GPa using the quasi-harmonic Debye model as implemented in the Gibbs program. We have successfully obtained the temperature and pressure dependence of the lattice constant, bulk modulus, thermal expansion, the constant volume heat capacity and constant pressure heat capacity as these are essential for crystal growth.

Key words: *Structural, Ab Initio Calculations, Ternary Hydrides, Mechanical Properties, Bulk Modulus and* Thermal effect.

NOMENCLATURE

Symboles :

E energie,eV
T température, K
P Pression, GPa
X_H internal parameter, Å
B bulk modulus, GPa
B' bulk modulus pressure derivative
C_v constant volume heat capacity, J mole-1 K-1
C_P constant pressure heat capacity, J mole-1 K-1
θ_D Debye temperature, K

Indices / Exposants :

D Debye
p pressure
v volume

1. INTRODUCTION

In the last five years, the study of metal hydrides has expended enormously due to the potential technology importance of these class materials in hydrogen based energy conversion schemes. All hydrides are obtained by sintering the metallic powders at moderate temperature (460-500°C) under high-pressure hydrogen atmosphere (70-130 bar) [1]. The hydrides have attracted enormous research effort owing to their wide range of applications such the hydrogen solid-state storage [2-3], rechargeable batteries [3], smart windows [4-5], switchable mirrors [6-7], etc. Among the most important application is the storage of hydrogen, for this it is necessary that these hydrides mentioned have well defined properties as the rapid kinetics of the hydrogenation

and dehydrogenation operation without deterioration of materials, base temperature at which the hydrogenation and dehydrogenation take place, a high hydrogen concentration, and low total weight of hydrides [8-9]. The search of compounds which have a high volume density of hydrogen has included complex transition metals hydrides (CTMHs) such as the A_2TH_6, where *A*=Mg, Ca, Sr, Ba, Eu, Sm; *T*=Fe, Ru, Os, but the disadvantage is the high stability, which makes them disregarded at ambient temperature, such us hydrogen solid-state storage in fuel cell vehicles [10], but they attract much attention for high temperature applications, such as the thermochemical storage of heat for solar thermal plants or excess industrial heat for which hydrogen discharge temperature exceeding 700K are desired [10-11-12]. In addition, this class of hydrides has been suggested as a source of important applications in semiconductor electronics, such as transparent conducting materials [13-14].photovoltaics [15], and optoelectronics [16]. Studied on novel technological application of hydrides have been classified into in new scientific field knowns as "hydrides electronic" [16-17], which is at the intersection of 'physics of semi-conductors' and 'hydrogen storage materials'. Metals hydrides have been of steadily increasing importance for a long time due to their important applications, which urges us to study the structural, elastic, thermodynamic and vibrational properties of Ca_2OsH_6 by methods ab initio. Experimentally, Ca_2OsH_6 has been subject of some works, there is numerous experiment have been to done synthetize the ternary ruthenium based hydrides Ca_2OsH_6 [18-19], and their structural properties [18-19]**,** spectroscopic properties (IR- and Raman-spectra) [18-19] have been investigated. On the theoretical side, several first principal calculations based on the DFT within generalized gradient approximation (GGA) and local density approximation have been performed to understand the structural [20-21-22-23], electronic [22-23] and properties optical [20] of these complex transition metal hydrides. From above, it is clear that experimental and theoretical information about thermodynamic properties are scare.

2. COMPUTATIONAL METHODES

We used an ab initio calculation with the self-consistent field (SCF) method as implemented in the CASTEP code [24] in MS Modeling software. The Khon-Sham equations are solved within the framework of density functional theory [24] by expanding the wave functions of valance electrons in a basis set of plane waves with kinetic energy smaller than a specified cut-off energy, E_{cut}. The electronic exchange–correlation interactions were treated within the recent developed generalized gradient approximation of Perdew et al. (GGA96) [19]. Interactions of electrons with ion cores were presented by the norm conserving pseudopotential for Ca, Os and H atoms [25]. The Mg, Ca, Sr, Ba $3s^2$, Os $4d^75s^1$ and H $1s^1$ electron states are explicitly treated as valance electron states. The plane-wave cutoff energy of 990 eV was used for all the calculations. The special points sampling integration over the Brillouin zone was employed by using the Monkhhorst-Pack method a 10x10x10 special k-point mesh [26]. These parameters were sufficient in leading to well converged total energy, geometrical configurations and elastics moduli. The structural parameter were determined using the Broyden– Fletcher–Goldfarb–Shanno (BFGS) minimization technique [27], with the following thresholds for converged structures: energy change per atom less than $5x10^{-6}$, residual force less than 0.01 eV/ Å, stress below 0.02 GPa and the displacement of atoms during the geometry optimization less than $5x10^{-4}$ Å. Knowledge of the behaviors of solids when they are under severe constraints such as high-pressure and high-temperature environment are of a great interest and importance for both the fundamental research and technological applications. To address this interest in the present work, pressure and temperature dependences of the unit-cell volume, bulk modulus, volume expansion coefficient, isochoric heat capacity and Debye temperature of both considered phases were explored using the PP-PW method [28] combined with the quasi-harmonic Debye model as implemented in Gibbs program [29]. Theoretical details about the quasi-harmonic Debye model are available in Blanco et al. [29].

3. RESULTS

3.1. STRUCTURAL PROPERTIES

The hydrides Ca_2OsH_6 have a NaCl structure with faced centered cubic (FCC) structure belonging to the space group Fm-3m. The primitive cell consists of nine atoms, with the Ca atoms are located at 8c (1/4, 1/4, 1/4), Os atoms at 4a (0, 0, 0), and H atoms occupying the 24*e* (x_H , 0, 0) Wyckoff sites [24].The determination of the equilibrium structure is the first step and essential in any calculation, the care which is taken to him will strongly condition the quality of the ulterior analysis. For this, we first calculated the structural properties of Ca_2OsH_6 compounds and we started our calculations with experimental parameter, reported in references [19] and [26]. The obtained structural parameters, the available experimental and theoretical data were summarized in table1. We note that our calculated results by GGA96 are slightly smaller than the experimental values; this means that the experimental data are measured at room temperature whereas our calculated results are predicted at zero temperature. The deviation between our calculated lattice parameter and the measured ones $d(\%)$ $\left(d(\%)=\left(Calculated\ value-Measured\ value\right)\times 100\right)/\left(Measured\ value\right))$ is 0.3%.

Under hydrostatic pressure effect, the H atom positional parameter has a linear variation with upward bowing. The calculated unit cell volumes at fixed values of applied hydrostatic pressure in the range 0–15GPa were fitted by the fourth equations of state of Birch Murnaghan, Birch, Murnaghan and Vinet. The obtained bulk modulus B and its pressure derivative *B'* from this fitting are listed in Table 1. To the best of the authors' knowledge, no experimental and theoretical data on the bulk modulus of the herein investigated materials.

To ensure the thermodynamic stability of Ca_2OsH_6 in its cubic structure, we calculated its formation energy and the cohesive energy with GGA PBE. The formation energy is the energy necessary to form Ca_2OsH_6 compound in this structure. If the formation energy of Ca_2OsH_6 in a cubic structure is negative, it means that the structure is energetically favorable and will occur. The formation enthalpy for Ca_2OsH_6 compound was calculated by following equation [30]:

$$\Delta H_f(\mathrm{Ca}_2 OsH_6)=E_{Tot}^{Ca_2OsH_6}-(2E_{Tot}^{\mathrm{Ca}(solid)}+E_{Tot}^{Os(solid)}+E_{Tot}^{H(gaz)}).$$

Where $E_{Tot}^{Ca_2OsH_6}$, $E_{Tot}^{Ca(solid)}$, $E_{Tot}^{Os(solid)}$ and $E_{Tot}^{H(gaz}$ stand to the total energy of the primitive cell of Ca_2OsH_6 compound and the total energies per atom of the solid states of the pure elements Ca, Os and H, respectively.
The cohesive energy E_{coh} is the energy that is required for the crystal to decompose into free atoms. The cohesive energy E_{coh} of Ca_2OsH_6 was calculated using the following expression [30]:

$$E_{coh}(\mathrm{Ca}_2 OsH_6)=E_{Tot}^{\mathrm{Ca}_2OsH_6}-(2E_{Tot}^{\mathrm{Ca}(atom)}+E_{Tot}^{Os(atom)}+6E_{Tot}^{H(atom)})$$

The obtained cohesive energy and formation enthalpy are listed in Table 1. From Table 1, we can see that the cohesive energy and the formation enthalpy of the investigated cubic hydrides phases are negative, which means that this material is energetically stable.

In order to fully characterize the pressure dependence of the structural parameters, we turn our attention to the pressure dependence of the interatomic distances. The bond lengths at zero pressure of the considered bonds are listed in Table 1. Analysis of the relative variations of the considered bond-lengths shown in Figure.1 allows us to draw some conclusions: (i) $H-Ca$, $Ca-Os$ bonds are more compressible than $H-Os$ bonds, so they are the softest ones; (ii) $H-A$ and $Ca-Os$ bonds are compressing with the same manner; and (iii) variations of all chemical bonds can be well approximated by a second-order polynomial: $d/d_0=1+BP+CP^2$, where d stands to the bond-length at a pressure P and d_0 its corresponding value at zero pressure.

$$(d/d_0)_{(H-Os)}^{(Ca_2OsH_6)}=1-5.80949\times10^{-4}P+6.12421\times10^{-6}P^2$$

$$(d/d_0)_{(H-Ca)}^{(Ca_2OsH_6)}=1-0.00516P+8.89318\times10^{-5}P^2$$

$$(d/d_0)_{(Ca-Os)}^{(Ca_2OsH_6)}=1-0.00525P+9.26645\times10^{-5}P^2$$

3.2 THERMODYNAMIC PROPERTIES

The thermal properties of a crystal determine the suitable conditions for initiating and maintaining the quality of crystal growth. Through the quasi-harmonic Debye model, we have investigated the thermodynamic properties of the Ca_2OsH_6 over a range of pressures from 0 to12GPa.

Fig.1 presents the lattice constant-temperature diagram at several pressures and Fig.1 shows the relationship between the lattice constant and pressure at different temperatures for Ca_2OsH_6 compounds. The lattice constant increases with increasing temperature at a given pressure. On the other side, as the pressure P increases the lattice constant decreases at a given temperature. The calculated lattice constants values at room temperature and zero pressure is 8.73 Å.

The temperature and pressure dependences of the bulk modulus for Ca_2OsH_6 compound are plotted in Fig. 1. Fig. 1demonstrates that the bulk modulus B is nearly constant for temperatures lower than 100K and it decreases linearly with increasing temperatures higher than 100K. It can be seen that the bulk modulus B decreases with temperature T increasing at a given pressure, while it increases with pressure P increasing at a given temperature. It also shows that the effect of increasing pressure on Ca_2OsH_6 compound is the same as that of decreasing temperature. However, the effect of the pressure on the bulk modulus is more important than that of the temperature. At zero pressure and ambient temperature, B is approximately equal to 50.34 GPa.

	a	B	B'	x_H	d_{H-Os}	d_{Ca-Os}	d_{H-Ca}	ΔH	E_{coh}
Present	7.2343	59.29[2], 59.72[2]	3.90[1], 3.63[2]	0.2375	1.7171	3.1313	2.5583	7.21	22.56
		59.47[3], 59.69[4]	3.83[3], 3.81[4]						
Expt.	7.253[19] 7.2530 [26]								
Others	7.26471[19] 7.1785[22]			0.23789 [19] 0.2405[22]					

TABLEAU 1.Optimized lattice parameters (a , in Å), internal coordinates (x_H), Calculated bond-length ($H-Os$ $Ca-Os$ and $H-Ca$, in Å), bulk modulus (B , in GPa) and bulk modulus pressure derivative (B') at zero pressure for the Ca_2OsH_6 material. Existing experimental and theoretical data are shown for comparison. B and B' were obtained from the Birch, Murnaghan, Birch-Murnaghan and Vinet EOS_S .

(1) From *EOS* Birch, (2) from *EOS* Murnaghan, (3) from *EOS* Birch-Murnaghan, (4) from *EOS* Vinet

Within the quasi-harmonic approximation, the anharmonicity is restricted to the thermal expansion. The temperature and pressure dependences of the volume thermal expansion coefficient α of Ca_2OsH_6 compound is plotted in Fig.1. It can be seen that the volume thermal expansion coefficient increases quickly at a given temperature, especially at zero pressure below the temperature of 200K, whereas it gradually tends to a linear increase at higher temperature. However, it is noted from Fig. 1 that, as the pressure increases, the volume thermal expansion coefficient decreases strongly. These results indicate that the anharmonic effects are important at low temperatures and high pressures for Ca_2OsH_6 compound. At zero pressure and room temperature α is approximately equal to 12.81 x 10^{-5} K^{-1} for Ca_2OsH_6.

The variations of the heat capacities C_V and C_P versus temperature at various pressures are shown in Fig.1. It can be found that the constant pressure C_P and constant volume C_V are proportional to T^3 at lower temperature T [31], and that the difference between C_P and C_v is very slight, while with the increase of temperature T , C_P takes on the linear increase and C_V follows the Debye model and approaches the Dulong–Petit limit, indicating that the thermal energy at high temperature excites all phonon modes. According to the thermal formula $C_{p,\,vib} = C_{v,\,vib}(1\alpha\gamma T)$ [32], the difference between C_P and C_V is due to the thermal expansion caused by

anharmonic effect. Fig. 1 also indicates that temperature and pressure have opposite influences on the heat capacity and the effect of temperature on the heat capacity is more significant than that of pressure. It is worth mentioning that, in our work, the value of C_V at 300K and zero pressure is 203.47 J mol^{-1} K^{-1}.

The Debye temperature is another essential fundamental parameter, which is directly related to many physical properties of solids like melting temperature, specific heat, etc. The variation of the Debye temperature θ_D as a function of pressure and temperature illustrated by our results is displayed in Fig. 1. It can be seen that θ_D is nearly constant from 0 to 100 K and decreases linearly with increasing temperature from $T > 200\ K$. It is also shown that when the temperature is constant, the Debye temperature increases almost linearly with applied pressure. Our calculated θ_D at zero pressure and zero temperature is equal to 425 K which is in good agreement with the value of 457 K computed accurately in terms of the elastic constants.

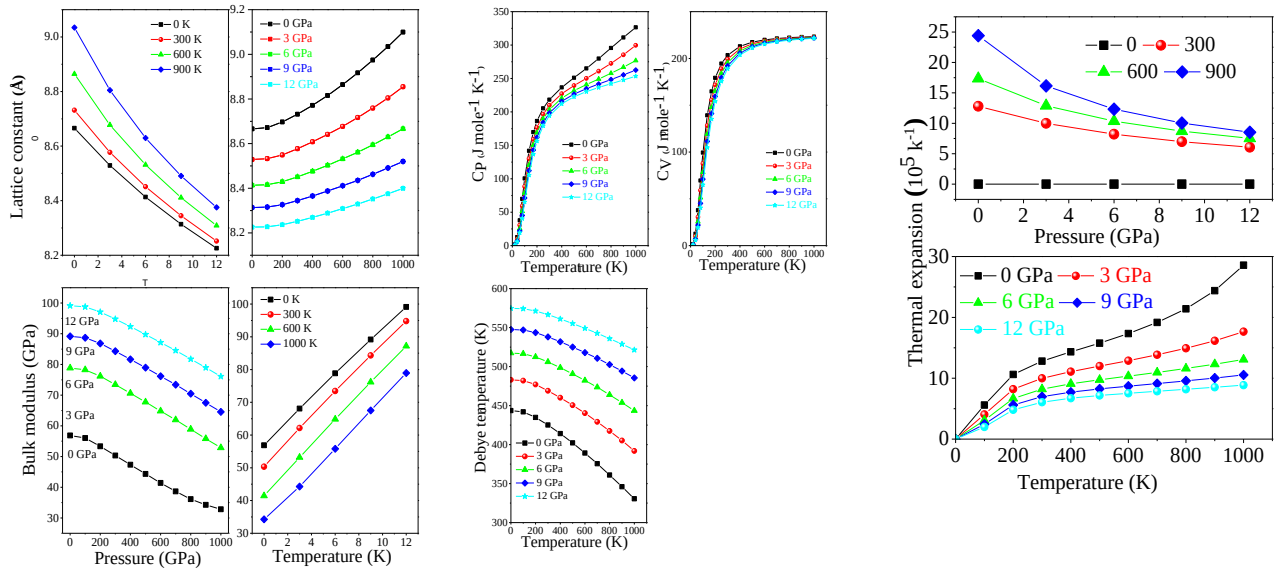


FIGURE 1. Lattice constant, bulk modulus, the constant pressure heat capacity, volume thermal expansion coefficient, the constant volume heat capacity, he constant pressure heat capacity and Debye temperature dependence versus temperature at different pressures and versus pressures at different temperature for Ca_2OsH_6 compound.

4. CONCLUSIONS

In this paper, we have presented a full first-principles study of the structural and thermodynamic properties for Ca_2OsH_6 compound at the GGA-PBE level. The calculations are performed using the plane-wave pseudopotential method, density functional perturbation theory implemented in the CASTEP code and the quasi-harmonic Debye model as implemented in the Gibbs program

(1) First, the optimized structural parameters are obtained and compared with the available data in the scientific literature. The good agreement between our calculated structural parameters and their corresponding measured ones confirms the reliability of the used calculation approaches.

(2)The obtained results through the quasi-harmonic Debye model show that at a fixed pressure the increase of temperature leads to an increase in the unit-cell volume, heat capacity and volume thermal expansion coefficient, but it leads to a decrease in the bulk modulus and Debye temperature. At a fixed temperature, the increase of pressure leads to the increase of the bulk modulus and Debye temperature whereas it leads to the decrease of the unit-cell volume, volume

REFERENCES

[1] B. Huang, F. Bonhomme, P. Selvam, and K. Yvon, New ternary and quaternary metal hydrides with K2PtCl6,-type structures, *J. Less Common Met*. 171,301–311, 1991.
[2] P. Chen, Z.T. Xiong, J.Z. Luo, J.Y. Lin, and K.L. Tan, Interaction of hydrogen with metal nitrides and imides, *Nature*, 420, 302–304, 2002.
[3] L. Schlapbach and A. Zuttel, Hydrogen-storage materials for mobile applications, *Nature*, 414, 353–358, 2001.
[4] J.N. Huiberts, R. Griessen, J.H. Rector, J.H. Recor, R.J. Wijngaarden, J.P. Dekker, D.G. de Groort, and N.J. Koeman, Yttrium and lanthanum hydride films with switchable optical properties, *Nature* 380, 231–234, 1996.
[5] J.L.M. van Mechelen, B. Noheda, W. Lohstroh, R.J. Westerwaal, J.H. Rector, B. Dam, and R. Griessen, Mg–Ni–H films as selective coatings: Tunable reflectance by layered hydrogenation, *Appl. Phys. Lett*, 84, 3651–36523, 2004.
[6] T.J. Richardson, J.L. Slack, R.D. Armitage, R. Farangis, and M.D. Rubin, Switchable mirrors based on nickel–magnesium films, *Appl. Phys. Lett*. 78, 3047–3049, 2001.
[7] G. Kresse and J. Furthmuller, Efficient iterative schemes for ab initio total-energy calculations using a plane-wave basis set, *Phys. Rev. B*, 54, 11169–11186, 1996.
[8] S.Z. Karazhanov, U. Sheripov, and A.G. Ulyashin, Classification of hydrides according to features of band structure, *Philos. Mag*, 89, 1111–1120, 2009.
[9] S.Z. Karazhanov and A.G. Ulyashin, Similarity of optical properties of hydrides and semiconductors for antireflection coatings, *Philos. Mag*, 90, 2925–2937, 2010.
[10] K.M. Nicholson and D.S. Sholl, First-principles prediction of new complex transition metal hydrides for high temperature applications, *Inorg. Chem*, 53, 11849–11860, 2014.
[11] K.M. Nicholson and D.S. Sholl, First-principles screening of complex transition metal hydrides for high temperature applications, *Inorg. Chem*, 53, 11833–11848, 2014.
[12] B. Bogdanovic, A. Reiser, K. Schlichte, B. Spliethoff, and B. Tesche, Thermodynamics and dynamics of the Mg–Fe–H system and its potential for thermochemical thermal energy storage, *J. Alloys Compd*, 345, 77–89, 2002.
[13] S.Z. Karazhanov, A.G. Ulyashin, P. Ravindran, and P. Vajeeston, Semiconducting hydrides, 82, *Phys. Lett*, 1–5, 17006, 2008.
[14] S.Z. Karazhanov, P. Ravindran, P. Vajeeston, and A.G. Ulyashin, Hydrides as materials for semiconductor electronics, *Philos. Mag*, 88, 2461–2476, 2008.
[15] S.Z. Karazhanov and A.G. Ulyashin, Similarity of electronic structure and optical properties of Mg_2NiH_4 and Si, *Phys. Lett*, 82, 1–6, 2008.
[16] S.Z. Karazhanov, A.G. Ulyashin, P. Ravindran, and P. Vajeeston, Hydride electronics, *Phys. Status Solidi (a)*, 204, 3538–3544, 2007.
[17] S. Bouras, B. Ghebouli, M. Benkerri, M.A. Ghebouli, H. Choutri, L. Louail, T. Chihi, M. Fatmi, A. Bouhemadou, R. Khenata, and H. Khachai, Theoretical characterization of quaternary iridium based hydrides NaAeIrH6 (Ae = Ca, Ba and Sr), *Mater. Chem, Phys*. 149–150, 87–93, 2015.
[18] M. Kritikos and D. Noreus, Synthesis and characterization of ternary alkaline-earth transition metal hydrides containing octahedral $[Ru(II)H6]^{-4}$ and $[Os(II)H6]^{-4}$ complexes, *J. Solid State Chem*, 93, 256–262, 1991.
[19] K. Kadir, D. Moser, M. Munzel, and D. Noreus, Investigation of Counterion Influence on an octahedral IrH6- complex in the solid state hydrides AAeIrH6 (A = Na, K and Ae = Ca, Sr, Ba, and Eu) with a new structure type, *Inorg. Chem*, 50, 11890–11895, 2011.
[20] S.Z. Karazhanov and A.G. Ulyashin, Similarity of optical properties of hydrides and semiconductors for antireflection coatings, *Philos. Mag*, 90, 2925–2937, 2010.
[21] S.V. Halilov, D.J. Singh, M. Gupta, and R. Gupta, Stability and electronic structure of the complex K2PtCl6-structure hydrides DMH6 (D = Mg, Ca, Sr; M = Fe, Ru, Os), *Phys. Rev*. B, 70, 1–6 2004.
[22] E. Orgaz and A. Aburto, Electronic structure of ternary ruthenium-based hydrides, *J. Phys. Chem*. C 112, 15586–15594, 2008.

[23] E. Orgaz and M. Gupta, The electronic properties of intermetallic hydrides with the K2PtC16 structure, *J. Phys. : Condens. Matter*, 5, 6697-6718, 1993.
[24] R.O. Moyer Jr., C. Stanitski, and J. Tanaka, Ternary hydrides of calcium and strontium with iridium, rhodium and ruthenium, *J. Solid State Chem*, 3, 541–549, 1971.
[25] M. Kritikos, D. Noreus, B. Bogdanović, and U. Wilczok, Mg2OsH6, a new ternary hydride with the K2PtCI6, - Type structure, *J. Less Common Met*, 161, 337–340, 1990.
[26] J. J. Reilly, and R. H. Wiswall, Reaction of hydrogen with alloys of magnesium and nickel and the formation of Mg2NiH4, *Inorg. Chem*, 7, 2254–2256 (1968).
[27] D. Noreus, K. W. Tarnroos, A, Borje, T. Szabo, W. Bronger, H. Spittank, G. Auffermann,and P.Muller, Na_2PdH_2, a hydride with a novel linear [PdH_2] complex, *J. Less-Common Met*, 139, 233-239, 1988.
[28] M. Kritikos and D. Noreus, Synthesis and characterization of ternary alkaline-earth transition metal hydrides containing octahedral [Ru(II)H6]−4 and [Os(II)H6]−4 complexes, *J. Solid State Chem*, 93, 256–262, 1991.
[29] S.V. Halilov, D.J. Singh, M. Gupta, and R. Gupta, Stability and electronic structure of the complex K2PtCl6-structure hydrides DMH6 (D = Mg, Ca, Sr; M = Fe, Ru, Os), *Phys. Rev. B*, 70, 1–6, 2004.
[30] J. haines, J. Leger and G. Bocquillon. Annu, Synthesis and Design of Superhard, *Materials Rev. Mater. Res*. 31, 1-23, 2001.
[31] P. Debye, Zur Theorie der spezifischen Wärmen, *Ann. Phys*, 39,789-839, 1912.
[32] M.A.Blanco, E.Francisco and V.Luaña, GIBBS: isothermal-isobaric thermodynamics of solids from energy curves using a quasi-harmonic Debye model, *Comput.Phys.Commu*, 158, 57–72, 2004.

ETUDE DU COMPORTEMENT MÉCANIQUE DE MATÉRIAUX COMPOSITES À MATRICE POLYPROPYLÈNE ET CHARGES MINÉRALES

F. DJEDDI[1], M. MOHELLEBI[2]

Laboratoire Energétique Mécanique et Matériaux-LEMM, Université Mouloud Mammeri, Tizi-Ouzou, Algérie
[1]fadilamohellebi@yahoo.fr , [2]Mohellebi_mouloud@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Résumé : Dans ce travail, on s'intéresse à l'influence de la nature de la charge sur le comportement mécanique de matériaux composites à matrice polypropylène homopolymère. On procède au rajout de charges minérales qui sont, la fibre de verre, la poudre de verre récupérée des lampes à néon usagées et de la chaux. Ces charges sont rajoutées aux concentrations de 5 et 10% à une matrice polypropylène homopolymère. Le mélangeage se fera à froid dans un mélangeur électrique puis à chaud par extrusion. L'élaboration des éprouvettes se fera par procédé d'injection après broyage du produit d'extrusion. La caractérisation mécanique des échantillons a montré que la fibre de verre engendre une amélioration du module d'élasticité aux concentrations de 5 et 10%. Pour la chaux et la poudre de verre, les variations sont relativement faibles. La contrainte maximale est faiblement affectée par la fibre de verre. Par contre elle diminue pour la chaux et la poudre de verre. Concernant la résilience, on enregistre un gain de 25% pour la fibre de verre, une diminution de plus de 20% pour la poudre de verre et une faible variation pour 10% de chaux. L'analyse des faciès de rupture par MEB a révélé le caractère fragile de la rupture par traction des différents mélanges

Mots-clés : charge, chaux, composite, fibre, polypropylène, verre,

NOMENCLATURE

Symboles :
PPH: Polypropyléne Homopolymère
PP: Polypropylène
FV: fibres de verre
PV : Poudre de verre
CH: Chaux

Lettres grecques :

σ_e Contrainte à l'écoulement [MPa]

1. INTRODUCTION

Les polymères sont de plus en plus présents dans notre vie quotidienne. L'innovation dans ce domaine pour satisfaire les exigences du consommateur ne cesse de croitre et les polymères conventionnels ne suffisent souvent pas à répondre aux exigences en termes de rapport qualité/prix. Développer un matériau composite à partir de polymères et de charges minérales revient considérablement moins cher que d'en synthétiser de nouvelles molécules. Un moyen non négligeable pour améliorer les propriétés mécaniques d'un thermoplastique est de lui ajouter des charges. Cette modification permet dans la plupart des cas d'améliorer une ou plusieurs de ses caractéristiques mécaniques.

La contribution de [1] concerne l'incorporation de déchets polymériques sous forme de particules à différentes matrices polymériques (élastomère, thermoplaste et thermodurcissables). L'étude de [2] concerne le recyclage des déchets non ferreux à partir de circuits imprimés (PCB: Printed Circuit Boards) en les utilisant comme charge de renfort à une matrice en Polypropylène. Les propriétés mécaniques des fibres de verre courtes

renforcées et des mélanges en caoutchouc durcis de (PA6.6)/PP tenant compte des effets du rapport de (PA6.6)/PP ont été étudiés [3]. Les mélanges PP/(PA6.6) avec nano particules d'argile comme renfort sont étudiés par [4]

L'objectif de cette étude consiste à l'élaboration puis à la caractérisation de matériaux composites à matrice polypropylène avec différentes charges minérales. Nous procédons au rajout de la fibre de verre, de la poudre de verre et de la chaux aux concentrations de 5% et 10% à la matrice PPH. Ces mélanges sont ensuite extrudés pour un mélangeage à chaud puis injectés pour réaliser des éprouvettes de traction et de résilience qui permettront de procéder à la caractérisation mécanique et morphologique de chaque mélange. Une étude comparative sera entreprise pour évaluer la variation des propriétés mécanique avec la nature de la charge.

2. MODE OPERATOIRE ET PROTOCOLE EXPERIMENTAL

A. Récupération des déchets et réalisation des mélanges.

Les charges sont la fibre de verre découpée, de la chaux du commerce et de la poudre de verre récupérée des lampes à néon usagées que nous avons broyé et mis sous forme pulverulente. Les charges sont rajoutées à la matrice polypropylène homopolymère PPH aux concentrations de 5 et 10%. Le mélangeage s'est fait d'abord à froid dans un mélangeur éléctrique puis à chaud par extrusion pour former des joncs qui seront à nouveau broyés.

Ces mélanges constituent les matières premières dont on va étudier les propriétés mécaniques au travers des éprouvettes qui seront élaborées par injection.

B. Elaboration des éprouvettes

Des éprouvettes normalisées de traction et de résilience sont réalisées par injection.

a) Eprouvettes de traction

La géométrie et les dimensions des éprouvettes de traction (Schéma1) réalisées sont conformes à la norme ***NF EN ISO 527-2.*** La vitesse de traction est fixée à 10mm/mn.

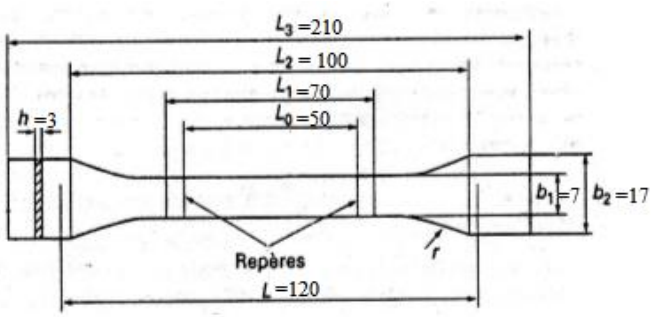


Schéma 1 Géomètrie des éprouvettes de traction conforme à la norme ***NF EN ISO 527-2***

b) Eprouvettes de résilience

Dans le cas des éprouvettes de résilience (entaille en V) pour essai Charpy (Schéma 2) leur géométrie et leurs dimensions sont conformes à la norme ***NE 3.03.070***selon la Méthode ***3A.*** Nous avons utilisé un mouton pendule ZWICK 5102 conforme à la norme ***DIN 51222***

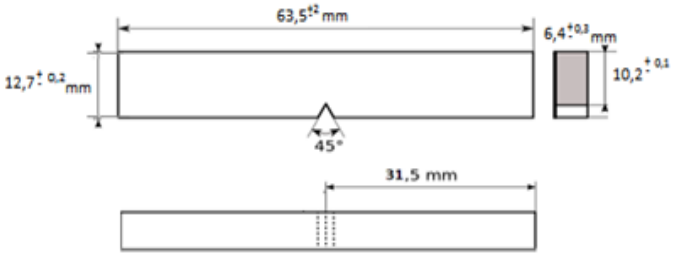


Schéma 2 Géomètrie des éprouvettes de résilience

3. RESULTATS ET OBSERVATION

A. Caractérisation et propriétés mécanique

1) Courbes contrainte-déformation

La figure 1 représente les résultats des essais de traction sur les échantillons des composites à matrice polypropylène et 5% de charges en fibre de verre, en poudre de verre et en chaux. On observe que l'ajout des charges engendre une diminution de la ductilité.

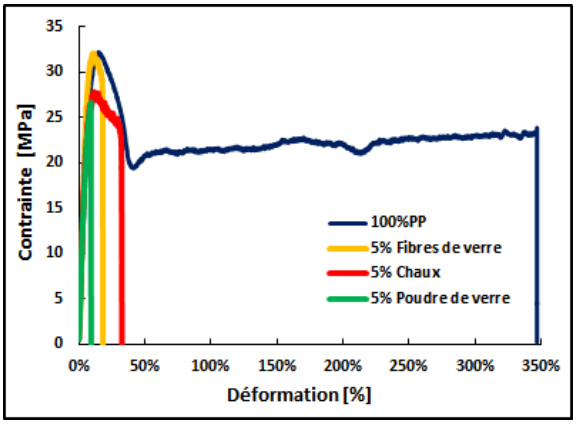


Fig. 1. Courbe Contrainte-Déformation des composites à 5% de charges minérales.

2) Essai de résilience

La figure 2 montre que la résistance aux chocs augmente pour la charge en fibre de verre et diminue pour la poudre de verre et la chaux.

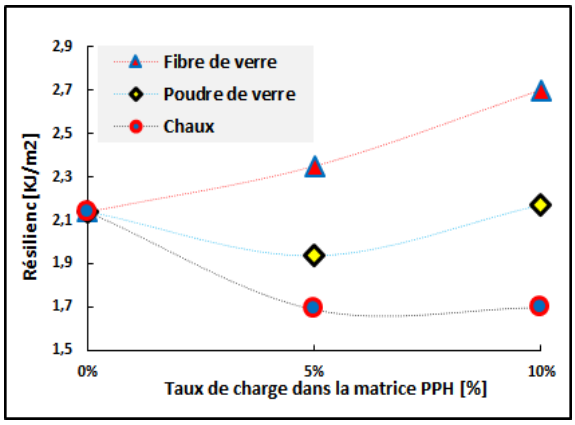


Fig. 2:Variation de la résilience des composites pour les différentes charges.

4. ANALYSE ET EVALUATION DES RESULTATS

1) Modules d'élasticité

A partir de la figure 1, on extrait les modules d'élasticité pour les différents composites et qu'on représente sur l'histogramme de la figure 3.
On constate une augmentation pour les concentrations de 5 et 10% de fibres de verre, une légère diminution pour 5% de chaux puis une augmentation pour 10% de chaux et une diminution pour la poudre de verre.

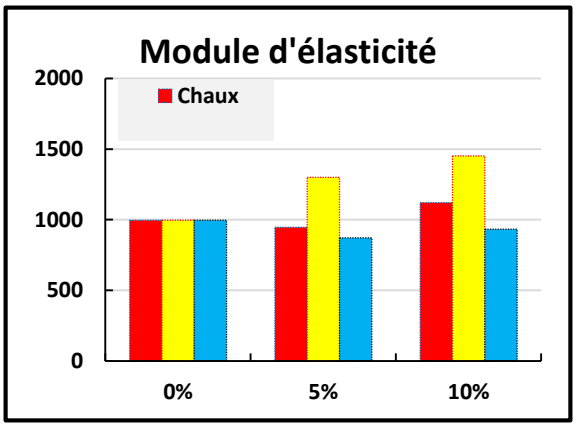


Fig. 3. Variation du module d'élasticité des composites pour les différentes charges

2) Allongement à la rupture

A partir de la figure 2 on extrait l'allongement à la rupture pour chaque composite et on le reporte sur la figure 4. On constate que cet allongement diminue significativement pour tous les composites.

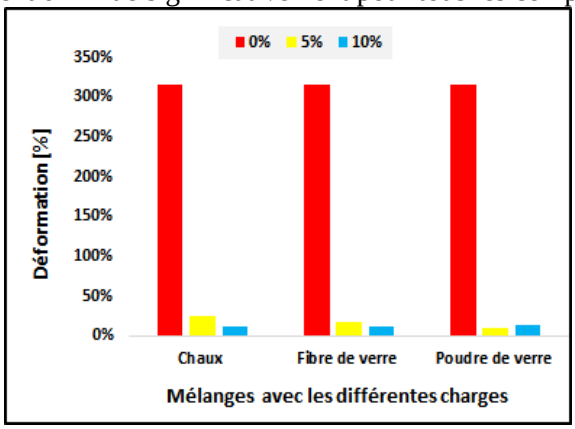


Fig. 4 : Variation de l'allongement à la rupture des composites pour les différentes charges

3) Contrainte au seuil d'écoulement

A partir de la figure 2 on extrait la contrainte au seuil d'écoulement pour chaque composite.et qu'on reporte sur la figure 5. On constate qu'elle est faiblement affectée par la fibre de verre. Par contre elle diminue pour la chaux et la poudre de verre.Pour mieux mettre en évidence et quantifier ces variations de la contrainte au seuil d'écoulement, nous considérons le taux de variation de cette contrainte par rapport à celle de la matrice PPH et que nous définissons par la relation.

$$\Delta\sigma_e = \frac{\sigma_e^{matrice+charge} - \sigma_e^{matrice}}{\sigma_e^{matrice}}$$

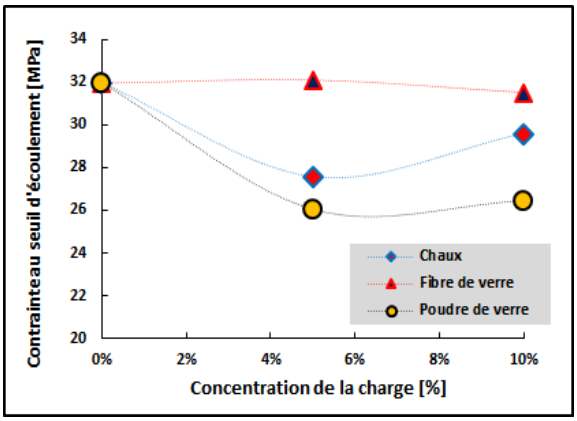


Fig.5 : Variation de la contrainte au seuil d'écoulement des composites pour les différentes charges

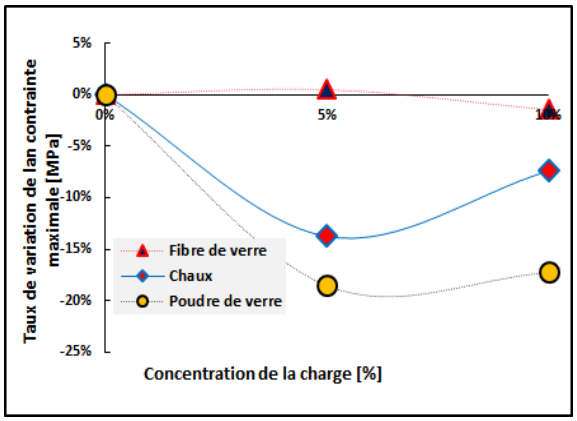


Fig.6 : Taux de Variation de la contrainte au seuil d'écoulement des composites pour les différentes charges

La figure 6 montre bien ces variations où on montre que pour la chaux la diminution ne dépasse pas 15% et pour la poudre de verre elle atteint 20%.

3) La résilience

L'analyse de la figure 7 tracée à partir de la figure 2 montre le taux de variation de la résilience pour tous les composites. On constate que l'ajout de la fibre de verre comme charge à la matrice polypropylène engendre une augmentation de la résilence qui dépasse 26%. Pour la poudre de verre elle engendre une diminution de la résilience de l'ordre de 20%.

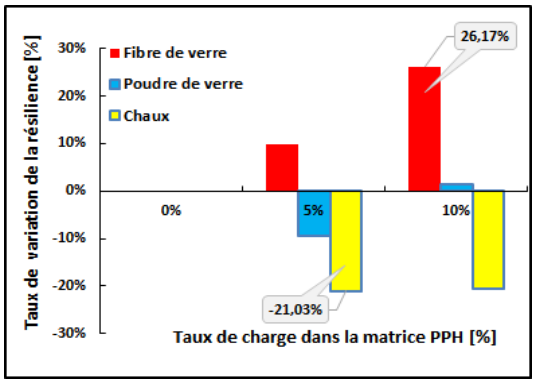


Fig.7: Taux de variation de la résilience des mélanges en fonction du taux d'ABS dans la matrice DEEE

B. Caractérisation morphologique

La figure 8 représente le faciès de rupture du mélange90%PPH/10% FV. Des pores laissés par les fibres de verre arrachées sont très visibles. Ce qui peut expliquer le gain en module d'élasticité. La figure 9 représente le faciès de rupture du mélange 90%PPH/10% Chaux. Nous remarquons la répartition inhomogène de la chaux dans la matrice qui aura constitué des inclusions fragilisant la structure. La figure 6 qui représente qui représente le faciès de rupture du mélange 95%PPH/5% PV. Nous remarquons la répartition inhomogène de la poudre de verre dans la matrice PPH avec une structure très fragile.

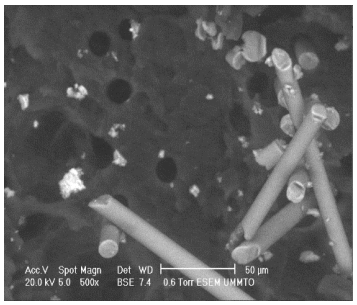


Fig. 8 Micrographie des faciès de rupture du mélange 90%PP/10%FV

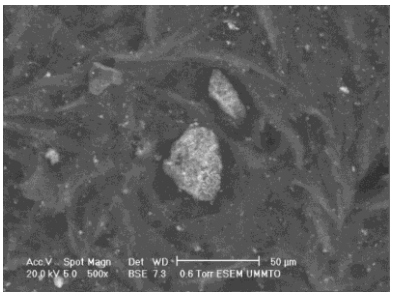


Fig. 9 Micrographie des faciès de rupture du mélange 90%PP/10%CH

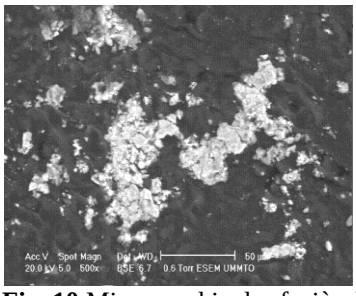


Fig. 10 Micrographie des faciès de rupture du mélange 95%PP/5%PV

5. CONCLUSION

Dans le cadre de ce travail, nous avons procédé à l'étude de l'effet des charges minérales sur le comportement du polypropylène. Nous avons ainsi procédé au rajout de la fibre de verre, de la poudre de verre et de la chaux aux concentrations de 5% et 10% à la matrice PPH. Les mélanges sont réalisés à froid dans un mélangeur électrique puis à chaud par extrusion pour former des joncs qui seront broyés. Les éprouvettes sont réalisées par injection. Nous avons ensuite procédé à la caractérisation mécanique via l'essai de traction et de résilience et à la caractérisation morphologique par observation au MEB des faciès de rupture. La caractérisation mécanique des échantillons a montré que toutes les charges (fibre de verre, poudre de verre et chaux) engendrent une diminution importante de la ductilité. Nous avons aussi montré que la fibre de verre engendre l'augmentation du module d'élasticité de la contrainte maximale ainsi que de la résilience. La chaux apporte une petite amélioration du module d'élasticité avec une diminution de la contrainte maximale. Par contre la poudre de verre engendre la dégradation de toutes les caractéristiques mécaniques. L'analyse des faciès de rupture a révélé le caractère fragile des échantillons.

Reférences

[1] S. Ramarad, M. Khalid, C.T. Ratnam, A. Luqman Chuah, W. Rashmi, *Waste tire rubber in polymer blends: A review on the evolution, properties and future*,Progress in Materials Science 72 (2015) 100–140

[2] Yanhong Zheng, Zhigang Shen, Chujiang Cai, Shulin Ma, Yushan Xing, *The reuse of nonmetals recycled from waste printed circuit boards as reinforcing fillers in the polypropylene composites* Journal of Hazardous Materials 163 (2009) 600–606

[3] [2]: Naresh Dayma, Bhabani K. Satapathy, Amar Patnaikb. *Structural correlations to sliding wear performance of PA-6/PP-g-MA/nanoclay ternary nanocomposites*. Composites: Part B 37 (2006) 182–190

[4] [3]: Shao-Yun Fua,b,c,, Bernd Laukeb, Robert K.Y. Lid, Yiu-Wing Maic. *Effects of PA6,6/PP ratio on the mechanical properties of short glass fiber reinforced and rubber-toughened polyamide 6,6/polypropylene blends*. Composites: Part B 37 (2006) 182–190

AMELIORATION DE L'EFFICACITE DES EMETTEURS DE CHALEUR DANS LES LOCAUX D'HABITATION, NOUVELLE CONCEPTION ECONOMIQUE DU SYSTEME DE VENTILATION DU RADIATEUR A TUBES AVEC UN ECOULEMENT CROISE

Abdeldjouad TOUAHRIA*, Cherif BOUGRIOU

Laboratoire d'Etudes des Systèmes Energétiques Industriels, Département de Génie Mécanique,
Faculté de Technologie, Université de Batna 2, rue A. Boukhlouf, 05000, Batna, Algérie.
*E-mail : touahriaabdeldjouad@gmail.com

RÉSUMÉ

Dans ce présent travail une étude a été effectuée, pour améliorer l'efficacité des émetteurs de chaleur (radiateurs) lors du renouvellement d'air des locaux d'habitation. Un nouveau système économique du système de ventilation de radiateur est proposé. Il se base sur l'augmentation du coefficient de transfert de chaleur par convection, et la récupération de la chaleur de l'air chaud vicié sortant du local. On a remarqué par une combinaison du système de ventilation du radiateur avec une *PAC*, que l'air neuf froid diminue le *COP* de la *PAC*, et augmente la consommation de l'installation en énergie, et rend l'installation de chauffage coûteuse. À cet effet, une autre technique est proposée, qui consiste à placer un échangeur thermique au niveau d'une ouverture dans le mur derrière le radiateur, qui va récupérer la chaleur de l'air chaud vicié par l'air neuf froid filtré ramené de l'extérieur à basse température (renouvellement d'air). L'air préchauffé est soufflé perpendiculairement vers le radiateur menu des tubes elliptiques, qui assurent un échange thermique maximal. A cet effet-là, le radiateur cède toute sa chaleur calorifique dans le local à chauffer sans augmenter la consommation de la chaudière. La quantité de chaleur gagnée est très importante dans notre nouveau système, et l'eau à la sortie du radiateur peut pratiquement atteindre une température similaire à l'air du local, cela rend l'installation économique et performante. Pour assurer l'écoulement correct de l'air ramené de l'extérieur et transitant à l'intérieur du tube interne de l'échangeur, nous avons proposé une prolongation du tube externe de l'échangeur (air vicié) pour jouer le rôle d'une cheminée qui aspire l'air de l'intérieur du local et le rejette vers l'extérieur, ceci est assuré par la différence de densité entre les deux fluides.

Mots Clés : *ventilation- radiateur, échangeur de chaleur, chauffage économique, tube elliptique, COP, PAC.*

NOMENCLATURE

Symboles :

A : Surface d'échange thermique du radiateur (m²).

C_p : Capacité spécifique thermique (J/kg.K).

h: Hauteur du radiateur (m)

Kt : Coefficient global du transfert de chaleur entre l'eau circulant dans le radiateur et l'air ambiant du local (W/m².K).

L : Longueur (m)

p : Pression (Pa)

T: Température (K, °C)

Lettres grecques :

α: Coefficient d'échange thermique par convection (W/m².K)

λ: conductivité thermique(W/m.K)

μ : Viscosité dynamique du fluide (Kg/m.s).

δ : Épaisseur de la paroi du radiateur (m)

Indices / Exposants :

r:Radiateur

w:Mur

in : Interne

V : Vitesse d'écoulement du fluide (m/s) out: Exerne

1. INTRODUCTION

Les études montrent que les systèmes de chauffage à basse température créent un climat interne plus stable et uniforme, avec des vitesses d'air faibles et destempératures basses[1-2]. Avec ces systèmes à basse température, le climat interne est supposé meilleur pour la santé humaine que celle fournie par les systèmes de chauffage à haute température[3-4]. Récemment, les cercheures ont proposés la ventilation, comme le seul important facteur pour réduire les problèmes des endroits fermés comme l'allergie ou l'asthme [5]. Ce qui nécessite un système de ventilation en parallèle du système de chauffage dans les périodes hivernales.*MYHREN et al.(2009),*ont proposé la ventilation du radiateur comme une solution pratique de ce problème,où l'air des locaux d'habitations doit être renouvelé périodiquement, cela pour des conditions d'hygiène.Ainsique l'air de renouvelement est utilisé aussi pour ventiler le radiateur de chauffage (une combinaison entre la ventilation et le chauffage). Alors, dans le systeme de la ventilation du radiateur,l'air neuf froid ramené de l'extérieur vers le local à chauffer pénètre par l'intermédiaire d'une ouverture sous forme d'un canal au niveau du mur extérieur juste derrière le radiateur. Il est soufflé directement vers le radiateur où il subit un réchauffement, avant de le laisser s'écouler dans le local à chauffer. La différence de la température entre l'air ramené et le radiateur est très importante que dans les autres systèmes de chauffage ce qui fait augmenter le coefficient d'échange thermique par convection, ceci rend le radiateur dans le système de la ventilation du radiateur plus efficace que le radiateur ayant la même puissance dans les systèmes traditionnels [4-5].Dans le cas de la ventilation du radiateur, les seules traveaux connues relatives à ce sujet ont été effectuées par *MYHREN et HOLMBERG.* [3-6-7-8-9-10-11-12].

3. MODELE MATHEMATIQUE

Dans cette étude le processus de transfert de chaleur est assuré principalement par convection thermique. Un ensemble d'hypothèses est retenu afin de simplifier la modélisation mathématique du problème. Les équations qui régissent l'écoulement en régime permanent, où l'air est considéré comme un fluide Newtonien, incompressible (ou isochore), et obéit à la loi des gaz parfaits, et la masse volumique est considérée constante, elles peuvent être données sous la forme conservative suivante :

-Equation de continuité: $$\nabla.\vec{V} = 0 \quad (1)$$

-Equation de conservation du mouvement: $$\rho(\vec{V}\nabla\vec{V}) = -\nabla p + \mu_f \nabla\vec{V} \quad (2)$$

-Equation d'énergie: $$\rho C_P(\vec{V}\nabla T) = \lambda_f \Delta T \quad (3)$$

Ce système est souvent trop compliqué à résoudre, et nécessite une résolution à l'aide d'un code de calcul (champ) ***CFD***, où nous avons opté pour le code commercial « ***Fluent*** ».Dans la pièce,la transmission de la chaleur par les corps de chauffe (radiateur) peut s'effectuer par convection et/ou par rayonnement. La convection est naturelle (libre) et l'échange de chaleurest responsable du mouvement. Le flux de chaleur transmis par convection au niveau de la surface extérieure du radiateur vers l'air ambiant est :

$$P = Q_{cv.r} = K_t\, A\, \Delta Tm \quad (4)$$

Où: $1/K_t = 1/\alpha_{in} + \delta/\lambda_r + 1/\alpha_{out}$ et $\Delta T_m = (T_{in}-T_{out}) / Ln\,[(T_{in}-T_{air})/(T_{out}-T_{air})]$.

La plupart des corps de chauffe émettent la chaleur par convection et par rayonnement. Les radiateurs, en revanche, associent les deux modes de transmission, bien que la convection reste en général plus importante [13].Et le bilan énergétique total gagné par l'air en se basant sur le flux de chaleur produit par le corps de chauffe, s'écrit : $$Q_{air} = K_t\, A\, \Delta Tm = m\, Cp\, (T_{in} - T_{out}) - \lambda_W A\, (T_{w1}-T_{w2})/L_w \quad (5)$$

C'est le coefficient d'échange thermique par convection externe entre la surface externe du radiateur et l'air ambiant : α_{out} qui peut exprimer ce phénomène bien que ce dernier peut s'écrire comme :

$$\alpha_{out} = \alpha_{Ray} + \alpha_{Cv} \quad (6)$$

Cette dernière proportion dépend des caractéristiques thermo-physiques de l'écoulement (régime d'écoulement, type de la convection …), et des paramètres physiques de l'eau circulant à l'intérieur du radiateur, ainsi que de la géométrie du corps de chauffe. Le coefficient d'échange thermique par convection peut s'écrire comme :

$$\alpha_{out} = Nu.\lambda_{air}/h \quad (7)$$

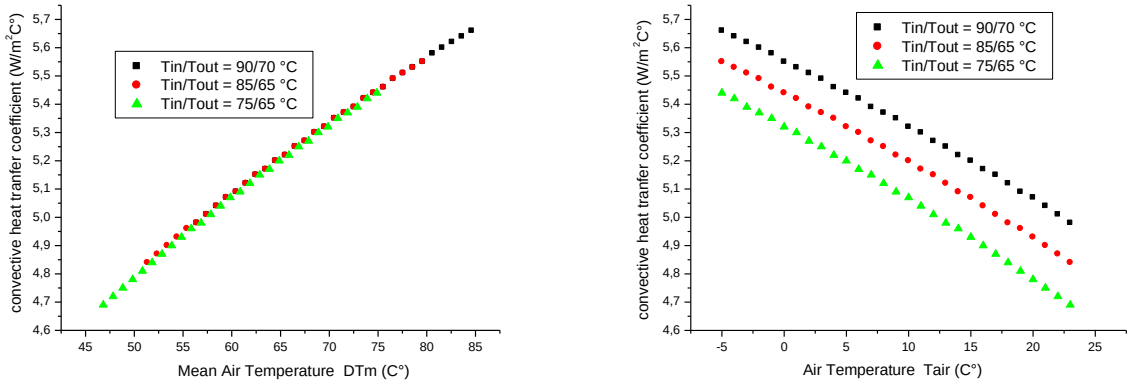
Dans l'équation (7), le coefficient d'échange thermique par convection est en fonction du nombre adimensionnel de *Nusselt (Nu*), qui est donné par des corrélations expérimentales. Dans chacun des cas, l'écoulement parallèle à une surface plane ou circulaire, ou écoulement forcé autour d'un obstacle (laminaire ou turbulent), où la convection est naturelle, forcée ou mixte, le nombre de *Nusselt* est donné en fonction des nombres de *Rayleigh, Reynolds…*[14-15]. Concernant le Coefficient de Performance calorifique (*COP*), si on considère que (*Tc*) est la température du réservoir chaud ou source chaude et (*Tf*) est sûrement la température du réservoir froid ou source froide, on peut écrire, le *COP* comme étant :

$$COP = Tc/(Tc-Tf) \quad (8)$$

4. RESULTATS

1. Influence des différents paramètres sur le coefficient de transfert de chaleur (α_{con}).

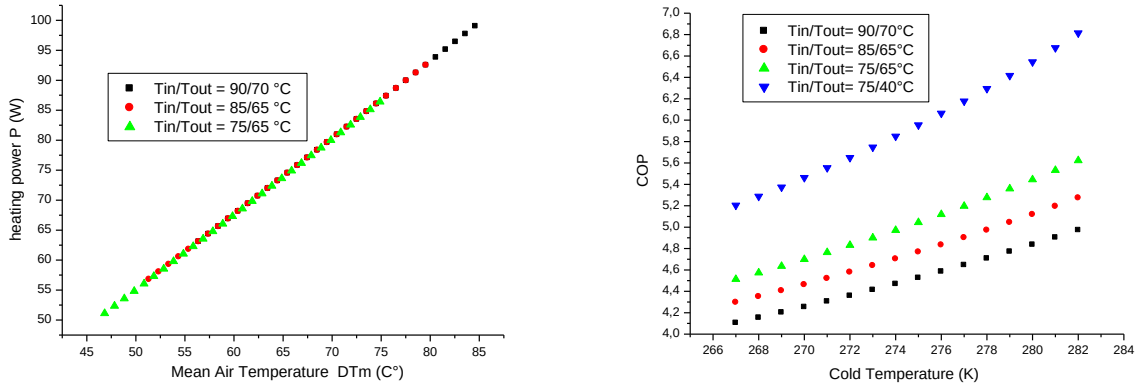
La *Figure 1*(a), montre que pour un flux de chaleur constant, le coefficient d'échange de chaleur par convection (α_{con}), augmente avec l'augmentation de la différence de température moyenne logarithmique, ce qui implique que (α_{con}), augmente avec la décroissance de la température d'air ramené de l'extérieur à l'intérieur du local pour tous les cas de type de régime d'alimentation d'eau chaude, et le coefficient d'échange (α_{con}), augmente avec l'augmentation de la température d'entrée d'eau chaude au radiateur (T_{in}) *(Figure 1b).* La*Figure2(a),* montre que la chaleur qu'on doit fournir au local à chauffer qui est par conséquent égale à la puissance thermique du radiateur, augmente avec l'augmentation de la différence de température moyenne logarithmique c.à.d. avec la diminution de la température d'air ramené de l'extérieur, qui implique une consommation d'énergie de plus. Ce qui influe directement sur la performance de l'installation, ceci est bien clair (*Figure 2b*), et le COP diminue avec la diminution de la température de la source froide, et augmente avec la diminution de la température du retour de la source chaude dans tous les cas (par analogie entre une PAC et un système de chauffage).



(a) (b)

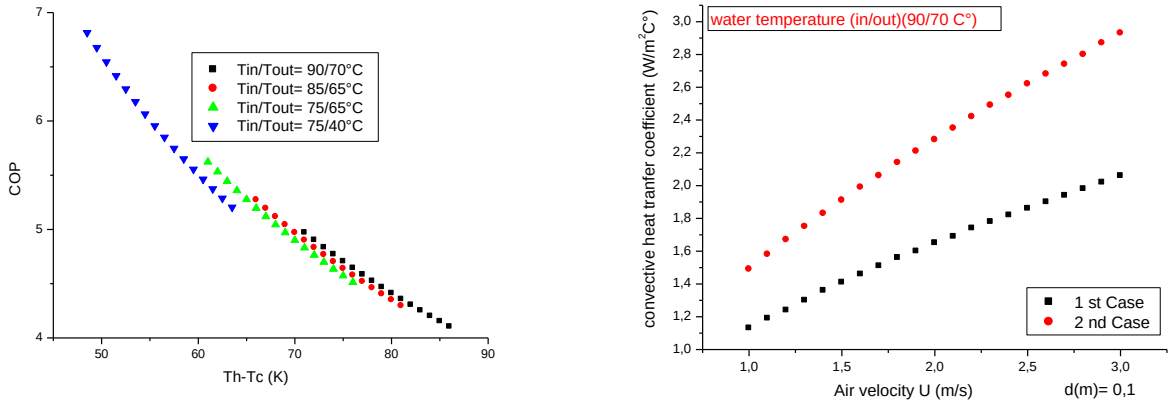
FIGURE 1 : Variation du coefficient de transfert de chaleur par convection α_{con} avec : (a)- la différence de température moyenne logarithmique, (b)- la température de l'air. Cas d'un tube circulaire vertical de h=0.6m.

L'installation doit consommer plus d'énergie dans ce cas pour lutter contre la quantité de froid, causé par l'apport de l'air extérieur, ce qui augmente les dépenses de l'installation et rend le coût d'exploitation très élevé (*Figure 3a*). Aussi, l'installation doit avoir un COP très suffisant ou bien optimal si on peut avoir une température à la sortie du Radiateur (T_{out}) très basse que possible, pratiquement ça veut dire que le radiateur a tout cédé son énergie calorifique dans le local, ce qui augmente le rendement émissif de l'installation. Le rendement augmente si on peut diminuer la température à l'entrée du Radiateur (T_{in} =75°C au lieu de T_c=85°C), en fixant la température à la sortie (T_{out}=65°C). Aussi, on observe que si on diminue la température de la sortie de la source chaude, le COP augmente. Le même résultat est obtenu si on peut diminuer la température à l'entrée et à la sortie du radiateur. Pratiquement ça veut dire, qu'on a économisé de l'énergie et du coût du combustible, ce qui rend l'installation économique. Comme nous voyons dans la *Figure 3*(a), les mêmes remarques précédentes sont vérifiées, on remarque en plus, que le coefficient de performance COP de la PAC, diminue avec l'augmentation de la différence de température entre la source chaude et la source froide (Th-Tc), ça veut dire que pour avoir un COP élevé, on doit diminuer l'écart entre la température de la source chaude et la température de la source froide (Th-Tc).Reste à savoir quel est le meilleur type d'écoulement d'air parallèle aux tubes, ou derrière le radiateur (écoulement croisé). La *Figure 3(b),* montre que(α_{con}), est plus élevé avec un écoulement croisé, qu'avec un écoulement parallèle au tube.



(a) (b)

FIGURE 2 : (a)-Variation de la puissance thermique du radiateur avec la ΔT_{ML},(b)-variation du coefficient de performance *COP* en fonction de la température de la source froide.



(a) (b)

FIGURE 3 : (a) Variation du *COP* d'une PAC en fonction de la différence (Th-Tc). (b) : Variation du α_{con} avec la vitesse de l'air ambiant, cas d'un tube circulaire vertical de h=0.6 m, pour un écoulement croisé 1er cas, et un écoulement parallèle 2eme cas.

2. Application du code de champ Fluent.

Dans cette partie, nous avons choisi le code de champs ***Fluent*** *(*commercialisé par ***Fluent Incorporated***, ***version 6.3***), ce dernier permet en effet de répondre à nos besoins de calcul [16]. Nous étudierons en ***(2D),*** un radiateur ventilé perpendiculairement, constitué de trois (*03*) rangées de tubes parallèles en acier, les tubes sont disposés en ligne distants de (*2R* mm) entre axe (pas longitudinal et transversal des tubes)dans un premier temps, avec une forme du tube circulaire***(C)***, puis elliptique***(E)***, où l'excentricité d'ellipses *e = 0,7*, puis (*3R mm*)longitudinal, et (*2R mm*) transversal pour les deux mêmes formes du tube. On remarque qu'une simplification est peut-être réalisée par une réduction de la géométrie totale du domaine de calcul, pour économiser le temps du calcul (*Figure 4A*). On obtient quatre formes de géométries, pour chaque forme de géométrie on fait varier le maillage par cotés : ***B*** et ***L***, (*voir la Figure 4B*), pour chercher la stabilité des résultats. La création de la géométrie ainsi que le maillage se font sous le progiciel «***Gambit***», des cellules quadrilatérales ont été choisies par rapport aux cellules de forme triangulaire, pour éviter les instabilités numériques de maillage. [17].

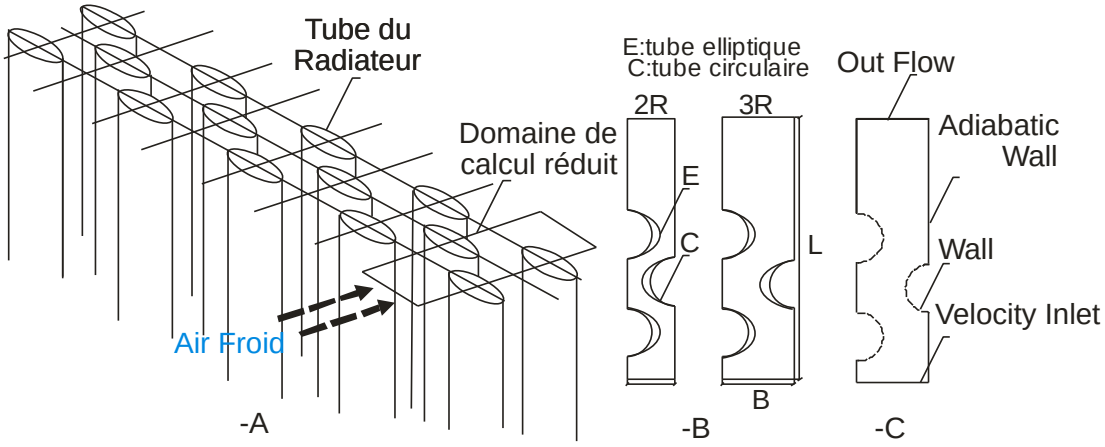
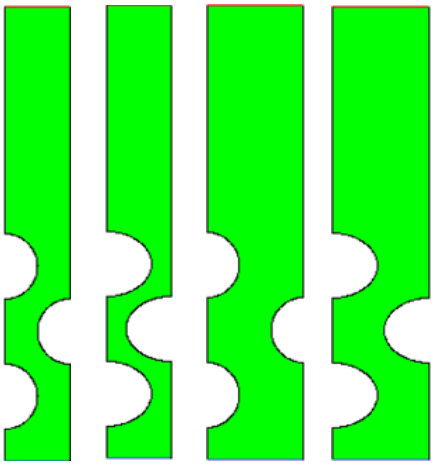


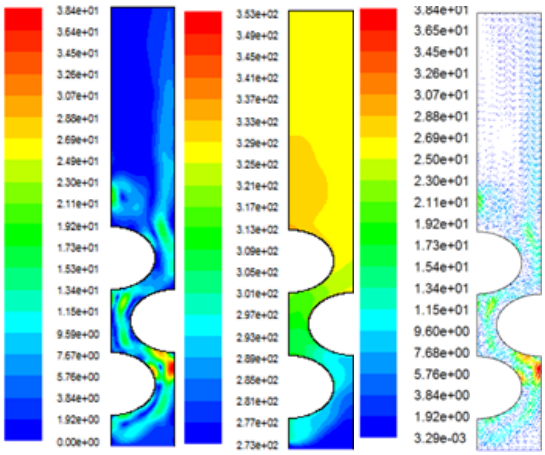
FIGURE4 : Domaine de calcul réduit (A). Formes des géométries (B) et conditions aux limites (C)

Le maillage est représenté dans la *Figure 5(a)*.L'étude de l'effet du maillage sur la solution consiste à comparer des résultats numériques en utilisant différents nombres de nœuds ; pour chercher la stabilité des résultats, où nous avons modifié la taille des mailles dans le maillage de la géométrie, allant de grossier vers suffisamment fin. Nous avons remarqué que le code de champs ***Fluent avec le modèle RANS (k-ε)*** à maille grossière est en mesure d'apporter rapidement une estimation de l'écoulement, aussi bien concernant sa structure que son intensité. De plus, les résultats obtenus sont en très bon accord, aussi bien pour la grandeur de température que celle de la vitesse. On a remarqué que la grandeur de vitesse de l'écoulement moyen est plus sensible aux maillages que la grandeur de température, qui caractérise l'énergie. En se référant aux profils de température ; des solutions presque identiques sont obtenues avec tous les maillages, mais les valeurs maximales des températures obtenues dans tous les cas doivent être correspondre à des valeurs de vitesse plus proches aussi que possible, c'est pour cette raison qu'on a choisi les maillages suivants :*C1 M 1x1 e-4 pour la forme A, E1 M 1x1 e-4 pour la forme B, C2 M 1x1 e-4 pour la forme C, et E2 M 1x3 e-4 pour la forme D*. Par conséquent, ces maillages ont été utilisés pour les différentes simulations étudiées qui seront présentées dans la *Figure 5(b)*.A propos des conditions aux limites, une condition de type "velocity inlet" a été envisagée et la vitesse d'air à l'entrée est de U_{in} *= 2 m/s*, à une température constante et uniforme de : T_{in}*=273 K*. La température de surface des murs extérieurs des tubes est constante et uniforme et maintenue à T_p *=353 K*. Alors que les autres parois du domaine de calcul sont supposées adiabatiques. A la sortie du domaine, une condition de type "outlet" a été envisagée. Les types de frontières entourant le domaine d'étude numérique sont présentés sur la *Figure 4C*. Les résultats obtenus sont représentés sur la *Figures5(b*). Concernant les Champs de vitesse ; contrairement aux écoulements dans les cavités, la vitesse d'écoulement de l'air à l'intérieur du domaine près de l'ouverture d'entrée d'air est élevée et diminue au fur et à

mesure qu'on s'éloigne de cette dernière. La vitesse est minimale à l'entrée du domaine et atteint des valeurs maximales entre les tubes (ce phénomène est observé dans tous les résultats obtenus). On remarque un nombre très important de contours de vitesses proche des tubes ce qui signifie qu'ils existent plusieurs phénomènes autour de ce dernier surtout pour les formes C et D. à propos des vecteurs de vitesse; le jet d'air issu de l'entrée vient de percuter directement et perpendiculairement le premier tube en face, puisqu'on observe un écoulement parallèle en amont du tube, puis le jet éclate dans différentes directions de 1'espace pour donner lieu à une circulation désordonnée à l'intérieur du domaine et une naissance d'un écoulement turbulente, et l'écoulement est décentré au milieu et non circulaire. En aval des tubes, on n'observe pas d'écoulement parallèle aux frontières, du moins pour les formes C et D. Et à la fin, l'écart de température important entre la température des parois des tubes et la température de l'air à l'entrée, fait apparaître plusieurs phénomènes ; c'est pour cela qu'on remarque, un nombre important de contours de température proche des tubes, ce qui signifie une grande variation de température, cette situation est observée dans tous les résultats obtenus. Un contour de couleur rouge correspond à une température élevée à la sortie du domaine signifie une grande variation de température à la sortie du domaine, cela est observé pour la *forme B*. D'où dans les autres cas *(les formes A, C et D),* les variations de température sont relativement faibles à la sortie (Figure 5). Donc, l'amplitude des variations de la température la plus élevée est celle constatée pour la *forme B*. Mais, globalement, nous constatons que toutes les simulations sous-estiment la recirculation.



(a) A: C1 M 1x1-B: E1 M 1x1- C: C2 M 1x1-D: E2 M 1x3



(b) Champ de vitesses -Champ de température-Vecteurs de vitesse

FIGURE 5 : (a)-Représentation des formes sous maillage en (x 10^{-4} m),(b)-Champs de vitesse et de température et vecteur de vitesse dans le cas de la *forme B*.

4. CONCLUSIONS

Dans cette étude, nous avons amélioré l'efficacité des émetteurs de chaleur (radiateurs) dans les locaux d'habitation, et nous avons proposé un nouveau système économique du système de ventilation du radiateur, qui se base sur l'augmentation de l'échange thermique au niveau du radiateur placé dans le local à chauffer. La ventilation du radiateur, où le corps de chauffe (radiateur) est ventilé par de l'air froid ramené de l'extérieur pour pouvoir absorber toute la chaleur d'eau chaude circulant dans le radiateur, est non économique, l'installation doit consommer plus d'énergie dans ce cas pour lutter contre la quantité de froid, causé par l'apport de l'air extérieur, ce qu'il augmente les dépenses de l'installation et rend le coût d'exploitation très élevé. A cet effet, nous avons proposé une autre technique, où on place un échangeur thermique au niveau de l'ouverture de ramener d'air frais au niveau du mur derrière le radiateur, qui va récupérer la chaleur de l'air chaud vicié et rejeté vers l'extérieur. Ce flux de chaleur récupéré avantage notre système par rapport aux autres systèmes de chauffage. L'installation de chauffage est plus économique et performante dans ce cas. Et pour assurer un échange thermique maximal

entre l'air ambiant et les parois externes des tubes du radiateur un écoulement croisé est assuré au lieu d'un écoulement parallèle, et des tubes de forme elliptique en arrangement quinconce remplacent les tubes de forme circulaire, dans le système traditionnel.

REFERENCES

[1] Juusela (2003) [3] M.A. Juusela (Ed.), *Heating and Cooling with Focus on Increased Energy Efficiency and Improved Comfort,* Guidebook to IEA ECBCS Annex 37, Low Energy Systems for Heating and Cooling of Buildings, VTT Building and Transport, Espoo, ISBN 951-38-6489-8, 2003.

[2] Eijdems (2000) [2] H.H.E.W. Eijdems, A.C. Boerstra, *Low Temperature Heating Systems: Impact on IAQ, Thermal Comfort and Energy Consumption*, Annex 37 Newsletter 1, 2000.

[3] J.A. Myhren, S. Holmberg, *Design considerations with ventilation-radiators: comparisons to traditional two-panel radiators*, Energy and Buildings 41 (2009) 92–100.

[4] Holmberg et al. .(2004) 6] S. Holmberg, F. Molin, J.A. Myhren, *Space heating at low temperature difference between heating unit and ambient air,* in: 9th International Conference on Air Distributions in Room, Coimbra, Portugal, September, 2004, pp. 162–163 (book of abstracts).

[5] Holmberg (1984) [4] S. Holmberg, ''*Methods to increase heat transfer from radiators''* (in Swedish), Tekniska meddelanden 1984:3, KTH.

[6] J.A. Myhren, S. Holmberg, *Comfort temperatures and operative temperatures in an office with different heating methods*, in: Proceedings of the Healthy Buildings, vol. 2: Indoor Climate, Portugal, June, (2006), pp. 47–52.

[7] J.A. Myhren, S. Holmberg, *Energy savings and thermal comfort with ventilation-radiators - a dynamic heating and ventilation system*, in: Proceedings of Clima 07, Well-Being Indoors, Finland, 2007, p. 110.

[8] J.A. Myhren, S. Holmberg, *Summer time cooling with ventilation-radiators*, in: Proceedings of IAQVEC: Indoor Air Quality, Ventilation and Energy Conservation in Buildings, Japan, 2007, p. 236.

[9] J.A. Myhren, S. Holmberg, *Flow patterns and thermal comfort in a room with panel, floor and wall heating,* Journal of Energy and Buildings 40/4 (2008) 524–536.

[10] Jonn Are Myhren, Sture Holmberg, *Improving the thermal performance of ventilation radiators – The role of internal convection fins* Original Research Article.International Journal of Thermal Sciences, Volume 50, Issue 2, February 2011, Pages 115-123

[11] A.A. Elmualim, H.B. Awbi, D. Fullford, L. Wetterstad, *Performance evaluation of a wall mounted convector for pre-heating naturally ventilated spaces,* International Journal of Ventilation 2 (3) (2003) 213.

[12] E. Mundt, M. Gustavsson, P. Leksell, *Vent-convectore an experimental Study, in: Proceedings of Indoor Air*,99, the 8th International Conference on Indoor Air Quality and Climate, UK, 1999, vol. 5.

[11] M. Airaksienen, H. Ja ¨rnstro ¨m, K. Kovanen, H. Viitanen, K. Saarela, *Ventilation and building related symptoms, in: Proceedings of Clima 2007 Well Being Indoors*, Finland, June, 2007, p. 110 (abstracts).

[13] J. Schietecat. *Le chauffage central dans les habitations*. Edition 1998, Centre Scientifique etTechnique de la Construction (CSTC).

[14]Churchill, S.W. and Ozoe, H. 1973. *Correlations for laminar forced convection with uniform heating inflow over a plate and in developing and fully developed flow in a tube*, J. Heat Transfer, 18, 78.

[15] Jakob, H., 1949. Heat Transfer, John Wiley & Sons, London.Kays, W.M. and Crawford, M.E. 1993. *Convective Heat and Mass Transfer*, 3rd ed., McGraw-Hill, New York.

[16] Fluent, 2006, Fluent Icncorporated., Fluent 6.3.26 User's Guide, 2006.

[17] Hadziabdic, M. et Hanjalic K. 2008. *Vortical structures and heat transfer in a round impinging jet*. J. Fluid Mech. 596, 221-260.

INFLUENCE DU BROYAGE SUR LA FORMATION DE LA PHASE Co(α) LORS DU FRITTAGE DU SYSTEME Co-C

L. AOUCHICHE, M. NECHICHE, S. BRAIK, S. AZEM

Laboratoire Elaboration, Caractérisation des Matériaux et Modélisation (LEC2M).
Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou
Email : lyliaaouchiche@yahoo.fr, madjidnechiche@gmail.com, salibyk@yahoo.fr et saidazem@hotmail.fr

RÉSUMÉ

Dans ce travail, nous nous étudions l'influence du broyage mécanique sur la dissolution du carbone dans le cobalt et la stabilité de la structure α dans l'alliage Co-0.5%C (% en masse) élaboré par frittage en phase solide. Deux mélanges Co-0.5%C, l'un broyé pendant 10 heures et l'autre mélangé au Turbula®, ont été compactés à froid et frittés à 1050°C sous atmosphère d'argon dynamique. Les mélanges crus et les produits frittés ont été caractérisés par diffraction des rayons X (DRX) et par microscopie électronique à balayage MEB couplé à l'analyse par spectrométrie de dispersion en énergie des rayons X (MEB-EDXS). Les résultats montrent que le broyage à haute énergie favorise la formation d'une solution solide d'insertion du carbone dans le cobalt α lors du frittage.

Mots Clés : *Broyage à haute énergie, solution solide d'insertion, frittage, DRX, MEB-EDXS*

1. INTRODUCTION

Les alliages à base de cobalt, notamment ceux contenant le carbone (Co-C), sont très appréciés comme matrices dans les cermets. Ceci en raison de leurs propriétés mécaniques très intéressantes : ductilité, haut point de fusion, résistance mécanique suffisante et tenue à l'oxydation à hautes températures. Ces propriétés sont principalement dues au cobalt : métal de transition à température de fusion élevée (1495°C), présentant une transformation allotropique au chauffage ε (HC) → α (CFC) à 420°C, ductile et magnétique [1-3].

L'élaboration des alliages Co-C par les méthodes classiques de fusion s'est avérée trop laborieuse vu les températures de fusion élevées de ces deux constituants. Par ailleurs, les cermets WC-Co étant élaborés par métallurgie des poudres à partir de mélanges WC-Co, il serait très intéressant d'opter pour un frittage de mélanges de poudres élémentaires W, C et Co. Cependant, ceci nécessite, au préalable, la compréhension des conditions d'obtention et de stabilité de solutions solides Co-C représentant la matrice pour de tels matériaux.

Dans cet ordre d'idées, Robert et al. [2] furent parmi les premiers auteurs à étudier la structure des mélanges Co-C à haute température et leur stabilité à température ambiante. Ces auteurs ont réalisé une trempe du mélange Co-11,2%C (%at.) à 1320°C et ont montré que le carbone se dissout bien dans la phase α (CFC) du Co. L'influence du taux de carbone sur la dureté de l'alliage Co-%C a été étudiée par Oda et al. [3] qui ont observé une augmentation de la microdureté de la phase Co avec le taux de carbone; élement qui rentre en solution solide d'insertion tout en relevant que la dureté macroscopique de l'alliage diminue du fait du caractère fragilisant du graphite. Dembinski et Coddet [4] ont étudié l'effet du taux de carbone sur le comportement mécanique des pièces en alliages Co-C et ont montré que les solutions solides d'insertion présentent des propriétés intéressantes. Azem et al. [5] ont constaté qu'un broyage du mélange Co-0,84%C pendant 20 heures conduit à la formation de la structure α (CFC) du Co. Récemment, Bolokang et al. [6] ont réussi à stabiliser la structure CFC du cobalt à la

température ambiante en procédant à un broyage du mélange Co-0,8%C pendant 10 heures suivi d'un traitement thermique à 1400°C.
L'objectif de ce travail est d'élaborer une solution solide de carbone dans le cobalt Co- α par frittage à 1050°C de mélanges Co-0,5%C (% en masse) et d'étudier l'influence du broyage à haute énergie sur la microstructure du matériau final.

2. PROCEDURE EXPERIMENTALE

Les matières premières utilisées sont des poudres commerciales de carbone-graphite (C : pure à 99,9%, taille moyenne des particules 19 µm) et de cobalt (Co : 99,9%, 22 µm) fournies par Merck et Googfellow respectivement. Deux mélanges de composition Co-0,5%C (%masse) sont préparés : l'un est homogénéisé au moyen d'un mélangeur Turbula ® (échantillon A_1) et l'autre broyé pendant 10 heures après homogénéisation (échantillon A_2) comme rapporté dans le tableau 1. L'opération de broyage à haute énergie est réalisée dans un vibrobroyeur de type Spex8000 en fixant le rapport masse de poudre/masse de billes à 1/10. Les mélanges A_1 et A_2 sont ensuite comprimés de manière uniaxiale sous une pression de 450 MPa puis frittés à 1050°C pendant 1 heure sous atmosphère d'argon dynamique.

Echantillon	Composition	Durée de broyage (heure)
A_1	Co-0,5%C	0
A_2	Co-0,5%C	10

TABLEAU 1. Désignation des échantillons étudiés

Les poudres broyées et les produits frittés sont analysés par diffraction des rayons X (DRX, Bruker D8 équipé d'un tube à anticathode de Cu ; λ= 1,5406 Å) et observés au microscope électronique à balayage (MEB, Philips XL 30) couplé à l'analyse par spectrométrie de dispersion en énergie des rayons X (EDXS, système EDAX).

3. RESULTATS

La figure 1 présente les diagrammes RX des poudres de Co et C utilisées. L'indexation du diffractogramme du cobalt pur montre la présence de pics caractéristiques du Co de structures hexagonale (HC) et cubique (CFC). Ainsi, le cobalt est cristallisé sous ses deux formes allotropiques α et ε. Pour le carbone, seule la structure du graphite est révélée.
Les observations MEB de ces poudres (Fig. 2) montrent que les particules de cobalt (Fig. 2.a) ont un aspect spongieux et poreux tandis que la poudre de graphite (Fig. 2.b) est constituée de petites particules accolées les unes sur les autres pour former des agglomérats de différentes tailles (dépassant parfois une centaine de µm).

La figure 3 montre une micrographie du mélange Co-0,5%C broyé pendant 10 heures (échantillon A_2). Cette micrographie, en mode électrons rétrodiffusés réalisée sur une zone préalablement tassée, renseigne sur une certaine homogénéité de répartition des éléments Co et C dans le mélange et révèle l'aspect des particules de poudre. En effet, étant donné l'absence d'un important contraste de couleur, il apparaît que la répartition du C dans le mélange est quasiment homogène. La taille et la morphologie des particules du mélange broyé ont également évolué. Les particules sont devenues polyédriques et relativement aplaties de tailles inférieures à 10µm. La difficulté de distinguer les particules de graphite de celles de Co par contraste de couleur (en mode électrons rétrodiffusés) est significative d'une très bonne homogénéité de répartition de ces deux éléments dans le mélange. La diminution de la taille et l'évolution de la morphologie des particules laissent penser que ces

dernières sont issues d'une succession de fragmentations-accolements des particules de cobalt et de graphite répétées à grande fréquence comme le décrit Wolski et al. [7].

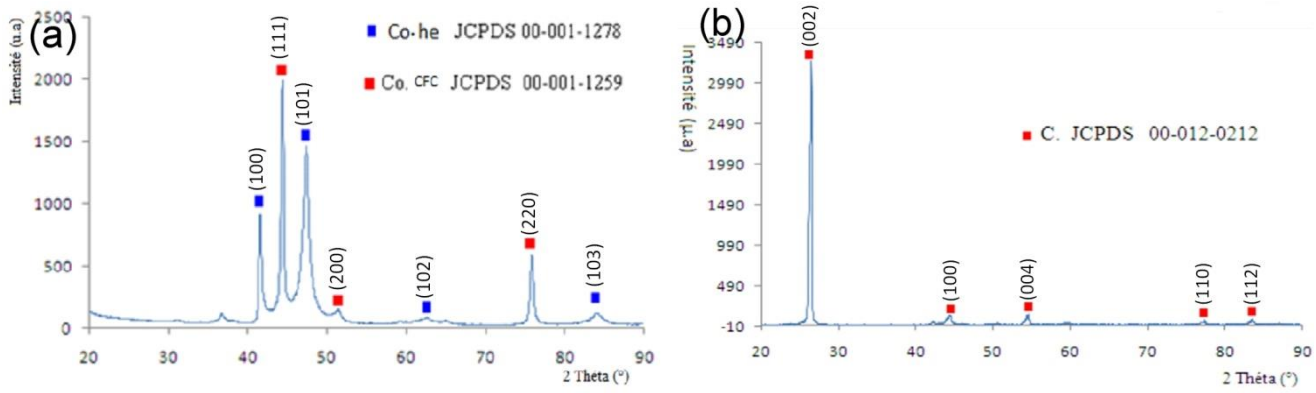


FIGURE 1. Diffractogrammes des poudres utilisées : (a) le cobalt et (b) le graphite.

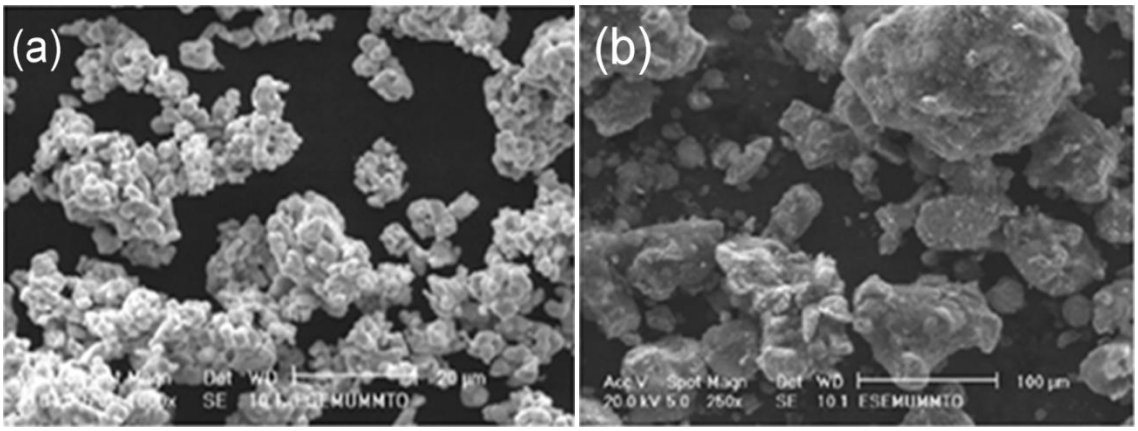


FIGURE 2. Micrographies MEB des particules de poudres utilisées : (a) le cobalt et (b) le graphite.

Les figures 4 et 5 montrent les diffractogrammes respectifs des échantillons A1 et A2 (simple mélange et broyé 10 h) frittés à 1050°C pendant une heure. Nous constatons que le diffractogramme de l'échantillon A1 fritté présente les pics caractéristiques du Co de structure hexagonale et cubique (HC et CFC) et du carbone-graphite. Les zooms effectués sur les pics caractéristiques de Co (CFC) ne montrent pas de décalage des pics de diffraction par rapport à ceux de départ. Ce résultat est significatif d'une très faible, sinon absence, de modification du paramètre de la maille cristalline du Co (CFC). Nous constatons en outre un changement significatif de la structure du graphite puisque les pics de diffraction s confondent plutôt avec ceux d'une autre structure du graphite.

Dans le cas du mélange A2 fritté (mélange broyé pendant 10 h), les pics de diffraction de Co (HC), du Co (CFC) et du C apparaissent. Les pics de diffraction du graphite, apparus dans le cas de l'échantillon A1, diminuent fortement d'intensité et semblent se confondre avec le bruit de fond. La superposition des deux diffractogrammes (des échantillons A1 et de A2) et un agrandissement sur les pics Co α (CFC) sont présentés sur la figure 6. Il apparait que les pics Co α (CFC) du diffractogramme de A2 présentent un décalage vers les petits angles ; ce qui traduit une augmentation du paramètre de maille du Co-α. La quasi-disparition des pics de C

laisse penser que ce dernier a diffusé dans le Co-α pour former une solution solide d'insertion. Ceci d'autant plus que le rayon atomique du C est très faible (0,77Å) et satisfait les conditions d'insertion dans les sites interstitiels du cobalt (de rayon atomique 1,25 Å).

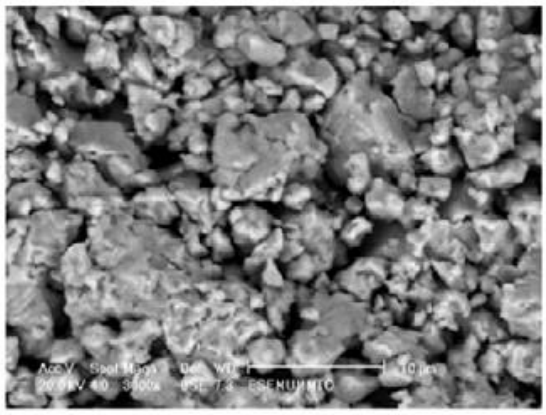


FIGURE 3. Micrographie MEB du mélange A_2 (après 10 heures de broyage).

Les figures 7 et 8 montrent les micrographies des échantillons A1 et A2 frittés. Dans le cas de l'échantillon non broyé (Fig. 7), nous observons une microstructure fine présentant de larges zones de couleur sombre. Cette micrographie étant obtenue en mode électrons rétrodiffusés et vu que les zones sombres n'apparaissent pas comme des pores en mode électrons secondaires, ces zones sombres ne peuvent être que des agglomérats de carbone-graphite (le numéro atomique du C étant plus faible que celui du Co).

Dans le cas de l'échantillon A2, la micrographie ne présente pas de zones sombres d'étendue comparable au cas de A1 fritté. Toutefois, à grandissement relativement élevé (1000x), ces zones sombres apparaissent fines et réparties le long de joints de grains du Co.

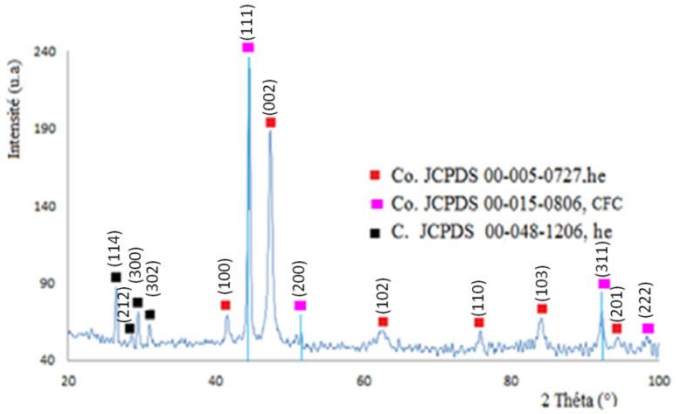


FIGURE 4. Diffractogramme de l'échantillon A_1 fritté (non broyé).

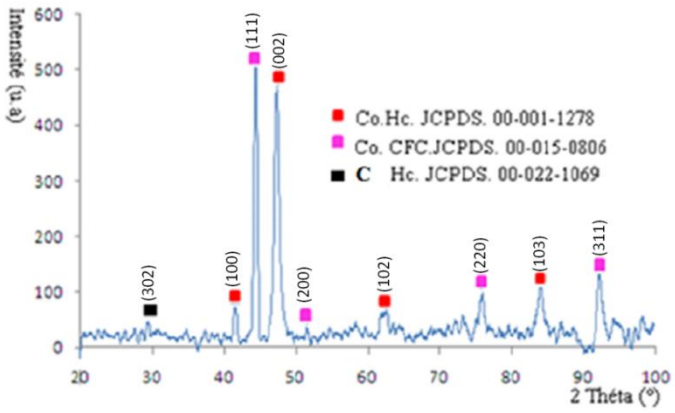


FIGURE 5. Diffractogramme de l'échantillon A_2 fritté (broyé 10 heures).

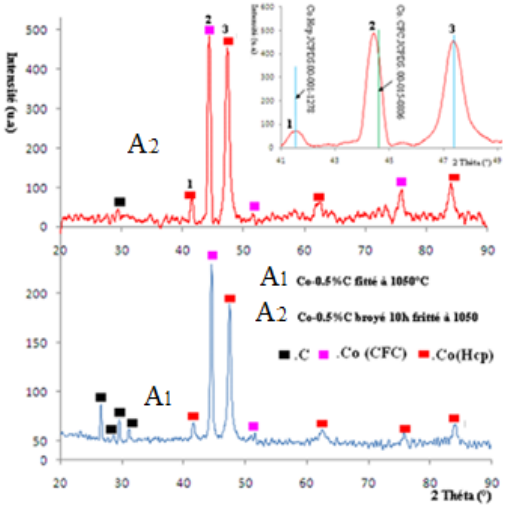


FIGURE 6. Superposition des diffractogrammes des échantillons A_1 et A_2 frittés.

Ainsi, ces résultats montrent que le broyage à haute énergie assure une meilleure répartition du graphite autour des particules de Co, devenues plus fines, et augmente la surface de contact Co-C. L'énergie de broyage provoque par ailleurs des déformations des particules de Co et favorise la diffusion du C dans le réseau cristallin de Co lors du frittage. A des températures supérieures au point de transformation allotropique du Co, la solution solide du C dans le Co-α est relativement plus stable [5, 6]. Au refroidissement, du fait de la diminution des coefficients de diffusion du carbone dans le Co, il se trouve comme élément stabilisant la structure Co-α ainsi formée.

4. CONCLUSION

Le broyage à haute énergie du mélange Co-0,5%C pendant 10 heures a permis de réduire la taille des particules de graphite et celles de Co tout en permettant une meilleure homogénéité de répartition des éléments Co et C. L'évolution de l'aspect des particules et la formation du mélange intime Co-C se fait grâce à l'énergie de broyage par suite de fragmentations-accolements entre les particules de Co et C à grande fréquence. Le frittage à 1050°C du mélange broyé pendant 10 heures a permis la diffusion du carbone dans le Co et produire une solution solide d'insertion du C dans le Co-α (CFC).

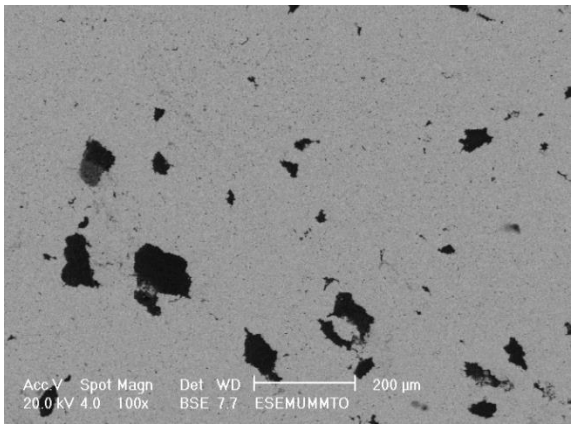


FIGURE 7. Micrographie MEB de l'échantillon A_1 fritté (non broyé).

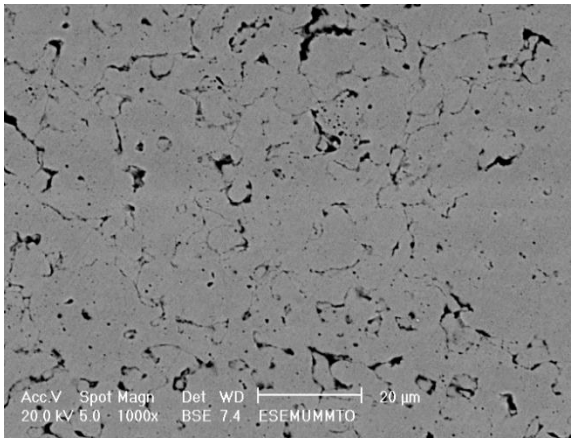


FIGURE 8. Micrographie MEB de l'échantillon A_2 fritté à 1050°C (broyé 10 heures).

REFERENCES

[1] L. Habraken, Propriétés du cobalt et de ses alliages, *Techniques de l'Ingénieur, M505* (1979).
[2] C. Robert, Ruhl and M. Cohen, *Metastable extensions of carbon solubility in Ni and Co*, Pergamon Press, Inc. Vol1, App (1967) 73-74.
[3] K. Oda, T. Yoshiho, Preparation of Co-C by radio-frequency sputtering, *Journal of Materials Science Letters* 9 (1990) 1319-1321.
[4] L. Dembinski, C. Coddet, Influence du taux de carbone résiduel dans les alliages base cobalt, *Actes des IVXèmes assises EPR&FR, Ecole centrale de Paris (*2009).
[5] S. Azem, M. Grobras, S. Yefsah, Influence de la teneur en carbone sur le frittage réactionnel des mélanges W-Co-C, *Revue de Métallurgie* (2004).
[6] A.S. Bolokang, M.J. Phasha b, S.T. Camagu, D.E. Motaung, S. Bhero, Effect of thermal treatment on mechanically milled cobalt powder, *Metals and Hard Materials* 3 (2012) 258-262.
[7] K. Wolski, G. Le Caër; P. Delacroix, R. Fillit, F. Thévenot, J. Le Coze, Influence of milling conditions on the FeAl intermetallic formation by mechanical alloying, *Material Science and Engineering* A207 (1996) 97-104.

VALORISATION DES FRAISATS ROUTIERS ET PRODUITS DE DEMOLITION POUR LA FABRICATION DE MELANGES GRANULAIRES TRAITES AUX LIANTS HYDRAULIQUES (MGTLH)

Samy MEZHOUD[1], Hacéne HOUARI[2], FERKOUS Boubaker[2], BELACHIA Mouloud[3]

[1]LASTERN, Faculté des Sciences de la terre, Université Mentouri de Constantine, Algérie.
[2]LMDC, Département génie civil, Université Mentouri de Constantine, Algérie.
[3]Laboratoire Matériaux, Géotechnique, Habitat et Urbanisme Université de Skikda, Algérie.3

RÉSUMÉ

The objectives of this work are to promote the act of valorization and to show the significant potential of recycled material in roads construction. In this aims, the above research will present an experimental study for making granular mixtures, hydraulically bounded (MGTLH) from two recycled materials that are: 1) concrete demolition products and 2) Reclaimed asphalt materials. At the first stage, a characterization work was done, to understand especially the physical and mechanical properties of recycled materials. Furthermore, several mixtures incorporating these materials were formulated and which are compared with a control MGTLH based on aggregates quarry. Performance verifications focused on the ability to compaction via a Proctor study. Moreover, mechanical performances are verified using unconfined compressive strength, tensile test device and indirect measurements of elastic modulus values. Finally deformations of produced GTLH are checked through measurement of the total shrinkage. The results obtained show that the incorporation of these materials present lower performance that the control GTLH. However, remains significant and encouraging their admittance in the roads construction.

Mots Clés: *MGTLH, demolition products, asphalt millings, reclaimed aggregate, recycling*

1. INTRODUCTION

Le recyclage, la réutilisation, ou la valorisation sont des comportements qui visent à minimiser l'énergie d'élaboration et à tirer profit des matériaux usées. L'objectif principal sera sans doute de faire des économies de cout. Heureusement, la recherche de cet intérêt humain découlera à un certain respect de l'environnement, liée au fait de minimiser les risques de pollution de l'extraction et l'emploi des matériaux dites « nobles ». D'autre parts, le concept du développement durable comme adopté au « sommet de la terre de L'ONU », tenu à Rio [1], est définie comme : la capacité de satisfaire nos besoins sans compromettre l'aptitude des générations futures à couvrir leurs propres besoin avec un minimum de changement ». Dans cet esprit, l'emploi de ce type de matériaux recyclés notamment les fraisâtes de route et produits de démolition devient une priorité et une alternative qui mérite d'être clairement approuver. L'entrée du vingt et unième siècle, est déjà caractérisée par une forte croissance de la population locale et une augmentation exponentielle de ces besoins en infrastructures routières. Cela prescrit aux pays émergents tel que l'Algérie et le Maroc de changer d'avantage les anciennes pratiques basées sur l'emploi des matériaux neufs très cher et de penser sérieusement sur l'emploi de ces nouvelles techniques.

Les chaussées mixtes, employant des matériaux granulaires traités aux liants hydrauliques « MGTLH », sont utilisées depuis 1908, date à laquelle J.H Aimes a enregistré son brevet relatif au procédé de stabilisation des sols [2]. Le recours à cette technique augmente significativement la résistance et la durabilité du matériau granulaire marginal et participe à une meilleure contribution structurale, économique et écologique de la chaussée en générale. D'autres parts l'intégration de ces matériaux traités permet d'avoir un corps de chaussée optimisé et plus rigide, en comparaison avec les chaussées flexibles. Ceci permettra d'avoir un comportement bien adapté aux sollicitations engendrées par le trafic lourd.

Le choix des chaussées mixtes comme domaine pour valoriser les matériaux objet de ce travail, s'articule sur le fait que la construction des couches de fondations en matériaux traités, nécessite des matières plus au moins nobles, de qualité inférieure et avec des performances requises de niveau médium. Ceci n'empêchera pas bien sûr, d'avoir les objectifs et privilège de l'usage des chaussées mixtes.

A travers la recherche bibliographique, il existe plusieurs études qui ont abordé les agrégats recyclé pour la confection des bétons et mortier [3, 4, 5, 6, 7]. Les conclusions préliminaires portes sur les intérêts environnementaux d'une telle intégration [4]. Cependant elles ne sont pas concluantes. Les granulats recyclés sont considéré comme granulats hors normes [8]. La principale limitation dans le cas des produits de démolition est la teneur soluble des sulfates, qui a un maximum de 0,8 % autorisée [7]. Dans le cas d'incorporation dans les couches de routes, Il y a peu de recherche sur ce sujet. On note les travaux de Xuan et al [6] qui ont étudié l'influence de la proportion de particules de démolition sur les performances des MGTLH produits. Ils ont déterminé une relation entre le degré de compactage, la teneur en ciment et de la teneur en produit recyclé avec de la résistance à la compression des mélanges. Agrela et al. [7] ont conclu de leur part les MGLTH à base granulats recyclé ont : 1) une faible densité optimale, 2) un besoin important en eau pour permettre le compactage optimal, et 3) un temps d'ouvrabilité inférieur. Par contre ils présentent une résistance à la compression suffisante et faibles déformations sous charge d'impact. Par conséquent, ce type d'agrégats peut devenir une alternative de point de vue environnement et économie.

De ce fait, s'inscrit cette étude expérimentale, qui a pour objet d'évaluer dans un contexte purement locale les propriétés des MGTLH fabriquées à base d'agrégats recyclés. Ces derniers sont issus à partir de deux types de matériaux qu'on trouve abondamment stocké un peu partout : les fraisâts de route et les produits de démolition de béton. Ceci pour pouvoir juger une telle possibilité de valorisation dans le domaine des routes.

2. MATERIAUX UTILISES

- Le ciment utilisé est de type CEM II / A 42.5N, il provient de la cimenterie HAMMA BOUZIYANE, Wilaya de Constantine (Tableau 1).

- Une Grave non traité 0/31.5 concassée est utilisée comme témoin (Figure 1). Elle provient de la carrière Grouz situé à la Wilaya Mila et exactement à la commune DE CHELGOUM LAID. La roche mère est de d'origine calcaire.

- Produits de démolition de béton et matériau de construction (Figure 2 à gauche). Ils proviennent des déchets du laboratoire LMDC, ils sont constitués de : 50% produit de démolition d'éprouvette, restes de gravier, sable et 50% de produit de maçonnerie (brique et leur mortier). Le produit est sans doute mélangé avec une portion d'argile et déchet de papier ou plastique. Il est à signaler que pour constituer la quantité nécessaire, il y lieu de faire un broyage séparé avec l'appareil los-angles, et faire passer les produits au tamis 31.5mm. Apres ils vont être mélangés à sec à l'aide d'un malaxeur à béton.

- Des produits de fraisât qui proviennent de l'opération de fraisage de l'autoroute est-ouest de la section situé entre PK152+000 au PK 154+000 (Figure 2, à droite). C'est fraisât sont déjà stocker dans des tas, devant le site du projet.

Caractéristiques chimiques			
Elément	% en masse	Norme na	
PAF 975 °C	1-2	NA 230	
CaO	55-65	NA 230	
SiO2	22-28	NA 230	
Al2O3	5-6	NA 232	
Fe2O3	3-3,6	NA 231	
MgO	1-2	NA 231	
K2O	0,3-0,6		
Na2O	1,8-2,5	NA 440	
SO3	0,8-1,8		
CaOL	0-0,01		
Composition Potentielle En %		Des Constituants %	
C3S	55-65	CLINKER	≥ 74
C2S	10-25	GYPSE	4-6
C3A	8-12	CALCAIRE	0
C4AF	9-13	LAITIER	≤ 20

TABLEAU 1. Caractéristique du ciment utilisé



Figure 1 : Agrégat 0/31.5 Grouz Mila



Figure 2 : Produit de démolition et fraisât de l'autoroute est-ouest

3. RESULTATS

3.1 CARACTERISATION DES MATERIAUX VALORISES

Pour les maitres de l'ouvrage et entreprises, l'emploi des matériaux en couche traitée aux liants hydraulique est régi par une réglementation stricte. En outre la courbe granulométrique doit s'insérer dans le fuseau de spécification de la norme NF EN 13285[9]. La figure 3 présente le résultat de l'analyse granulométrique des trois graves utilisés.

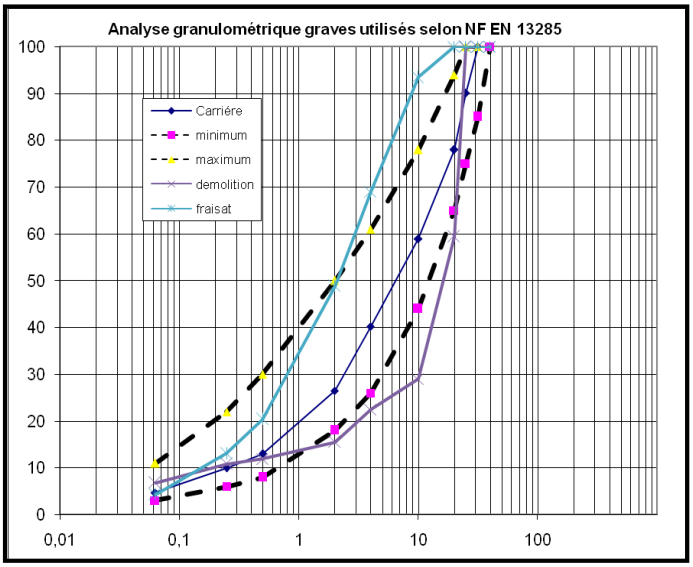


Figure 3 :Analyse granulométriques des graves utilisée

Les résultats de l'analyse granulométrique montrent que les granulats recyclés sont en dehors du fuseau de spécification. Ceci démontre que ce type d'agrégats nécessite une correction granulométrique. Surtout la fraction 5/10, dans le cas des granulats à base de matériau de construction. Cette discontinuité granulaire peut influencer les performances mécaniques.

Il y a lieu de vérifier aussi la propreté des graves utilisés par l'intermédiaire de l'essai d'équivalent de sable et celui du bleu de méthylène. Les résultats sont présentés dans le tableau 2.

On constate que la GNT 0/31.5 est très propre, les fraisâts présentent un pourcentage d'impureté, mais reste dans les tolérances normatives (2.5). Les produits de démolition montrent un pourcentage important d'impureté liée beaucoup à l'argile des fragments broyés de briques de construction.

Nature Granulat	**Paramètre de Propreté**	
	P.S	**VBS**
GNT Grouz	57.5	0.4
Produit démolition	19.5	3.33
Les Fraisâtes	22.1	1.21

TABLEAU.2 Propreté des graves utilisés

D'autre part, la dureté et l'abrasion des graves sont appréciés par le biais de l'essai Los- Angles et Micro-Deval, les résultats sont reportés dans la figure 4.

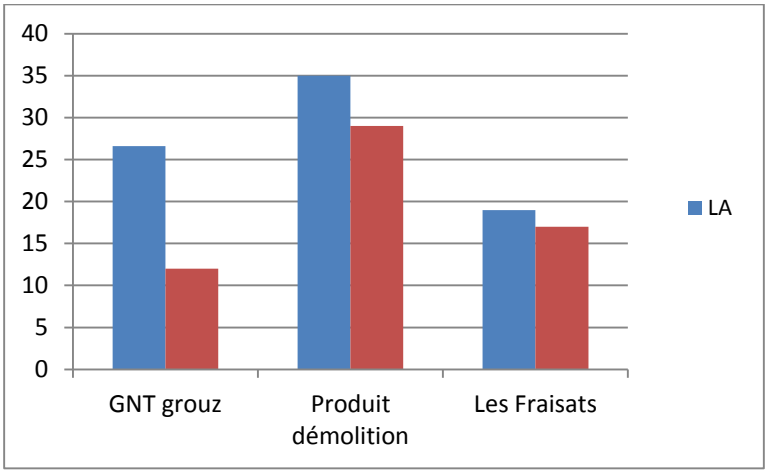


Figure 4 : Comparaison des essais mécaniques

Les résultats permettent de procéder à une classification des graves conformément à la norme XP 18-545(figure 5) [10]. La codification des granulats utilisés permet de vérifier la possibilité de leur emploi en couches de chaussée. Effectivement Les granulats dont le code est C, E et D sont utilisables en couche de base des chaussées selon les spécifications normatives

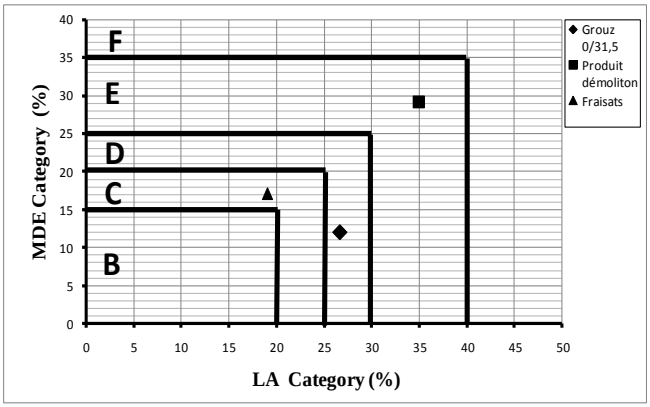


Figure 5 : Code des graves utilisés.

3.2 FORMULATION DES MELANGES

Une étude de formulation est réalisée sur la base de la norme EN14227-1 [11]. Le pourcentage de ciment optimal est le paramètre recherché, pour avoir les exigences mécaniques minimales requises des graves traitées au ciment. L'étape de conception des chaussées requière des valeurs convenables à 360 jours des modules d'élasticité et résistances en traction. Pour avoir ces derniers, il n'est pas nécessaire de faire des observations qui dure une année, il suffit juste d'avoir ces paramètres à 28 jours, et par le moyen de coefficients et formules en peut obtenir les valeurs de conception à 360 jours. Cette méthode est stipulée par le guide technique de LCPC-SETRA [12]. Les valeurs mécaniques courantes à 360 jours d'une MGTLH traitée sont : E= 23000 Mpa et σt = 0.83 Mpa. Ceci induit pour un âge de 28 jours, des valeurs minimales de module d'élasticité E= 14950 Mpa et

résistance à la traction : Rit= 0.67 Mpa. Pour les agrégats recyclés avoir des performances avoisinantes les seuils stipulés ci-dessus permet de conclure que leurs emploi est très faisable. Dans ce contexte, plusieurs mélanges sont confectionnés. Les variables sont alors le type d'agrégat et le pourcentage de ciment. Les mélanges seront ainsi caractérisés du point d'aptitude au compactage (étude Proctor) et divers essais mécaniques (essai de compression, traction indirect et module d'élasticité et retrait total). La figure 6 présente la méthodologie d'essais réalisés.

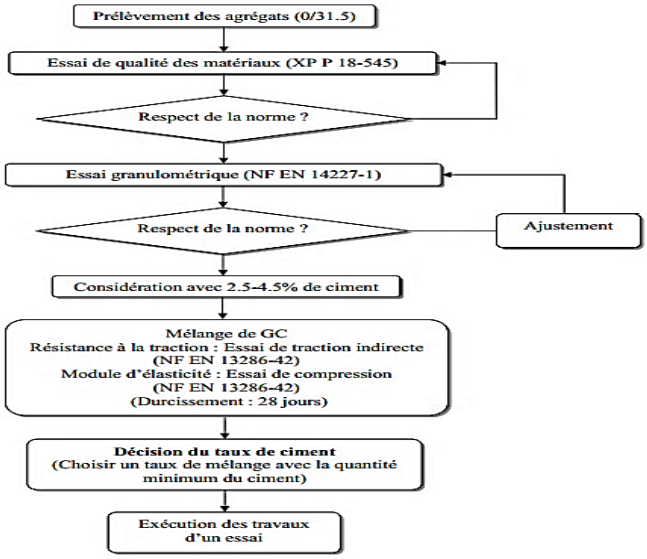


Figure 6 : Méthodologies d'éssais de formulation.

3.3 RESULATS DES PERFORMANCES PHYSICO-MECANIQUES

Les résultats d'essais de compactage (Figure 7) montrent que les « mgtlhs » à base de granulats recyclés, demandent une quantité importante en eau, elle peut atteindre le double que celle demandée par un « mgtlh » à base de granulats naturel. Ceci peut être expliqué par la structure très alvéolaire de l'ancien mortier et béton qui retiennent plus d'eau [8]. Les densités obtenues des « mgtlhs » à base des granulats recyclés sont supérieure à celles à base de granulats naturels, ceci est surement lié à l'aspect très angulaire du mélange recyclé qui permet une meilleure intercalation des grains sous l'effet du compactage.

En ce qui concerne les performances mécaniques (Figure 8, 9,10), les résultats des « mgtlhs » recyclés sont en deçà du seuil requis, tandis que les « mgtlhs » naturel présentent des valeurs supérieures. Ceci est peut être en relation avec la présence du bitume dans le cas des fraisâts et à la discontinuité granulaire détectée dans le cas des des produit de démolition. Ces paramètres ont vraisemblablement affectés les performances mécaniques. Cette situation est remédiable, si on procède à des corrections granulaires, ou à l'ajout de ces matériaux comme des fractions bien déterminé dans le mélange granulaire. D'autant plus que les granulats recyclés seuls demandent une quantité supérieure de ciment pour avoir l'effet escompté. Les mgtlh naturel atteignent les performances requises pour un pourcentage de ciment inferieur même à 4 %, tandis que les autres graves traitées requirent un pourcentage supérieur à 8%. Malheureusement dépasser ce seuil faire sortir l'opération de valorisation du contexte économique et devienne très onéreuse à mettre en œuvre.
Néanmoins, il se peut que la nature de ciment utilisé (CEM II / A 42.5N), à un rôle dans l'opération du traitement à considérer ultérieurement. Dans le cas des mesures du retrait total (Figure 11), les « mgtlhs » recyclés présentent des valeurs importantes de retrait dues à la quantité d'eau supplémentaire qui n'a pas servi au

processus d'hydratation. En plus ces deux matériaux présentent même des gonflements liés à la présence d'une fraction argileuse comme confirmé dans les essais de propreté.

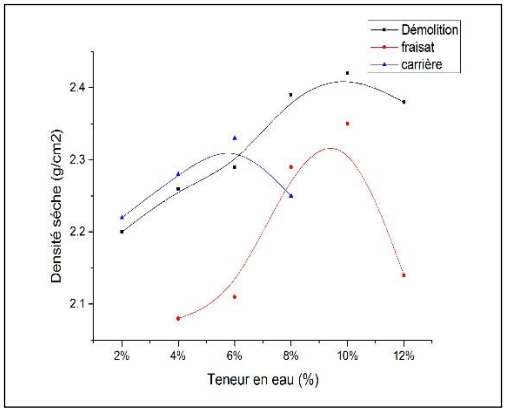


Figure 7 : Courbe Proctor (cas ciment à 6%).

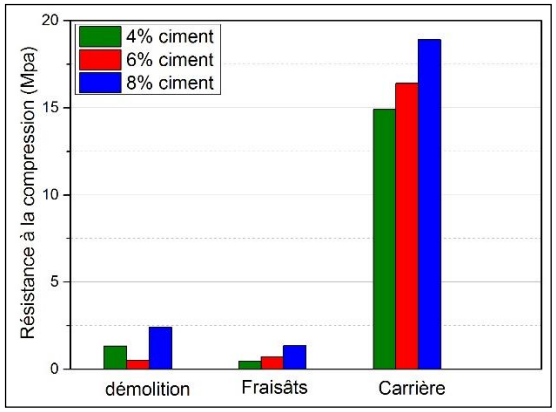


Figure 8 : Essais compression (éprouvette 16x32).

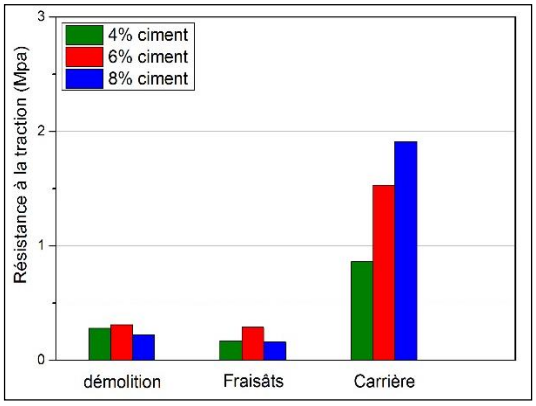


Figure 9 : Essais traction par fendage.

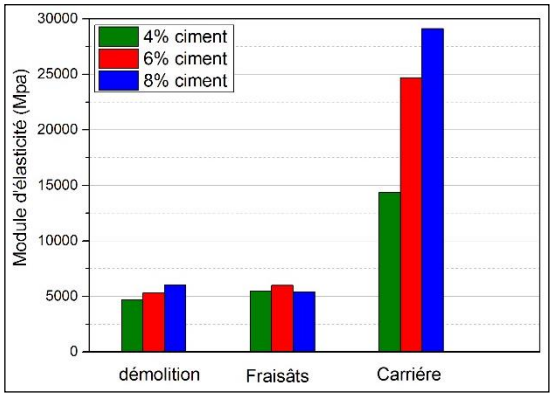


Figure 10 : Essais module d'élasticité.

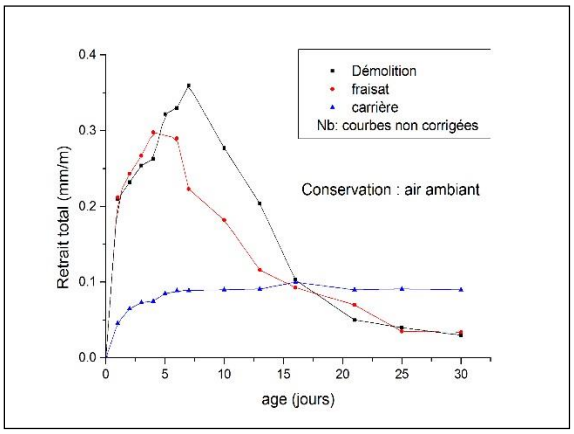


Figure 11 : Mesure retrait total.

4. CONCLUSIONS

L'objectif que nous avons fixé au démarrage de cette étude c'est essayés de valoriser deux type de matériaux qu'on trouve abondamment stocké un peu partout : les produits de démolition et les fraisâtes de route. Après réaliser une compagne d'essais de caractérisation, d'essai mécanique et mesure de retrait en peut conclure ce qui suit : Les matériaux type GNT reste toujours des matériaux nobles que les performances enregistrés sont meilleure et homogène.

1- Pour les matériaux de recyclage les résultats démontrent des performances moindres que la GNT, mais reste appréciable et incitent à un emploi dans le domaine routier.
2- Les fraisât de route apparait comme un matériau homogène avec un grand potentiel de valorisation. Toutefois la présence de bitume peut diminuer l'effet d'adhésion souhaité du liant hydraulique.
3- Pour les agrégats de recyclage d'origine matériaux construction, une attention particulière devra être donnée à l'aspect homogénéité des mélanges pour ne pas avoir des résultats dispersés.

5. REFERENCES

[1] Conférence des Nations Unies sur le développement- Sommet de Johannesburg. 2002. Available from : http://www.un.org/french/events/wssd/pages/cnued.html

[2] Williams, R. I. T. 1986. Cement-treated pavements : materials, design, and construction Elsevier Applied Science Publisher ; New York, NY, USA

[3] Molenaar AAA, Van Niekerk AA. Effects of gradation, composition, and degree of compaction on the mechanical characteristics of recycled unbound materials. Transportation Research Record 2002;1787:73–82.

[4] Rodríguez G, Alegre FJ, Martínez G. The contribution of environmental management systems to the management of construction and demolition waste: the case of the Autonomous Community of Madrid (Spain). Resources, Conservation and Recycling 2007;50(3):334–49.

[5] Leite FC, Motta RS, Vasconcelos KL, Bernucci L. Laboratory evaluation of recycled construction and demolition waste for pavements. Construction and Building Materials 2011;25:2972–9.

[6] Xuan DX, Houben LJM, Molenaar AAA, Zhonghe S. Mixtures optimization of cement treated demolition waste with recycled masonry and concrete. Materials and Structures 2011., doi:10.1617/s11527-011-9756-3.

[7] Francisco Agrela, Auxi Barbudo, Antonio Ramírez, Jesús. Ayuso, María Dolores Carvajal, José Ramón Jiménez, Construction of road sections using mixed recycled aggregates treated with cement in Malaga, Spain. Resources, Conservation and Recycling Volume 58, January 2012, Pages98–106.

[8] Nourredine ARABI & Layachi BERREDJEM. 2011. Valorisation des déchets de démolition comme granulats pour bétons. Déchets - revue francophone d'écologie industrielle - n° 60 : 25-30.

[9] NF EN 13285. 2010. Graves non traitées - Spécifications

[10] Norme, X. P. P 18-545 (2008). Granulats. Éléments de définition, conformité et codification, 20-25.

[11] NF EN 14227-1. Mélanges traités aux liants hydrauliques—Spécifications–Partie, 1.

[12] L. C. P. C et SETRA. 1994. Conception et Dimensionnement des Structures de Chaussée: Guide Technique. Laboratoire Central des Ponts et Chaussées et Service d'Études Techniques des Routes et Autoroutes, Ministère de l'Équipement, des Transports et du Tourisme.

HEAT TRANSFER ENHANCEMENT BY USING TWO NANOPARTICLE BASE FLUIDS IN FORCED CONVECTION FLOWS

K. BOUKERMA[1], M. KADJA [2]

[1]Department of technology. Faculty of technology, University of 20 Août 1955 Skikda, B P 26, route EL-Hadaik, 2100 Skikda, Algeria.
Phy_karima@yahoo.fr & k.boukerma@univ-skikda.dz
[2]Laboratory of Applied Energetics and Pollution, University of Constantine 1, Algeria
kadja_mahfoud@yahoo.fr

ABSTRACT

In the present paper, forced laminar flow of Al_2O_3/water and Al_2O_3/Ethylene Glycol (EG) nanofluids inside the tube (heated partially and uniformly) were numerically investigated by using single phase method. The effects of nanoparticles concentrations (0 - 5%) and base fluids are investigated on the flow and the convective heat transfer behaviour.

The results obtained by the FLUENT software show that the enhancement in heat transfer is considerable when there are the nanoparticles in the base fluid. The wall temperature decreases with the increase in nanoparticles concentration, indicating that the heat transfer coefficient increases by increasing the concentration of nanoparticles in nanofluids. The Al_2O_3/Ethylene Glycol nanofluid has the highest Nusselt number than Al_2O_3/water nanofluid.

Mots Clés: *Numerical Simulation, Nanofluids, Forced Convection, Laminar Flow, Heat Transfer Augmentation.*

NOMENCLATURE

Symbols :

Cp	specific heat, $J \cdot kg^{-1} \cdot K^{-1}$
D	tube diameter, m
h	heat transfer coefficient, $W\ m^{-2}\ k^{-1}$
k	thermal conductivity, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
L	length of the tube, m
Nu	Nusselt number
P	Pression, pa
q_w	uniform heat flux, $W\ m^{-2}$
T	temperature, K
V	velocity, $m\ s^{-1}$
Z	axial direction

Greek symbols :

μ	viscosity, $kg\ m^{-1}\ s^{-1}$
φ	volume fraction
ρ	density, kgm^{-3}
κ	Boltzmann constant, $J\ k^{-1}$

Subscripts :

av	average
b	bulk
bf	base fluid
nf	nanofluid
p	nanoparticle
w	wall

1. INTRODUCTION

A nanofluid is a colloidal solution containing solid particles of small size (whose diameter is typically less than 100 nm), designated by the term "nanoparticles", suspended in a base liquid which is desired to modify or improve certain properties, particularly thermal. There are several kinds of nanoparticles: pure metals (aluminum, copper, titanium, gold, silver, iron ...), metal oxides (alumina, copper oxide, zinc oxide, ...), semiconductors, various ceramics (carbides, nitrides, sulphides ...), carbon nanotubes, fullerenes, diamond, polymers, etc. The nanoparticles are emitted mainly in suspension in water, oil or ethylene glycol.

Some experimental works treat the heat transfer by forced convection Al_2O_3/water nanofluid for various concentrations in circular tube maintained at constant temperature [1] and in microchannels [2]. The experimental results indicate that the coefficient of heat transfer of nanofluid increases with Peclet number, the Reynolds number and the concentration of nanoparticles. The increase in the coefficient of heat transfer is much higher than the results obtained by one-phase model. Other authors simulate the convective transfer in circular pipes with a single phase model [3] and / or two-phase model [4] for different Reynolds number, concentration and diameters of the nanoparticle. Their results confirm the previous results, and show that the coefficient of heat transfer augment with decreasing diameter of the nanoparticles. Some authors study the performance of nanofluids for cooling microchannels for different nannofluides [5] or different concentrations [6-7] their results confirm that nanofluids are preferment than the base liquid.

2. NUMERICAL SIMULATION

The geometry of the present problem is shown in Fig. 1. It consists of a circular tube with a diameter D of 0.01m and the length L of 1m, heated partially at the bottom with a constant heat flux while the top wall is considered adiabatic. In this problem laminar nanofluid flow that is a mixture of water and Al_2O_3 or Ethylene Glycol and Al_2O_3 nanoparticles with different concentrations enters the channel.

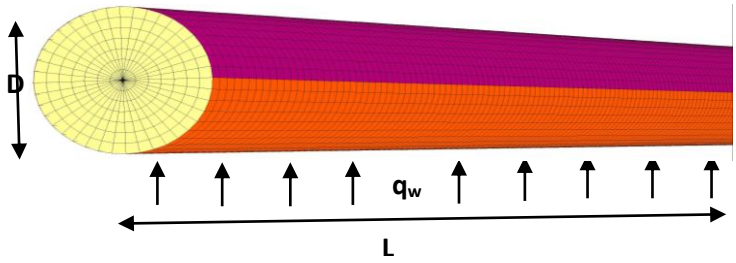


Figure 1. Geometry

The problem is modelled as laminar, steady state and the three-dimensional one phase model for the nanofluid. The governing mass, momentum and energy equations for the nanofluid can be written as follows:

Continuity equation

$$\nabla \cdot \left(\rho_{nf} V \right) = 0$$

Momentum equations

$$\nabla \cdot \left(\rho_{nf} VV \right) = -\nabla \cdot P + \nabla \cdot \left(\mu_{nf} \nabla V \right)$$

Energy equation

$$\nabla \cdot \left(\rho_{nf} C_p VT \right) = \nabla \cdot \left(k_{nf} \nabla T \right)$$

Both phases enter the channel at the inlet with the same uniform axial velocity that is specified according to the flow Reynolds number of 1000. Therefore, for both phases the no-slip and no temperature jump boundary condition at the walls are appropriate for the present study.

For thermal boundary conditions, it is assumed that the nanofluid enters the channel with 293 K and a constant heat flux (5kW/m^2) is applied from the bottom, while the top wall is considered adiabatic. For the channel outlet, the outflow boundary condition is considered for both phases

The thermophysical properties of the nanofluid formulated pertinent to the present study include the density, the specific heat, the thermal conductivity, and the dynamic viscosity, for which the following formulae in terms of the corresponding properties of the base fluid and the nanoparticle:

Density

$$\rho_{nf} = (1-\phi)\rho_{bf} + \phi\rho_p$$

Specific heat

$$C_{pnf} = \frac{(1-\phi)\rho_{bf} C_{pbf} + \phi\rho_p C_{pp}}{\rho_{nf}}$$

Thermal conductivity [8]

$$k_{nf} = \frac{k_p + 2k_{bf} - 2(k_{bf} - k_p)\phi}{k_p + 2k_{bf} + (k_{bf} - k_p)\phi} k_{bf} + 5\times10^4 \beta\phi\rho_{bf} C_{pbf} \sqrt{\frac{\kappa T}{\rho_p d_p}} f(T,\phi)$$

Where $f(T,\phi) = (2.8217\times10^{-2}\phi + 3.917\times10^{-3})\left(\frac{T}{T_0}\right) + (-3.0669\times10^{-2}\phi - 3.91123\times10^{-3})$

$\beta = 8.4407(100\varphi)^{\mathbf{-1.07304}}$ for $\varphi \leq 10\%$

Viscosity [9]

$$\mu_{nf} = A_1 e^{(A_2\phi)} \mu_{bf}$$

Where $A_1 = 0.983$ and $A_2 = 12.959$ for $\varphi \leq 10\%$

In this work, the thermophysical properties of water, Ethylene Glycol and Al_2O_3 are listed in Table 1.

Properties	water	Ethylene Glycol	Al_2O_3
Density	**997**	**1114.4**	**3600**
Thermal Conductivity	**0.613**	**0.252**	**36**
Specific Heat	**4179**	**2415**	**765**
Viscosity	**0.000855**	**0.0157**	**/**

TABEL 1 . Thermophysical properties of nanoparticles and base fluids at T=300k

3. RESULTS

The simulations are carried out in the Fluent 6.3.26 environment.

The thermal conductivity of Al_2O_3/water and Al_2O_3/Ethylene Glycol (EG) as a function of nanoparticle volume concentration (ranging from 0-5%) are plotted in Figure 2. The thermal conductivity of the two nanofluids increases with the volume concentration of the Al_2O_3 nanoparticles. The enhancement increase is linearly

proportional to the particle concentration. Al_2O_3/water has the highest thermal conductivity than that of Al_2O_3/ EG.

Figures 3-5 show the influence of the particle volume concentration ϕ on the wall temperature profile at the different tube sections. From fig 3 we can observe that the temperature of pure water is the highest as compared with all concentrations of Al_2O_3 /water nanofluids studied in this work. Also, it can be seen that temperature decreases with the augmentation of volume concentration of Al_2O_3 / water nanofluid.

Figure 4 shows the profile of temperature for Ethylene Glycol and Al_2O_3/EG nanofluid with different volume concentration. The increasing the volume concentration of nanoparticles can enhance the cooling performance.

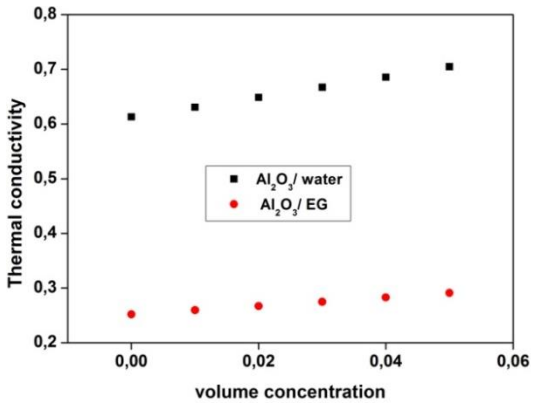


FIGURE 2 .Thermal conductivity for nanofluids in different volume concentration

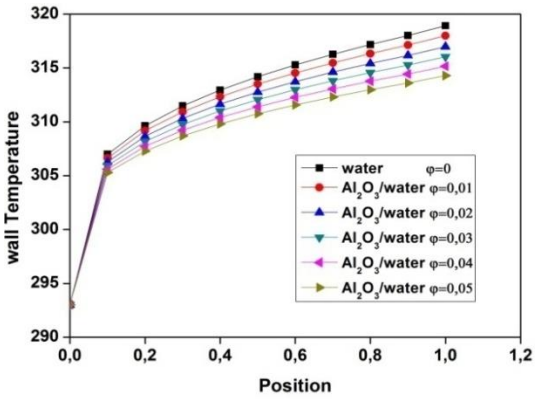


FIGURE 3. Wall emperature profile for water and different concentration of Al_2O_3 / water nanofluid

From fig 5 it is observed that Al_2O_3/water and Al_2O_3/EG nanofluid have the lowest value of temperature while water has the highest value of temperature. As it can be seen, in both nanofluides, considerable increases in temperature are obtained when we use water as base fluid. For example, the temperature of water and Al_2O_3/water for 1% volume concentration is very highest than that of Al_2O_3/EG for a 1% and 5% volume concentration especially at the tube exit.

The average heat transfer coefficient ($h_{av} = \frac{1}{L}\int_0^L h(z)\,dz$) of Al_2O_3/ water and Al_2O_3/EG nanofluids and average Nusselt number ($Nu_{av} = \frac{h_{av} \cdot D}{k}$) are shown in Figures. 6 and 7 respectively.

Where *h(z)* is local heat transfer coefficient computed as: $h(z) = \frac{q}{T(z)_w - T(z)_b}$

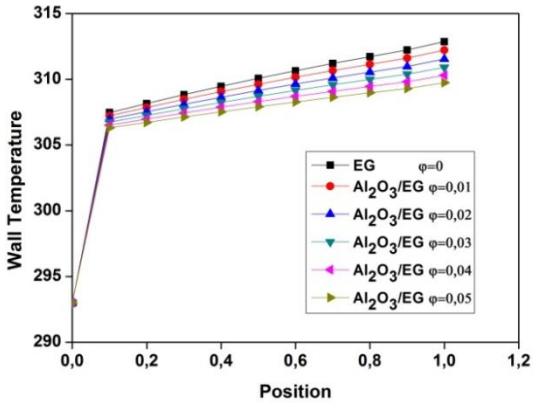


FIGURE 4 .Wall temperature profile for EG and different concentration of Al_2O_3 / EG nanofluid

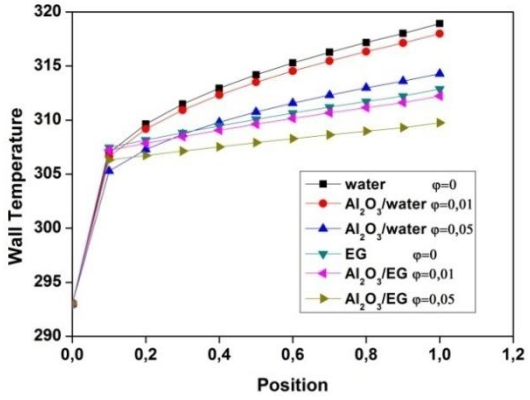


Figure 5 .Wall temperature profile for water, Al_2O_3 / water, EG and Al_2O_3 / EG nanofluids.

figure 6 illustrates the increase in the heat transfer with the increase in nanoparticle volume concentration. This is due to higher convective effects and higher nanoparticle participation in the nanofluid thermal conductivity enhancement, respectively. We can see that the average heat transfer coefficient of Al_2O_3/water is great than that of Al_2O_3/EG nanofluids.

figure 7 shows that there is a big difference between the average Nusselt number of Al_2O_3/water and that of Al_2O_3/EG nanofluids because the thermal conductivity of Al_2O_3/water is highest than that of Al_2O_3/EG.

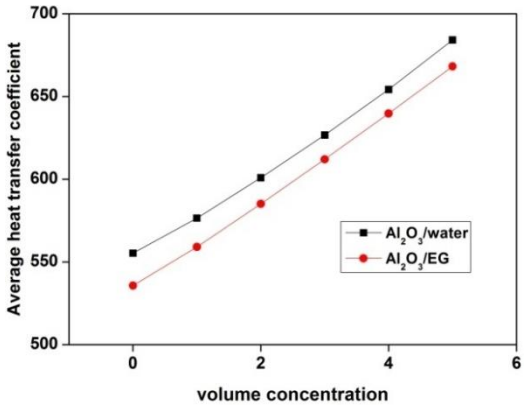


Figure 6 Average heat transfer coefficient for Al_2O_3/ water and Al_2O_3/EG nanofluids in different volume concentration

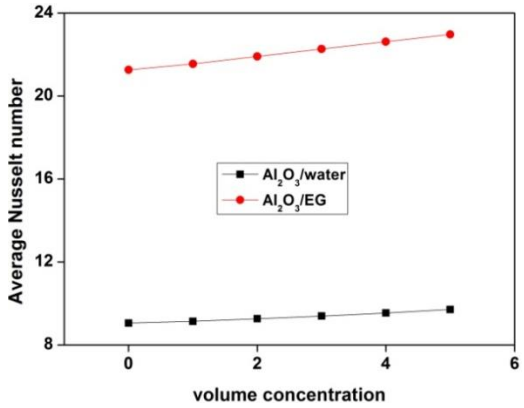


Figure 7 .Average Nusselt number for Al_2O_3/ water and Al_2O_3/EG nanofluids in different volume concentration

4. CONCLUSIONS

Numerical simulations are performed to investigate the laminar flow and heat transfer characteristics of Al_2O_3/water and Al_2O_3/EG nanofluids inside a tube heated partially. The single -phase method is used to simulate the nanofluid flow. The results show that the Al_2O_3/water and Al_2O_3/EG nanofluid have the lowest temperature and the highest heat transfer coefficient. Whereas, pure water has the highest temperature and the lowest heat transfer coefficient. The Al_2O_3/ water has the best performance in terms of heat transfer coefficient than Al2O3/ EG nanofluid. but the Nusselt number of Al_2O_3/EG is great than that of Al_2O_3/water nanofluids. The heat transfer coefficirnt and Nusselt number increased as the nanoparticle volume concentration increased.

REFERENCES

[1] S. Zeinali Heris, M. Nasr Esfahany, S.Gh. Etemad, Experimental investigation of convective heat transfer of Al2O3/water nanofluid in circular tube, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 28, 203–210, 2007.

[2] C.J. Ho, L.C. Wei, Z.W. Li, An experimental investigation of forced convective cooling performance of a microchannel heat sink with Al2O3/water nanofluid, *Applied Thermal Engineering*, 30, 96–103, 2010

[3] S. Tahir, M. Mital, Numerical investigation of laminar nanofluid developing flow and heat transfer in a circular channel, *Applied Thermal Engineering*, 39, 8-14, 2012

[4] Y. He , Y. Men, Y. Zhao , H. Lu , Y. Ding , Numerical investigation into the convective heat transfer of TiO_2 nanofluids flowing through a straight tube under the laminar flow conditions, *Applied Thermal Engineering*, 29, 1965–1972, 2009

[5] H.A. Mohammed , P. Gunnasegaran, N.H. Shuaib, The impact of various nanofluid types on triangular microchannels heat sink cooling performance, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 38, 767–773, 2011

[6] T. Tsai , R. Chein , Performance analysis of nanofluid-cooled microchannel heat sinks, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 28, 1013–1026,2007

[7] J. Li, C. Kleinstreuer, "Thermal performance of nanofluid flow in microchannels", *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 29, 1221–1232, 2008.

[8] R.S. Vajjha, D.K. Das, Experimental determination of thermal conductivity of three nanofluids and development of new correlations, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 52, 4675–4682, 2009.

[9] R.S. Vajjha, D.K. Das, A review and analysis on influence of temperature and concentration of nanofluids on thermophysical properties, heat transfer and pumping power, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 55, 4063–4078, 2012.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds.)

EVOLUTION DE L'USURE DES OUTILS DE COUPE EN FONCTION DES REVETEMENTS

ACHOUR Ali[1], CHEKOUR L[2]

[1] Département Génie Mécanique Université de Constantine 1, 5 Rue Des Cousins Hamrouchi Constantine Algérie,achouralimec@yahoo.fr

[2]Département De Physique Université de Constantine 1, Constantine Algérie, chekourl@umc.edu.dz

RÉSUMÉ

L'optimisation des conditions opératoires par outil coupant doit contribuer largement au développement et à la productivité des techniques avancées d'automatisation de l'usinage, car leur mise en œuvre nécessite une maîtrise suffisante du déroulement du processus et en particulier de l'évolution de l'usure des outils. De plus, les progrès techniques, ont développé l'emploi de matériaux très durs ou réfractaires d'usinabilité difficile, nécessitant des matériaux à outils très résistants.

Mots Clés: *Outil De Coupe, Revêtements Durs, L'usure, Caractérisation De Revêtement.*

NOMENCLATURE

Symboles :

Ra	Rugosité arithmétique, µm	W	Tungstène
Vc	Vitesse de coupe, m/mn	Co	Cobalt
ap	profondeur de passe, mm	Vb	Usure en dépouille, mm
Tin	Nitrure de titane	C	Carbone
Cr	Chrome	Mo	Molybdène
		a	Profondeur de passe

1. INTRODUCTION

Le succès de la lutte contre l'usure d'un outil de coupe, dépend de la compréhension des phénomènes générant cette usure. Ainsi, les progrès dans le domaine des matériaux font apparaître des outils coupants de nature nouvelle, susceptibles d'améliorer la productivité des techniques d'usinage. Leur mise en œuvre nécessite des expérimentations spécifiques, pour évaluer leurs conditions d'emploi optimales. Toutefois, les résultats que l'on pourrait attendre, sont altérés par un certain nombre de facteurs, à savoir, le revêtement, les caractéristiques physiques ou chimiques, les imperfections, etc.

2. CONDUITE DE L'ESSAI

Les essais ont été réalisés au département outillage de l' EN.PMA à El Khroub .Le but recherché consiste à analyser la capacité de coupe des différents matériaux coupants, afin d'augmenter et de satisfaire le caractère complexe et aléatoire du processus de coupe, les essais ont été réalisés avec les spécifications relatives à la pièce à usiner, à l'outil, aux conditions de coupe, à l'usure de l'outil, à l'équipement, au mode opératoire des essais et aux méthodes d'enregistrement et de mesure.

3. CONDUITE DE L'ESSAI

Tour universel : SN40C, ayant une puissance de 6,6 Kw avec variateur de vitesse mécanique. L'usure frontale a été suivie et mesurée approximativement après chaque expérimentation, à l'aide d'un microscope optique d'atelier HAUSSER, équipé d'une table croisée et d'un plateau circulaire, avec une précision de 0.01.

L'usure en cratère a été visualisée à l'aide d'un dispositif équipé d'un comparateur à cadran et d'une pointe, avec une précision de 0,001 mm.

Le palpeur optique à rayon laser, a été utilisé pour l'obtention des topographies des surfaces usées sur trois axes.

Les observations topographiques, l'analyse qualitative et quantitative avec l'identification de divers éléments déposés sur les faciès d'usure ont été observé sur MEB (microscope électronique à balayage).

Les plaquettes utilisées pour les essais sont des plaquettes carbure type P25, et plaquettes carbure de grade P25 revêtues soit TiN soit TiC – de forme triangulaire équilatérale. On a utilisé des rondins de nuance 42CrMo4V HB=257Kg/mm^2.

4. RESULTATS EXPERIMANTAUX

Les différentes analyses mettent en relief les déformations plastiques et les phénomènes interfaciaux au sein du matériau, et obéissent aux lois déjà connues dans la littérature. L'usure est la conséquence de sollicitations très importantes, que l'outil encaisse à l'interface. Ces dernières sont de nature mécanique et nécessitent une aptitude de dureté et de ténacité éminentes et des propriétés thermiques qui auront tendance à dégrader la cohésion du matériau par des réactions de diffusion, de dissociation ou de transfert.

En effet, l'allure des courbes 4 et 5 montrent la variation de l'usure en dépouille et en cratère en fonction des paramètres de coupe. Les courbes expérimentales présentent des allures quasi-linéaires. En effet, l'allure des courbes résultant de l'évolution de l'usure, montre que la mise hors service définitive de l'arête est atteinte généralement, après deux étapes d'évolution et lorsque l'usure atteint 0.2 à 0.5mm. Au delà de cette valeur, le comportement de l'outil devient aléatoire [4, 6].

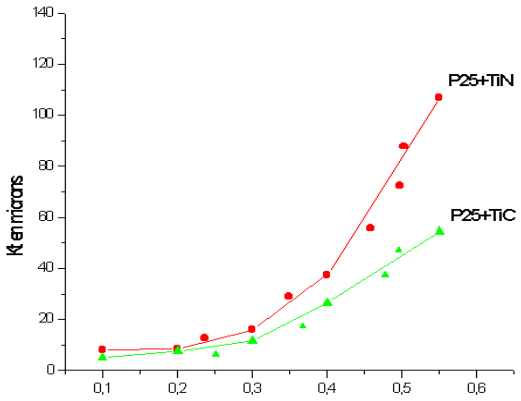


FIGURE 1. Evolution de l'usure Kt en fonction de l'avance

V = 450m/mn; p=1mm; t=40mn sur 42CrMo4v

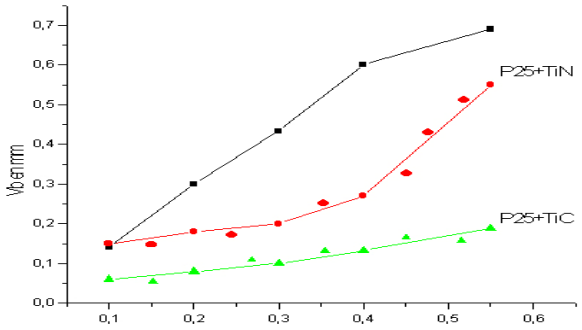


FIGURE 2. Evolution de l'usure Vb en fonction de l'avance
V=450m/mn ; a=0.4mm/tr ; p=1mm ; t=40mn ;
Sur 42Cr Mo4V

5. ANALYSES

5.1. ETAT DE SURFACE

Des analyses de surface ont été effectuées à l'aide d'un rugosimètre optique à rayon laser. Les figures 3 et 4 montrent que La rugosité des outils est schématisée par des aspérités triangulaires dont les creux définissent un volume appelé volume d'Abbott (figure 4). Ces creux vides au départ, se remplissent de débris et selon le taux d'usure peuvent déborder. Ainsi, l'outil s'use autant à l'avant qu'à l'arrière et chaque sillon recueille ainsi la même quantité de débris par unité de distance parcourue le long du contact fait de débris [2]

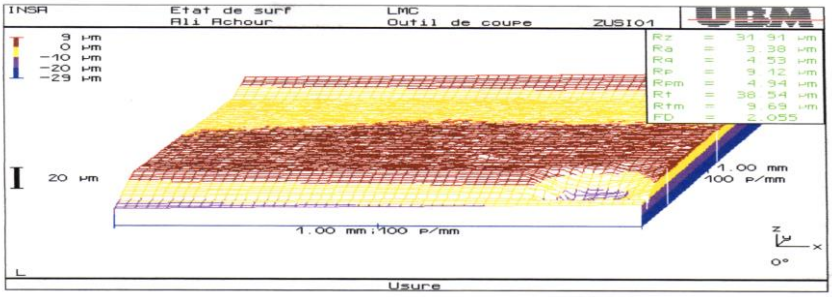


FIGURE 3. Déformation plastique et physico-chimique en 3D
Revêtement TiN.

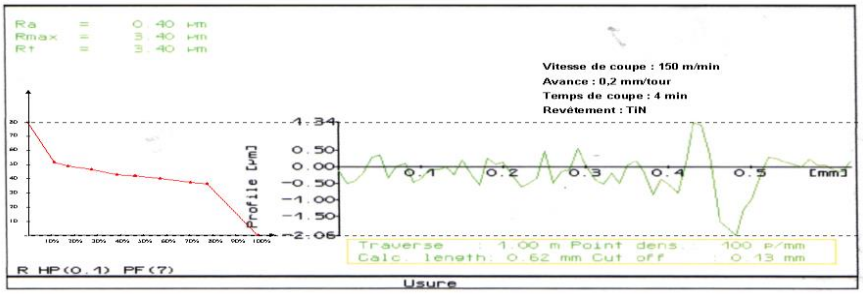


FIGURE 4. Tracé des courbes de rugosité et des courbes d'Abbot
Et Firestone correspondantes.

Les relevés sur profilomètre optique (figure 3et4) mettent en exergue la morphologie de l'état de surface à trois dimensions, de l'arête tranchante. On distingue une topographie très labourée, représentée par quatre

stratifications étagées de couleurs distinctes, le rouge, le jaune, le violet et le bleu, avec une précision dimensionnelle. A travers cette topographie, on distingue aisément les progressions de l'usure des outils de coupe, les imperfections à travers les différents revêtements, les déformations plastiques et physico-chimiques que l'outil subit au cours de l'usinage. La nature et la rugosité des matériaux en contact produisent des particules d'usure dont une partie, sous l'action des écoulements et des pressions dans le contact, adhère à l'outil pour former le film de transfert ou troisième corps (figure 6). Ce film intervient comme condition aux limites et contrôle totalement l'écoulement du troisième corps au cours de l'usinage [1, 2].

5.2. IMAGES ELECRONIQUE

Les micrographies obtenues par MEB, de la face usée des pastilles, illustrent l'influence des paramètres de coupe sur la plaquette. En effet, l'état du bec de l'outil et les défauts d'état de surface résultant des imperfections de la coupe, donnent des ébréchures d'arêtes, un écaillage du revêtement, une usure en cratère et une rugosité de la surface découpée, différente de la rugosité théorique (figure 5). Les matériaux en vis-à-vis, possèdent des duretés très différentes. Les risques de dégradation par labourage, abrasion et transfert conduisent à augmenter la rugosité du couple en contact (figure 6). Lorsque le copeau glisse sur la face de dégagement de l'outil, il y a un frottement intense. Comme tous les frottements, celui-ci crée des élévations de température micro-localisées, des fusions et micro-soudures, ceci peut aboutir au collage d'une certaine quantité du matériau sur l'outil, juste au dessus de la coupe avec formation d'un troisième corps (figure 6). C'est ce qu'on appelle la fausse arête qui en croissant, va complètement changer les caractéristiques de l'usinage, la côte de la pièce finie et l'état de surface. Lorsque cette fausse arête aura trop grandie, elle sera soumise à des efforts tels qu'elle sera arrachée d'un bloc et otée de l'outil (figure 6), on reviendra alors, aux caractéristiques de coupe précédentes. Ce rythme entre la formation d'une fausse arête et son élimination, provoque des irrégulations de surfaces, semblables à des vagues (figure 6). Aussi, le déplacement relatif entre ces surfaces rugueuses ne peut s'obtenir que par fissuration de l'interface ou fissuration des substrats. A cause de l'adhérence, une partie du déplacement peut être accommodée par la déformation plastique des couches superficielles, qui s'écrouissent et qui peuvent être le siège de modification structurale [4, 7].

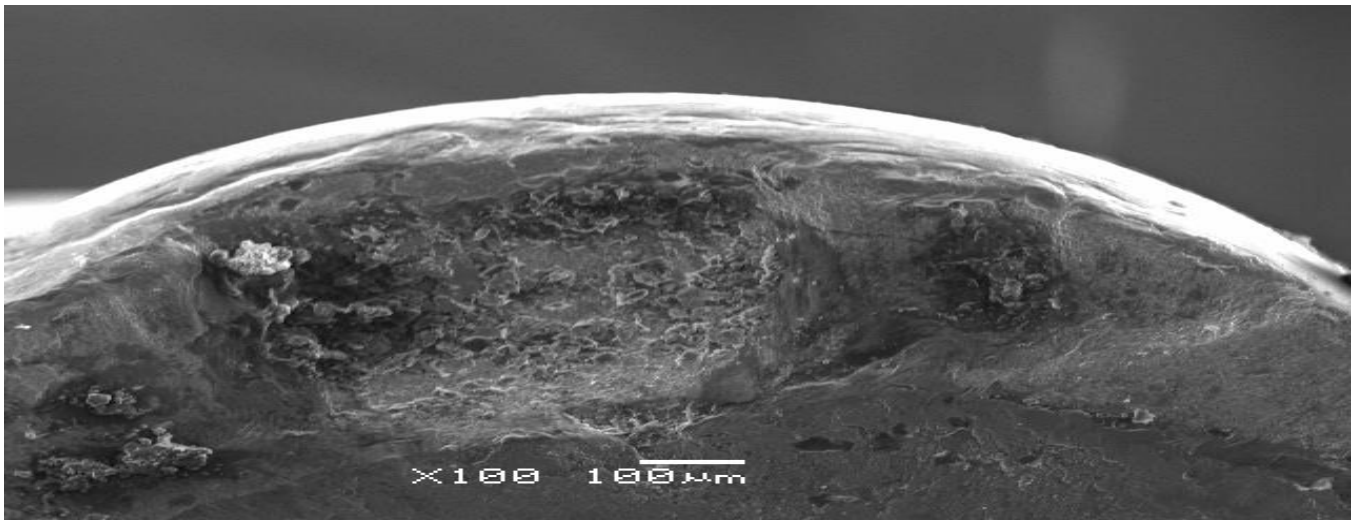
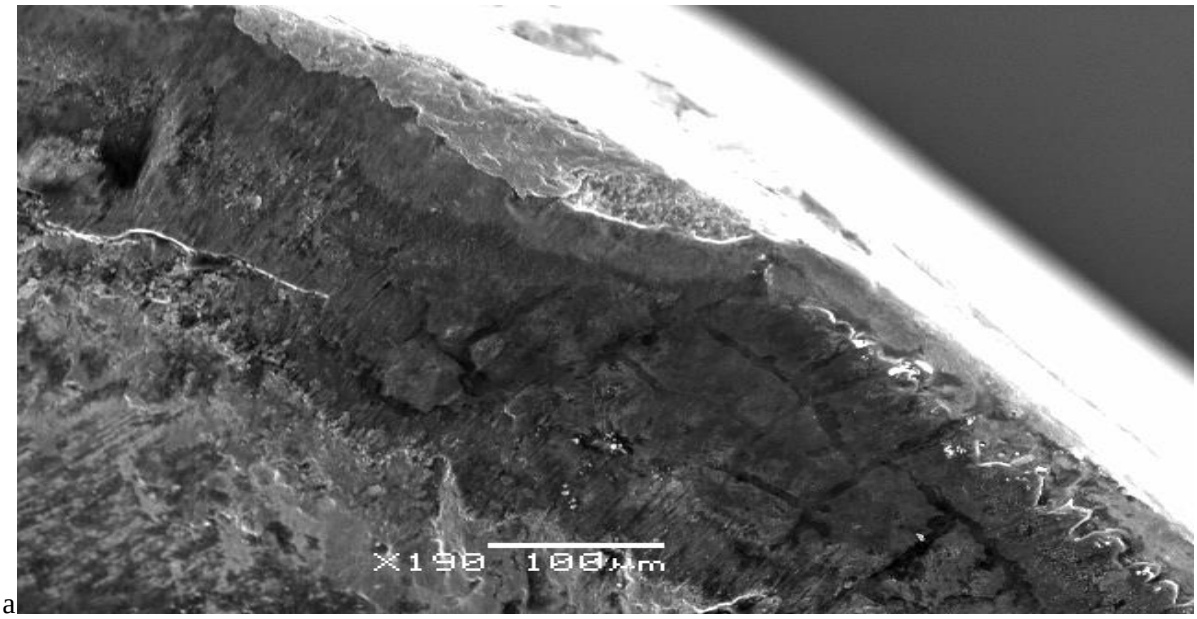
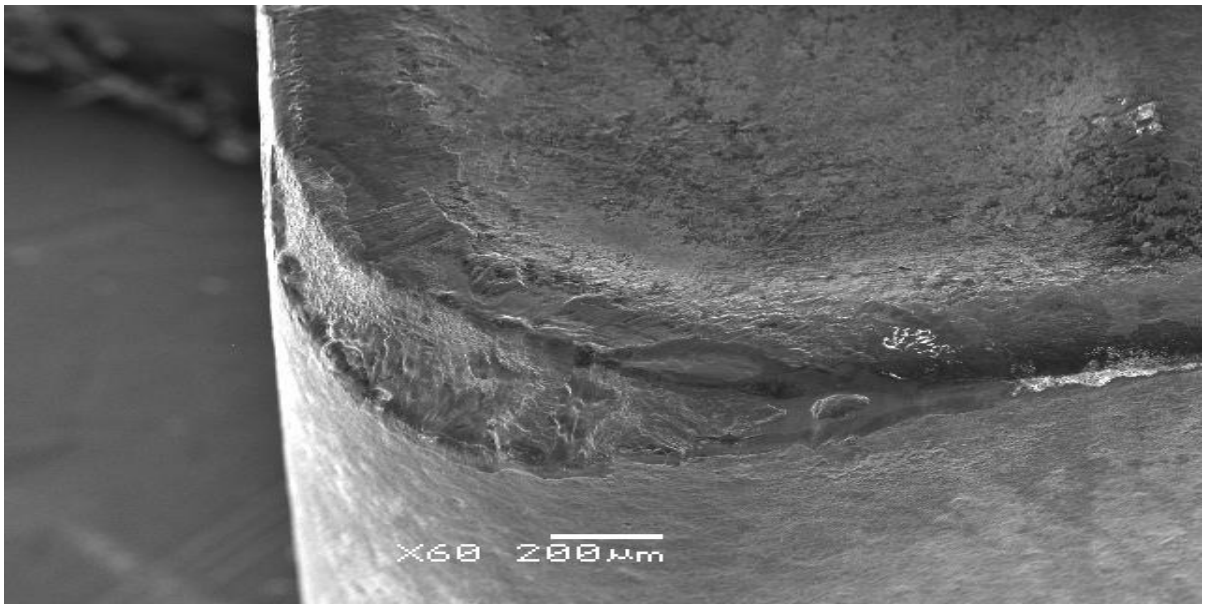


FIGURE 5. Morphologie de la topographie sur MEB de l'usure de l'outil TiN sur 42CrMo4V
V=450m/mn, a=0.4mm/tr, p=1mm, t=40mn
Usure par abrasion et effritement, Usure par fissuration et écaillage

a





b

FIGURE 6. Morphologie de la topographie sur MEB de l'usure de l'outil TiN sur 42CrMo4V ; V=450m/mn, a=0.4mm/tr, p=1mm, t=40mn
a/ Usure en cratère avec formation d'une couche blanche
b/ Usure par ébréchure d'arête en sillon

6. DISCUSSION ET CONCLUSIONS

L'analyse des résultats présentés précédemment est difficile, car les contradictions apparentes sont nombreuses et les données ou lignes directrices de réflexions insuffisantes pour tenter de les concilier. L'obstacle principal provient du fait que chaque essai analysé, se fait avec une optique le plus souvent mono-disciplinaire, ce qui laisse dans l'ombre les éléments d'appréciation propres aux autres domaines. Le premier enseignement est donc,

que toute recherche est pluridisciplinaire. Elle exige la contribution d'un mécanicien, d'un physicien des volumes et des surfaces, et d'un chimiste.

L'analyse de chacune des principales formes d'usure des surfaces devrait permettre d'une part, de rendre un diagnostic sûr, concernant l'origine des détériorations examinées sur les surfaces détériorées et, d'autre part, de proposer un ou plusieurs remèdes destinés à lutter contre une usure ultérieure.

La morphologie des usures obtenues, nous laisse présager qu'un accommodement est à faire entre les résistances de tous les types d'usures et de surcroît le revêtement avec ses critères physico-chimique.

De plus, un aspect morphologique spécifique de la détérioration, même non masqué par des phénomènes secondaires, n'informe pas toujours, sur le type d'usure impliqué. Ainsi, la présence de petites cavités sur une surface peut être due à un processus de fatigue, ou de corrosion de contact, ou d'érosion par cavitation [2, 3].

Nous avons également constaté à travers nos multiples expérimentations que la nature et l'évolution de l'usure des outils de coupe dépendent de nombreux facteurs (vitesse de coupe, géométrie du copeau, nature et géométrie de l'outil, matériaux usinés …); De ce fait, il est très difficile d'établir un critère d'usure, d'emploi très général, pour la détermination du temps effectif de coupe des outils [1, 4].

Cependant, la comparaison des résultats obtenus avec les mêmes matériaux, conduit à des conclusions variées quant à la possibilité d'évolution rapide des paramètres de la loi d'usure des outils; la validité de ces procédures dépend en effet du type de matériau et de la possibilité d'établir un modèle à la fois simple d'expression et suffisamment représentatif, pour décrire l'évolution du processus d'usure.

Les recherches entreprises ces dernières années sur les revêtements pour outils de coupe, ont montré que les revêtements TiC et TiN sont généralement les plus efficaces malgré que, dans certaines circonstances particulières, ces alliages sont extrêmement réactifs (réaction chimique) et dans ce cas on leur préfère un revêtement en Al_2O_3.

Par ailleurs, des recherches sur l'endurance des outils de coupe, ont montré que ces revêtements contribuent à une meilleure tenue des outils. Les vitesses de coupe permises peuvent aller de 15m/mn pour l'ébauche des super-alliages à base de Nickel, jusqu'à 180 m/mn pour le Titane [5].

Enfin, il faudrait souligner par contre que ces revêtements ne sont pas des revêtements miracles, qui excellent à la fois en terme de coefficient de friction, de dureté, de température maximale permise et de stabilité chimique. Il faudrait donc accepter un compromis en ce qui concerne les performances recherchées [6 et 7].

REFERENCES

[1] Y. BOUTIN, *Les matériaux de coupe utilisés pour l'usinage à grande vitesse*, 2001.

[2] P. GUIRALDENQ, *Diffusion dans les métaux, Ecole centrale de Lyon M55*, 2003.

[3] A. COLLAINE, M. SARROCA, *Performance des outils de coupe en usinage à grande vitesse*, 2001.

[4] F. LEROY, *Endommagement des outils de coupe, B.* 7042 – 2004.

[5] G. COVAREL, P. LOUIS, *Etude expérimentale et théorique des relations entre structure et propriétés mécaniques de matériaux TiC et TiN utilisés comme revêtement d'outil, soumis aux conditions extrêmes des processus d'usinage*,2001.

[6] M. GODET, *Extrapolation in tribology, wear*, Vol. 77, pp. 29 – 44, 1982.

[7] B.ROUMESY, C.BEDRIN, *Correlation between evolution of tool wear during machinability fast test, annals of C.I.R.P,* Vol. 28, N° 1979, pp. 1-5

[8] F. LE MAITRE, PH. COCHET, *Mécanisme d'usure et de rupture des outils carbure, 25ème Assemblée générale du C.I.R.P*, Freudenstadt, 27 août 1975.

[9] P. KAPSA et M. CARTIER, *Usure des contacts mécaniques manifestation de l'usure, Technique de l'ingénieur*, BM 5067, 2004.

UTILISATION DU POLYPROPYLENE EXTRUDE PAR LE PROCEDE D'ECAE POUR L'AMELIORATION DU COMPORTEMENT MECANIQUE DE LA CUPULE D'UNE PROTHESE TOTALE DE HANCHE.

Ali BENHAOUA[1, 2,*], Brahim NECIB[1], Ramdane BOULAHIA[2]

[1] Université Frères Mentouri, Laboratoire de Mécanique, Département de Génie mécanique,– Constantine 1, 25000 Constantine, Algerie, alibenhaoua@hotmail.com, necibbrahim2004@yahoo.fr
[2]USTHB/FGMGP/LMA, BP 32 El Alia, 16111 Bab Ezzouar, Alger-Algérie, ramdane.boulahia@gmail.com

RÉSUMÉ

L'augmentation de la durée de vie en service d'une cupule d'une prothèse totale de hanche, passe par l'amélioration de ses performances mécaniques. L'objectif de cet article est d'analyser, par simulation numérique basée sur la méthode des éléments, le comportement mécanique d'une cupule usinée dans un bloc de polypropylène (PP) extrudé à l'état solide à l'aide du procédé d'Extrusion Coudée à Aires Egales (ECAE). Nous présentons les résultats d'une modélisation, par éléments finis réalisée en utilisant le code d'éléments finis ANSYS, du comportement mécanique in-vitro de la cupule d'une prothèse totale de la hanche (PTH). Le polypropylène extrudé à l'état par le procédé d'ECAE a comportement élastoviscoplastiques dont les paramètres sont obtenus expérimentalement par des essais mécaniques de caractérisation. Les résultats obtenus montrent clairement, que l'utilisation du PP extrudé, a donné une meilleure répartition des contraintes-déformations au niveau de la cupule comparés à ceux donnés par un PP vierge. Ceci peut être expliqué par l'augmentation de la ductilité du matériau après une extrusion.

Mots-Clés : *Cupule, Eléments finis, Extrusion coudée à aires égales, Polypropylène, Prothèse totale de la hanche*

NOMENCLATURE

Symboles :	**Lettres grecques :**
PP polypropylene	φ angle du coude entre [deg]
V vitesse d'extrusion [mm/mn]	ψ angle du coin [deg]
F effort d'extrusion [N]	α direction de chargement [deg]
E_p pente du durcissement [Mpa]	υ coefficient de poisson
E module du Young, [Mpa]	σ_e limite élastique [Mpa]

1. INTRODUCTION

Le polypropylène (PP) fait partie de la classe des polyoléfines. C'est l'un des quatre thermoplastiques les plus utilisés avec le polyéthylène (PE), le polystyrène (PS) et le poly chlorure de vinyle (PVC). L'utilisation des polymères est devenue de plus en plus courante dans de multiples domaines d'activités. La légèreté et le faible coût des polymères font de ce type de matériau l'un de plus utilisé. La stabilité de ces propriétés dans le temps est un facteur déterminant pour une utilisation industrielle. Parmi ces matériaux, nous nous sommes intéressés au polypropylène (PP) qui est un polymère thermoplastique semi-cristallin.

Le polypropylène se caractérise par plusieurs propriétés intéressantes comme une faible densité, une relative stabilité thermique et une bonne résistance à la dégradation grâce auxquelles le large champ de ses applications industrielles en fait un des polymères le plus utilisé [1].

L'objectif principal de ce travail est de simuler le comportement mécanique in-vitro d'une cupule fabriquée dans un polypropylène extrudé à l'état solide.

2. MATERIELS ET METHODES

2.1. PROCEDE D'EXTRUSION COUDEE A AIRES EGALES (ECAE)

Le processus d'extrusion angulaire à aires égales (ECAE) a été utilisé pour la première fois par *Segal* au début des années 80 [2,3]. Pour les métaux, le processus d'ECAE permet le raffinement de la microstructure des matériaux. Dans le cas des polymères, l'ECAE donne une orientation des chaines macromoléculaires [2-6].
Le principe consiste donc, à extruder un matériau dans une matrice composée de deux canaux à sections égales formant un angle φ généralement compris entre 90° et 135°. Un second angle ψ, caractérisant l'angle au coude de la matrice. Il définit la forme circulaire de raccordement des deux canaux (figure 1). L'un des avantages de ce procédé, c'est que la géométrie de l'échantillon extrudée n'est pas modifiée et la section après extrusion reste conservée. Pour atteindre des déformations très importantes il suffit de multiplier le nombre de passes [2,3]. Le polypropylène (PP), traité par le procédé d'ECAE est utilisé pour la conception et la modélisation d'une nouvelle cupule de la prothèse totale de la hanche.

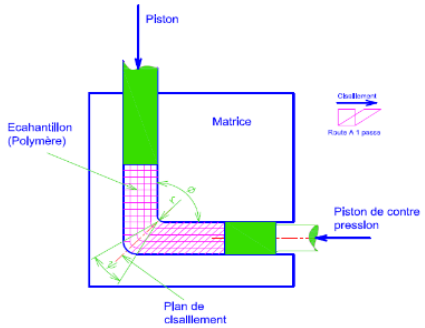


FIGURE 1. Représentation schématique de processus de l'ECAE (φ: angle canal, r: rayon intérieur et ψ angle externe de coin) [2,3]

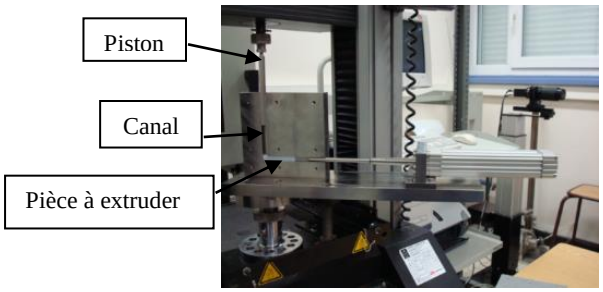


FIGURE 2. Dispositif expérimental d'extrusion angulaire à section constante [2,3]

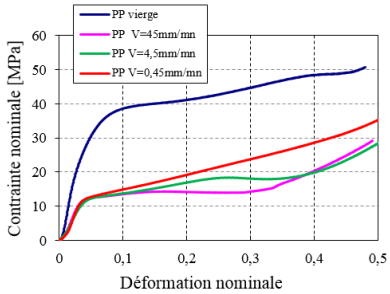


FIGURE 3. Evolutions de la contrainte en fonction de la déformation des échantillons de PP vierge et du PP extrudé à différentes vitesses d'extrusion [2,3]

Le PP extrudé est obtenu en utilisant le dispositif expérimental développé par les membres du Laboratoire de Mécanique Avancée LMA/USTHB (figure 2) [2,3].Ce dispositif permet d'extruder des échantillons de forme de parallélépipèdes de section carrée de 10 mm de côté sur une longueur de 100 mm, sont extrudés à température ambiante, à différentes vitesses à l'aide d'une machine de traction/compression. La figure 3 montre la loi de comportement du PP à différentes vitesses d'extrusion à la température ambiante [2]. Les propriétés mécaniques du PP extrudé sont résumées dans le tableau 1 ci-dessous.

2.2. SIMULATION NUMERIQUE ET CONDITIONS LIMITES

Par une simulation numérique basée sur la méthode des éléments finis, nous allons réaliser une étude compative du comportement mécanique d'une cupule de PTH en polypropylène pour deux cas de figure, cupule en polypropylène vierge et cupule en polypropylène extrudé à l'état solide. Notre modèle, est composé de la géométrie tête-cupule, ou la force F est appliquée au centre de la tête fémorale. Afin d'être le plus proche du modèle réel, la cupule a un diamètre extérieur de 50 mm et un diamètre intérieur de 22,1 mm, par contre, le diamètre de la tête fémorale est de 22 mm [7,8]. Le modèle géométrique du couple cupule tête fémorale est donné par la figure 4. Le modèle éléments finis est illustré dans la figure 5 ci-après [9,10].

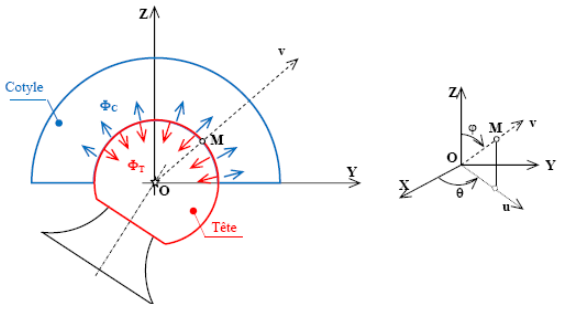
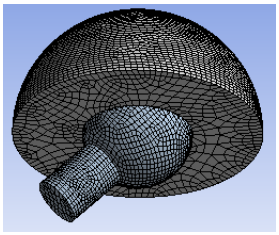


FIGURE 4. Modélisation du couple cupule tête fémorale



Tete fémorale :
Nombre des éléments 19166
Nombre de nœuds 64624

Cupule:
Nombre des éléments 41528
Nombre de nœuds 139364

FIGURE 5. la discrétisation du modèle en éléments finis

2.3 CONDITIONS AUX LIMITES ET DE CHARGEMENT

Tout calcul par éléments finis nécessite la définition des conditions aux limites. Afin d'approcher le cas réel du chargement, la force F est appliquée le long de la cupule au centre de la tête fémorale. Le cas du chargement analysés dans cette étude correspondent à F=3500N et α= 45° [10,11]. La cupule est encastrée sur son bord extérieur.

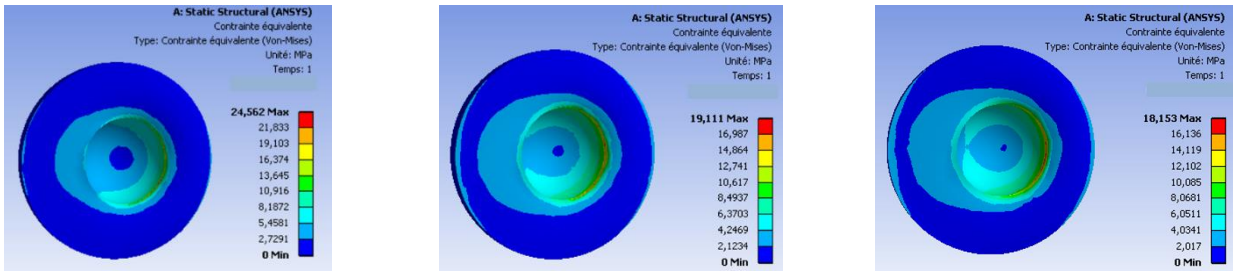
Désignation	Module du Young E (MPa)	Coefficient de poisson (υ)	Limite élastique σe (MPa)	Pente du durcissement E_p (Mpa)
Tête fémorale : Alliage à base de Cr-Ni-Mo	210 000	0,3		
Cupule avec PP vierge	1120	0,4	28	56,11
Cupule avec PP extrudé V=0,45 mm/min	160	0,4	16	12
Cupule avec PP extrudé V=4,5 mm/min	150	0,4	16	30

TABLEAU 1. Caractéristiques mécaniques des matériaux utilisés (Tête fémorale, cupule)

3. RESULTATS

Pour simuler le comportement en service d'une prothèse totale de hanche, il est nécessaire de définir en premier lieu, sa nature, son positionnement (l'orientation par rapport à un axe global, etc.), son milieu environnant (les éléments de contact, les muscles, etc.), les éléments qui la constitue (fémur, bassin, etc.), les propriétés mécaniques de chaque élément et enfin les charges qui lui sont directement appliquées [7-11].
L'analyse des résultats obtenus nous a permis de vérifier la véracité de notre proposition, qui consiste à usiner une cupule dans un PP extrudé. Nos calculs ont été réalisés pour une orientation de cupule de 45°, et une force de sollicitation de 3500 N [10,11].

Pour mettre en relief l'état de la cupule, nous avons cherché à étudier l'évolution de la contrainte de Von Mises le long de longueur de la pièce suivant la direction principale de chargement, pour trois différents cas : PP vierge, PP extrudé à V= 0,45 mm/mn et PP extrudé à V =4,5 mm/mn.
La figure 6 illustre la répartition des contraintes équivalentes de Von Mises dans la cupule. Après la surcharge, la contrainte atteinte une valeur maximale de 24,56 MPa dans le cas d'une cupule vierge, et une valeur minimale de



PP vierge PP extrudé à 0,45 mm/mn PP extrudé à 4,5 mm/mn

FIGURE 6. Contraintes équivalente de Von Mises d'une coupule en service

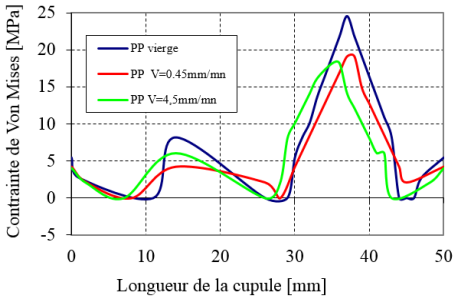
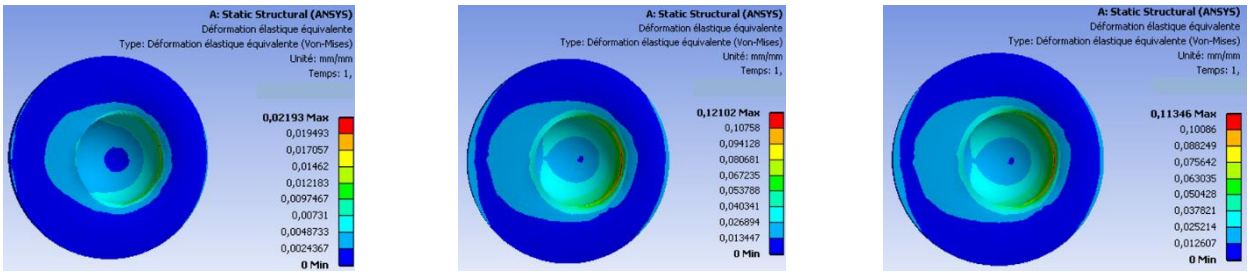


FIGURE 7. Evolution des contraintes équivalentes de Von Mises le long de l'axe x

18,15 MPa dans le cas d'une cupule usiné dans un PP extrudée avec une vitesse d'extrusion de V= 4,5mm/mn. Dans le cas du PP extrudé on relève moins de concentration de contrainte, cette diminution est très significative pour la vitesse de 4,5mm/mn. Cette évolution est confirmée par les courbes de la figure 7.

Les figures 8 et 9 illustrent la répartition de déformation élastique équivalente dans la pièce cotyloïdienne. La déformation atteinte une valeur maximale de 0,121 dans le cas d'une cupule extrudée à une vitesse 4,5 mm/mn, et une valeur minimale de 0,0219 dans le cas d'une cupule vierge. On relève que les déformations engendrées au niveau de la cupule en PP extrudé sont supérieures à celle engendrée au niveau de cupule vierge.



PP vierge PP extrudé à 0,45 mm/mn PP extrudé à 0,45 mm/mn

FIGURE 8. déformation éléstique équivalente d'une coupule en service

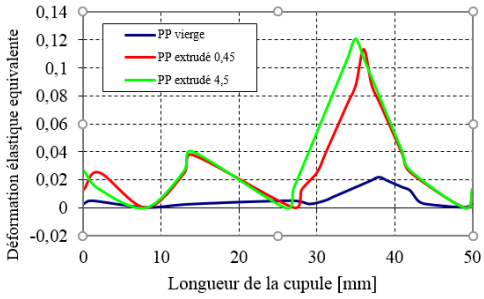


FIGURE 9. Evolution de la déformation éléstique équivalente le long de l'axe x

La figure 10, 11 montrent la répartition des contraintes principales maximales sur la surface d'une cupule. Les contraintes de traction et de compression sont représentées par les contraintes principales, qui ne sont autres que les valeurs propres du tenseur des contraintes.

Les résultats obtenus montrent que le niveau de contrainte (traction et compression) maximale engendrées au niveau de la zone périphérique de la surface interne, dans le cas d'une cupule extrudée est inférieur à celle engendrée au niveau de la cupule vierge. La contrainte de tension atteinte une valeur maximale de 10,15 MPa dans le cas d'une cupule vierge, et une valeur minimale de 8 MPa dans le cas d'une cupule extrudée.
La contrainte de compression atteinte une valeur maximale de 6,13 MPa dans le cas d'une cupule vierge, et une valeur minimale de 3,89 MPa dans le cas d'une cupule extrudée.

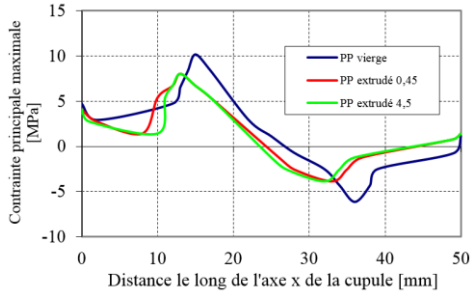


FIGURE 10 .Evolution des contraintes principales maximales le long de l'axe x

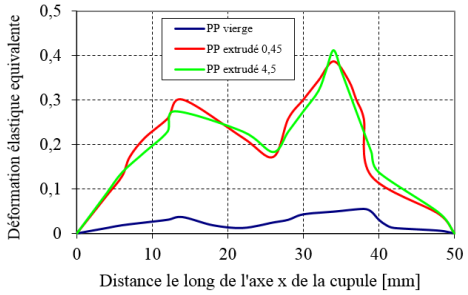


FIGURE 11.Evolution des déformées totales le long de l'axe x

4. CONCLUSION

Ce travail de recherche avait pour objectif d'aborder le comportement mécanique in-vitro des cupules d'une PTH. Ces dernières sont usinées en polypropylène (PP) extrudé à l'état solide, traité par le procédé d'Extrusion Coudée à Aires Egales (ECAE) en vue de d'étudier l'effet des nouvelles propriétés mécaniques du matériau extrudé sur les sollicitations que subit la cupule d'une prothèse totale de la hanche. L'analyse du comportement in-vitro nous a permis de :

- ✓ déterminer la répartition des contraintes engendrées le long de la cupule de prothèse totale de hanche
- ✓ la localisation du point chaud et l'évaluation de l'amplitude de la contrainte et déformations au niveau de la cupule, généralement contrainte responsable de la défaillance et même parfois de la rupture de la cupule en service,

Les résultats obtenus nous ont permis essentiellement d'analyser la répartition des contraintes en comparant le niveau de contraintes pour les cas analysés. Nous utilisons pour la modélisation numérique le code de calcul par élément finis ANSYS. La simulation numérique par la méthode des éléments finis, nous a permis aussi de décrire d'une façon bien claire et détaillée le comportement mécanique d'une cupule d'une prothèse totale de hanche fabriquée en polypropylène extrudé à l'état solide. Le but de l'extrusion est double:

- ✓ améliorer les propriétés mécaniques du nouveau matériau, comme la ductilité par exemple,
- ✓ réorienter les chaînes macromoléculaires du nouveau matériau, pour créer des orientations privilégie de chaînes macromoléculaires.

D'après les résultats obtenus on voit clairement qu'on a une meilleure répartition des contraintes au niveau de la cupule extrudée, ceci peut être expliqué par l'augmentation de la ductilité du matériau après extrusion.

Le nouveau matériau offre la possibilité d'éviter la concentration des contraintes excessives au niveau de la cupule. Le nouveau matériau offre, donc, une meilleure répartition des contraintes, ces dernières engendrées par le transfert de charge de la partie supérieure du corps humain à la partie inférieure lors de la marche.

REFERENCES

[1] P. COMBETTE, I. ERNOULT, Livre : Physique des polymères Tome 1 : Structure, fabrication, emploi, *Presses internationales Polytechnique* (2005).

[2] R. BOULAHIA et al. Deformation behaviour and mechanical properties of polypropylene processed by equal channel angular extrusion: Effects of back-pressure and extrusion velocity, *The Jornal of Polymer* 50 (2009) 5508–5517.

[3] BOULAHIA et al. Successive translucent and opaque shear bands accompanied by a pronounced periodic waves observed in a polypropylene (PP) processed by single ECAE pass. *The Journal of Advanced Materials Research* Vol. 423 (2012) pp 12-25

[4] F. Bouaksa, C. Ovalle Rodas, F. Zaïri, G. Stoclet, M. Naït-Abdelaziz, J.M. Gloaguen, T. Tamine, J.M. Lefebvre, Molecular chain orientation in polycarbonate during equal channel angular extrusion : Experiments and simulations, Computational Materials Science 85 (2014) 244–252

[5] Jianhui Qiu et al (2012), '' Plastic deformation mechanism of crystalline polymer materials in the equal channel angular extrusion process'', Journal of Materials Processing Technology 212 (2012) 1528– 1536

[6] V. A. Beloshenko & Yu. V. Voznyak & I. Yu. Reshidova & M. Naït-Abdelaziz & F. Zairi, Equal-channel angular extrusion of polymers, J Polym Res (2013) 20 :322

[7] KADI et al. Comportement mécanique in-vitro des tiges fémorales standard et anatomique implantées dans un fémur humain, Laboratoire de Mécanique Avancée (LMA), *Matériaux 2006* 13-17 Novembre 2006 – Dijon, France

[8] M. Kadi , R. Boulahia , K. Azouaoui, N. Ouali, A. Ahmed-benyahia , T. Boukharouba, Mechanical Behavior Simulation of Hip Prostheses Stress Distributions Analysis, Fracture of Nano and Engineering Materials and Structures, Proceedings of the 16th European Conference of Fracture, Alexandroupolis, Greece, July 3–7, 2006, Springer 2006, DOI 10.1007/1-4020-4972-2_207

[9] Hannes A. Rüdiger, MD, Valérie Parvex, MSc, Alexandre Terrier, PhD, Impact of the Femoral Head Position on Moment Arms in Total Hip Arthroplasty: A Parametric Finite Element Study, The Journal of Arthroplasty 31 (2016) 715–720

[10] Volodymyr Pakhaliuk, Alexander Polyakov, Mykhaylo Kalinin, Vadym Kramar, Improving the Finite Element Simulation of Wear of Total Hip Prosthesis' Spherical Joint with the Polymeric Component, Procedia Engineering 100 (2015) 539 – 548

[11] Yi-Tsung Lin, James Shih-Shyn Wu, Jian-Horng Chen, The study of wear behaviors on abducted hip joint prostheses by an alternate finite element approach, Computer methods and programs in biomedicine 131(2016) 143–155.

ELIMINATION D'UN COLORANT ACIDE EN MILIEU AQUEUX PAR UN PROCEDE D'OXYDATION CHIMIQUE CATALYSEE PAR UN POLYOXOMETALLATE DE TYPE DAWSON

GRABSI Mohammed, ZABAT Nacéra

Faculté Des Sciences De L'ingéniorat, Laboratoire de Recherche Génie de L'environnement, Département De Génie des Procédés, Université de Annaba B.P 23000, Annaba ; Algérie.
E-mail: grabsi2010@yahoo.com

RÉSUMÉ

Dans ce travail, nous contribuons à l'élimination de certaines substances toxiques telle queles molécules organiques se trouvant dans les eaux polluées, par l'application d'un procédé d'oxydation catalytiqueen phase homogène, en utilisant un matériau de type polyoxométallate (POM) synthétisé de type Dawson ($\alpha_2P_2W_{17}O_{61}Co)^{8-}$comme catalyseur, vis à vis de la décoloration del'indigo carmine en présence d'un oxydant de peroxyde d'hydrogène (H_2O_2).

Afin d'améliorer le rendement de cette réaction d'oxydation catalytique, les paramètres suivants ont été optimisés :

- pH initial de la solution aqueuse ;
- Masse du catalyseur ;
- Concentration de l'oxydant ;
- Concentration du colorant ;

Le rendement obtenu est très satisfaisant, il est de 82%.

Mots Clés: Oxydation catalytique; pollution des eaux; polyoxométallates;H_2O_2 ; indigo carmine

1. INTRODUCTION

L'eau est un élément vital dont l'importance au niveau planétaire est sans cesse rappelée. C'est pour cette raison, un volet important est réservé à la protection et à la préservation des ressources en eaux. La pollution des eaux par les activités industrielles et agricoles constitue un sujet de préoccupation majeur de nos sociétés développées, de ce fait, des vastes sujets d'étude pour réduire cette pollution à la source si possible ou dans les effluents si nécessaire avec des traitements curatifs sont appropriés.

Parmi les industries consommatrices d'eau en grande quantité, on trouve celle du textileen tête de liste PETRINIC et al, [1] ont indiqué que cette quantité est de l'ordre de 200 L d'eau par kg de produit textile fini. Les colorants réactifs sont solubles et anioniques en solution aqueuse. L'eau polluée provenant des chaînes de finition, de teinture et de lavage dans les industries textiles, constitue une source importante de pollution. Ce rejet liquide a généralement une couleur intense, un pH élevé, une quantité importante des particules en suspension et une forte demande chimique en oxygène.

L'industrie textile utilise environs 10 000 types de colorants, la majorité est constituée de substances toxiques qui présentent un danger autant pour l'homme que sur la vie aquatique.
Un pourcentage (15 %) de ces colorants utilisés sont retrouvés dans les rejets liquides à destination des ruisseaux, rivières, fleuves et mers. Ces eaux doivent donc être traitées avant leur décharge finale, pour des raisons environnementales et légales. [2]
Durant la dernière décennie, beaucoup de recherches ont porté sur une nouvelle classede techniques d'oxydation: les procédés d'oxydation catalytique. Ces technologies ont déjà montré leur potentiel dans le traitement de polluants organiques toxiques. [3]
Les polyoxométallates (POMs), quant à eux, forme une classe unique de clusters inorganiques, ils sont utilisés dans des domaines divers que l'analyse chimique, la médecine (activité anti HIV), et la catalyse; ce dernier domaine est de loin le plus développé.. Grace à leurs propriétés physicochimiques spécifiques [2], les polyoxométalates présentent plusieurs avantages comme catalyseurs. En fait, ils peuvent être utilisés en catalyse d'oxydation [4]. Dû à leurs structures à liaison métal-oxygène.Ils sont formés de métaux de transition à haut degré d'oxydation [Mo(VI) ; W(IV) ; V(V)]…etc. Les polyoxométalates sont des catalyseurs d'oxydation très efficaces et qui nécessitent des oxydant tel que l'oxygène O_2, peroxyde d'hydrogène H_2O_2…etc. Ils peuvent être présentés sous le systéme [H_2O_2 / POM(métal)]. L'avantage de ce système est que les sous-produits de réaction sont très peu toxiques[5].
L'objectif principal de cetravail estl'élimination d'un colorant indigoïde en milieu aqueux par oxydation chimique en utilisant H_2O_2,en présence d'un polyoxométallate (POM) de type Dawson comme catalyseur. Les paramétres variés pour l'étude de cette réaction d'oxydation sont comme suit:
pH initial de la solution aqueuse ; Masse du catalyseur ; Concentration de l'oxydant ; Concentration du colorant.

2. METHODE EXPERIMENTALE

Préparation des catalyseurs HPA

Le composé saturé $(\alpha_2P_2W_{18}O_{62})^{6-}$ et le composé de lacunaire $(\alpha_2P_2W_{17}O_{61})^{10-}$ ont été préparés selon les méthodes décrite dans la littérature [6]. L'hétéropolyanion $(\alpha_2P_2W_{17}O_{61}\ Co)^{8-}$ a été préparé par l'addition du chlorure de cobalt ($CoCl_2$) sur le composé de lacunaire $(\alpha_2P_2W_{17}O_{61})^{10-}$[7]. L'hétéropolyanion monovacant $(\alpha_2P_2W_{17}O_{61})^{10-}$correspond à l'élimination d'un groupe oxométaliqueWO$_4^{2-}$ (figure : 01).

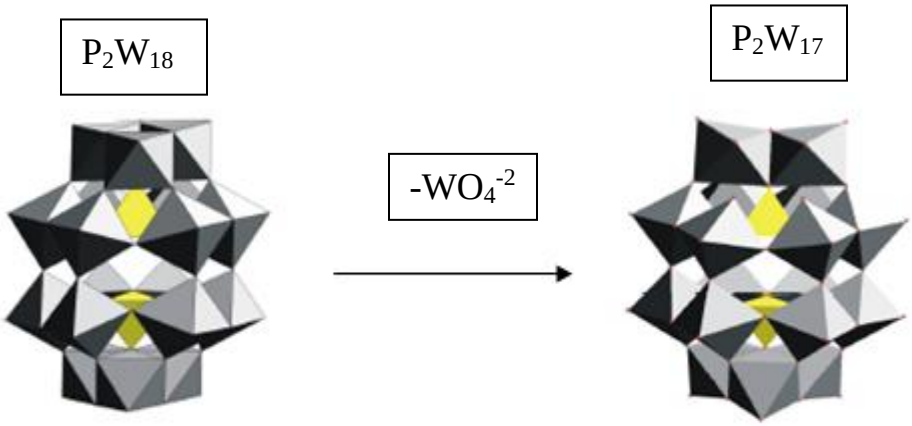


Figure 01 : Structures des polyoxométallates

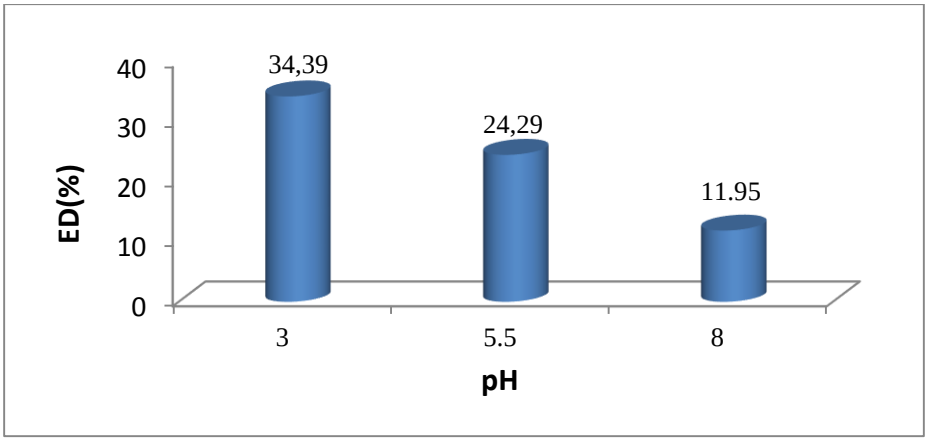
3. RESULTATS

L'étude de la dégradation de l'indigo carmine par H_2O_2 en utilisant $(\alpha_2P_2W_{17}O_{61}\ Co)^{8-}$comme catalyseur est influencée par les paramètres mentionnés ci-dessus. Pour optimiser ces paramètres, l'efficacité de décoloration a été suivie.
Tous les paramètres ont été maintenus constants sauf le paramètre à optimiser. L'efficacité de décoloration est déterminée par le rapport suivant:

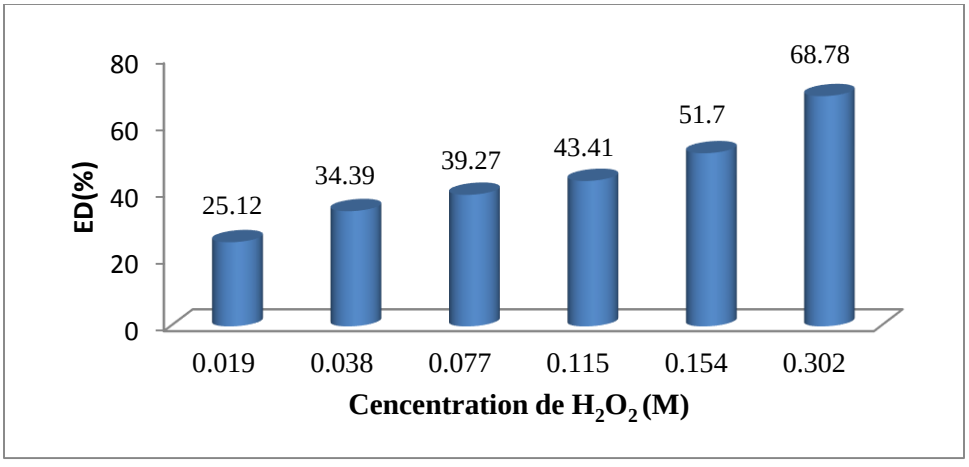
$$ED = (C_i – C_f / C_i) \times 100 \quad \text{..... (1)}$$

Où ED, C_i, C_f sont l'efficacité de décoloration, la concentration initiale et la concentration finale de l'indigo carmine.

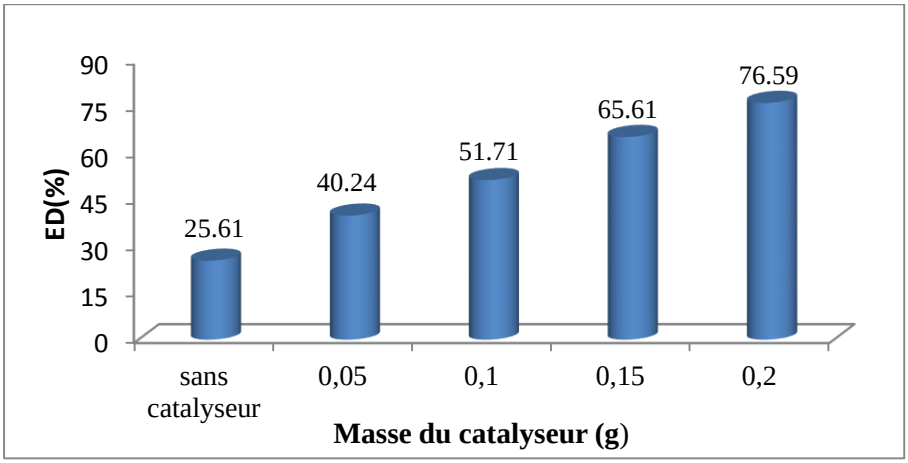
a) Effet de pH



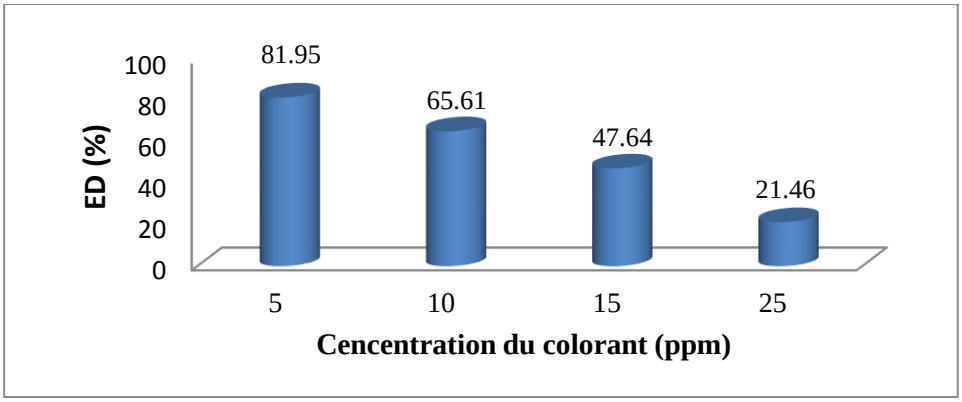
b) Effet de la concentration de H_2O_2



c) Effet de la masse du catalyseur



d) Effet de la concentration initiale de l'indigo carmine



4. CONCLUSION

Cette étude présente une approche en catalyse homogène pour la dégradation d'un colorant indigoïde au moyen de l'oxydation.

Le nouveau polyoxométallate synthétisé de type Dawson $(\alpha_2P_2W_{17}O_{61}Co)^{8-}$ a été utilisé avec succès comme catalyseur pour l'oxydation de l'indigo carmine par le peroxyde d'hydrogène (H_2O_2) en milieu acide et à la température ambiante.

L'étude des conditions optimales favorisant la réaction d'oxydation de ce colorant a conduit aux résultats suivants :

- PH initial de la solution: pH=3.
- La masse du catalyseur ($\alpha_2P_2W_{17}O_{61}Co)^{8-}$est égale à 0,15 g.
- Concentration de(H_2O_2) est égale à 0,154 M.
- Concentration initiale de l'indigo carmine est égale à 5 ppm.

Après 180 minutes de temps de réaction ; approximativement 82% de l'indigo carmine a été éliminé.

REFERENCES

[1] I. PETRINIC, N. P. RAJ ANDERSEN, S. SOSTAR-TURK et A. M. LE MARECHAL. The removal of reactive dye printing compounds using nanofiltration. Dyes Pigments, 74 (2007) 512-518.

[2] Y. CHEN-LU et J. M. C GARRAHAN. Electrochemical coagulation for textile effluent decolorization. J. Hazard. Mater., B127 (2005) 40–47.

[3] I. ARSLAN et I. A. BALCIOGLU . Degradation of commercial reactive dyestuffs by heterogenous and homogenous advanced oxidation processes: a comparative study. Dyes Pigments, 43 (1999) 95–108.

[4] S. L. MARCO, A. DIAS ALBINO, A. SAMPAIOB, C. AMARALB et J. A. PERESA . Degradation of a textile reactive azo dye by a combined chemical–biological process: Fenton's reagent-yeast. Water Res., 41 (2007) 1103-1109.

[5] M.MURUGANANDHAM. et M. SWAMINATHAN . Photochemical oxidation of reactive azo dye with UV–H_2O_2 process. Dyes Pigments, 62 (2004) 269–275.

[6] M. Abbessi, Thèse de doctorat, Université´ de Paris, 1989

[7] B. Keita, E. Abdeldjalil, L. Nadjo, B. Avisse, R. Contant, J. Canny, M. Richet, Electrochem. Commun. 2, 145 (2000)

ETUDE DU COMPORTEMENT THERMIQUE DES PLAQUES EN MATERIAUX FONCTIONNELLEMENT GRADUES EN UTILISANT UNE THEORIE D'ORDRE ELEVE

Mohamed BOURADA[1], Fouad BOURADA[2], Fatima BOUNOUARA[3], Bouazza FAHSI[1], A.TOUNSI[3],

[1] Laboratoire de modélisation et simulation multi-échelles, Université de Sidi Bel Abbes
[2] Centre Universitaire Belhadj Bouchaib Ain Témouchent-Algérie
[2]Laboratoire des Matériaux et Hydrologie, Université de Sidi Bel Abbes
e-mail : med_bourada@yahoo.fr

RÉSUMÉ

L'intérêt de ce travail est l'utilisation d'une nouvelle théorie des plaques à quatre variables pour l'étude du flambement thermique des plaques sandwiches en FGM. Contrairement aux autres théories, la présente méthode donne quatre équations d'équilibre. Le nombre d'inconnues est seulement quatre, contrairement aux autres théories de déformation de cisaillement qui utilisent cinq inconnues. De plus, la présente méthode suppose une variation quadratique et satisfait la nullité de la contrainte de cisaillement transversale dans les surfaces de la plaque. Les propriétés mécaniques telles que le module de Young et le coefficient de dilatation thermique sont supposées être variables à travers l'épaisseur selon une loi de puissance, la couche centrale est en matériau homogène est isotrope. Dans ce travail, cette couche est en céramique. Le chargement thermique est linéaire de température à travers l'épaisseur de la plaque. L'influence des rapports des dimensions, l'indice matériel, le type de chargement et le type de la plaque sur la température critique des flambements est analysé et étudié.

Mots Clés: plaques, théories des plaques, flambement thermique.

NOMENCLATURE

Symboles :

$P^{(n)}$ propriété matériel
$V^{(n)}$ Fraction Volumique
T_{cr} Temperature Critique
γ Facture Non Linéarité

Indices / Exposants :

k Indice materiel
n nombre des couches

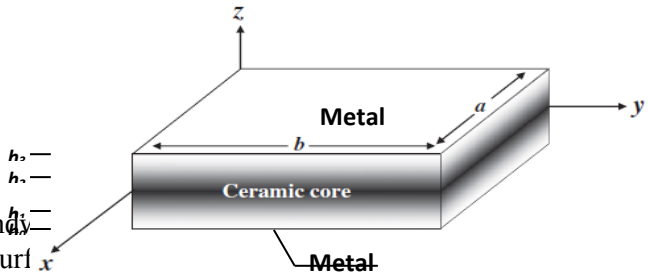
1. INTRODUCTION

L'objet de toute théorie est le calcul approché des grandeurs généralisées sur la base du système d'équations d'équilibre, de compatibilité, de conditions aux limites sur les bords, complété par une loi de comportement reliant les contraintes et les déformations généralisées. Cette partie est consacrée à la modélisation du comportement thermique des plaques sandwiches en « FGM » en utilisant la théorie d'ordre élevé à quatre variables. Contrairement aux autres théories, le nombre de fonctions inconnues dans la présente théorie est seulement quatre, tandis que cinq ou plus dans le cas des autres théories déformation de cisaillement. La théorie présentée est variationnelle (La formulation repose sur le principe des puissances virtuelles), elle a une forte similitude avec la théorie classique des plaques dans de nombreux aspects, n'exige pas de facteur de correction de cisaillement, et donne une description parabolique de la contrainte de cisaillement à travers l'épaisseur tout en remplissant la condition de contrainte de cisaillement nulle sur les bords libres.

On suppose que les propriétés matérielles de la plaque varient sans interruption dans la direction de l'épaisseur selon la distribution de loi de puissance en fonction de la fraction volumique des matériaux constituants.

II. FORMULATION DU PROBLEME

La géométrie et la dimension de la plaque rectangulaire FGM considéré sont représentées dans la figure 1. Les cordonnées cartésienne (x,y,z) sont utilisés pour décrire les déformations infinitésimale de la plaque sandwiches composes de trois couches élastiques occupant las régions [0,a]x[0,b]x[-h/2,h/2] dans la configuration de référence et les axes sont parallèles au bord de la plaque. La plaque a une longueur « a », une largeur « b » et une épaisseur uniforme « h ».



Le plan médian de la plaque sandwi ces extrêmes a $z = \pm h/2$. Les positions verticales de la surf s couches au niveau des peaux, et la surface supérieure sont désigné respectivement par $h_0 = -h/2$, h_1, h_2 et $h_3 = h/2$.

Figure 1.Géométriede la plaque sandwiche FGM.

Les propriétés matérielles effectives pour chaque couche telle que le module de Young, le coefficient de poisson et le coefficient de poisson et le coefficient de dilatation thermique peuvent être exprimées comme suit

$$P^{(n)}(z) = P_m + (P_c - P_m)V^{(n)} \quad (1)$$

Ou $P^{(n)}$ est la propriété matériel effective de la couche "n". P_m et P_c désigné la propriété de la face inferieur et la face superieur et la couche 1 ($h_0 \le z \le h_1$), respectivement, et vice versa de la couche trois ($h_2 \le z \le h_3$) en fonction de la fraction volumique $V^{(n)}$ ($n = 1,2,3$). On note que P_m et P_c sont respectivement les propriétés correspondante de métal et céramique de la plaque sandwiches FGM. La fraction volumique $V^{(n)}$ du FGM est supposé varier selon une fraction d'une fraction d'une loi de puissance a travers les directions de l'épaisseur (houari et al, 2011) :

$$V^{(1)} = \left(\frac{z - h_0}{h_1 - h_0}\right)^k, \quad z \in [h_0, h_1] \quad (2.a)$$

$$V^{(2)} = 1, \quad z \in [h_1, h_2] \quad (2.b)$$

$$V^{(3)} = \left(\frac{z - h_3}{h_2 - h_3}\right)^k, \quad z \in [h_2, h_3] \quad (2.c)$$

Où équation k est l'exposant de la fraction volumique, qui prend des valeurs supérieures ou égale à zéro. La couche centrale est indépendante de la valeur de k qui est une couche entièrement en céramique. Cependant, la valeur de k est égale à zéro représente une plaque entièrement en céramique. L'hypothèse de la loi de puissance ci-dessus donné par l'équation (2a) et (2c) reflète la simple loi de mélange utilisée pour les propriétés effectives des faces : métal-céramique et céramique-métal (voir figure 1). On note que la fraction volumique du métal est importante à proximité des surfaces inferieur et supérieurs de la plaque et celle de la céramique est élevé au voisinage des interfaces.

II.1 La théorie des plaques raffine à quatre variables

II.1.1 cinématiques et équations constitutives

En se basant sur les hypothèses de la section précédente, le champ de déplacement peu être obtenu des équations (3-6) comme suit :

$$u(x,y,z)=u_0(x,y)-z\frac{\partial w_b}{\partial x}-f(z)\frac{\partial w_s}{\partial x}$$
$$v(x,y,z)=v_0(x,y)-z\frac{\partial w_b}{\partial y}-f(z)\frac{\partial w_s}{\partial y} \qquad (3a)$$
$$w(x,y,z)=w_b(x,y)+w_s(x,y)$$

Où la forme de la fonction $f(z)$ est donnée par (Mechab et al, 2010 ; Houari et al, 2011) :

$$f(z)=z\left[\frac{-1}{4}+\frac{5}{3}\left(\frac{z}{h}\right)^2\right] \qquad (3b)$$

II.1.2 Equations de stabilité

L'énergie potentielle totale de la plaque sandwiche FGM peu être écrite comme suit :

$$U=\frac{1}{2}\iiint\left[\sigma_x^{(n)}\left(\varepsilon_x-\alpha^{(n)}T\right)+\sigma_y^{(n)}\left(\varepsilon_y-\alpha^{(n)}T\right)+\tau_{xy}^{(n)}\gamma_{xy}+\tau_{yz}^{(n)}\gamma_{yz}+\tau_{xz}\gamma_{xz}\right]dxdydz, \qquad (4)$$

Le principe du travail virtuel pour le présent problème est exprimé par

$$\iint\left[N_x\delta\varepsilon_x^0+N_y\delta\varepsilon_y^0+N_{xy}\delta\gamma_{xy}^0+M_x^b\delta k_x^b+M_y^b\delta k_y^b+M_{xy}^b\delta k_{xy}^b+M_x^s\delta k_x^s\right.$$
$$\left.+M_y^s\delta k_y^s+M_{xy}^s\delta k_{xy}^s+S_{yz}^s\delta\gamma_{yz}^s+S_{xz}^s\delta\gamma_{xz}^s\right]dxdy=0 \qquad (5)$$

Où
$$\begin{Bmatrix}N_x, & N_y, & N_{xy}\\ M_x^b, & M_y^b, & M_{xy}^b\\ M_x^s, & M_y^s, & M_{xy}^s\end{Bmatrix}=\sum_{n=1}^{3}\int_{h_{n-1}}^{h_n}\left(\sigma_x,\sigma_y,\tau_{xy}\right)^{(n)}\begin{Bmatrix}1\\ z\\ f(z)\end{Bmatrix}dz,\ \left(S_{xz}^s,S_{yz}^s\right)=\sum_{n=1}^{3}\int_{h_{n-1}}^{h_n}\left(\tau_{xz},\tau_{yz}\right)^{(n)}g(z)dz. \qquad (6)$$

Où h_n et h_{n-1} sont les cotes des surfaces supérieure et inferieure de la couche "n".

III. SOLUTION ANALYTIQUE DU FLAMBEMENT THERMIQUE

Dans cette partie on s'intéresse à déterminer la solution exacte pour une plaque sandwiches FGM simplement appuiyée. Les conditions aux limites suivantes sont imposées pour la présente théorie des plaques à quatre variables aux bords :

$$v_0^1=w_b^1=w_s^1=\frac{\partial w_s^1}{\partial y}=N_x^1=M_x^{b1}=M_x^{s1}=0 \text{ at } x=0,\ a, \qquad (7.a)$$

$$u_0^1=w_b^1=w_s^1=\frac{\partial w_s^1}{\partial x}=N_y^1=M_y^{b1}=M_y^{s1}=0 \text{ at } y=0,\ b. \qquad (7.b)$$

La solution approximative suivante satisfait les équations différentielles et les conditions aux limites :

$$\begin{Bmatrix}u_0^1\\ v_0^1\\ w_b^1\\ w_s^1\end{Bmatrix}=\sum_{m=1}^{\infty}\sum_{n=1}^{\infty}\begin{Bmatrix}U_{mn}^1\cos(\lambda x)\sin(\mu y)\\ V_{mn}^1\sin(\lambda x)\cos(\mu y)\\ W_{bmn}^1\sin(\lambda x)\sin(\mu y)\\ W_{smn}^1\sin(\lambda x)\sin(\mu y)\end{Bmatrix} \qquad (8)$$

$$\Re_{11}=\Re_{22}=\overline{\Re},\ \Re_{12}=\nu\overline{\Re},\ \Re_{66}=\frac{1-\nu}{2}\overline{\Re},\ A_{44}^s=A_{55}^s=\overline{J},\ \left(\Re=A,B,B^s,D,D^s,H^s\right) \qquad (9)$$

Dans ce qui suit la solution de l'équation du déterminant $|K|=0$ pour les différents types des charges thermique est présentée.

III.1. Flambement des plaques FGM sous une distribution uniforme de la température

La température initiale de la plaque est supposée égale à T_i. La température est uniforme portée à une valeur finale T_f dans la quelle la plaque flambe. Le chargement de la température est $\Delta T=T_f-T_i$. En résolvant le déterminant ci-dessous :

$$\begin{vmatrix}a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14}\\ a_{12} & a_{22} & a_{23} & a_{24}\\ a_{13} & a_{23} & a_{33} & a_{34}\\ a_{14} & a_{24} & a_{34} & a_{44}\end{vmatrix}=0, \qquad (10)$$

On peut facilement déterminer la température critique du flambement ΔT_{cr} comme suit:

$$\Delta T_{cr}=\frac{\prod^2\left[\left(\overline{AD}-\overline{B}^2\right)\overline{H_s}-\overline{B_s^2}\,\overline{D}-\overline{A}\,\overline{D_s^2}+2\overline{BD_sB_s}\right]+a^2b^2\prod\left(\overline{AD}-\overline{B}^2\right)\overline{J}}{a^2b^2\overline{\beta_1}\left[\prod\left(\left(\overline{H_s}+\overline{D}-2\overline{D_s}\right)\overline{A}-\left(\overline{B_s}-\overline{B}\right)^2\right)+a^2b^2\overline{A}\,\overline{J}\right]} \qquad (11)$$

Où $\Pi = \left(a^2 + b^2\right)\pi^2$, $\overline{\beta_1} = \sum_{n=1}^{3} \int_{h_{n-1}}^{h_n} \frac{\alpha^{(n)}(z) E^{(n)}(z)}{1-\nu} dz.$ (12)

III.2 Flambement des plaques FGM sous une variation non uniforme de la température

On suppose que la température de la surface supérieure soit T_t et la température varie de T_t selon une loi de puissance à travers l'épaisseur, à la température de la surface inferieure T_b dans laquelle la plaque flambée. Dans ce cas, la température à travers l'épaisseur est donnée par : $T(z) = \Delta T\left(\frac{z}{h} + \frac{1}{2}\right)^{\gamma} + T_t$, (13)

Où la température de flambement $\Delta T = T_b - T_t$ et γ est un exposant de la température ($0 < \gamma < \infty$). On note que la valeur de γ l'égale à l'unité représente une variation linéaire de température à travers l'épaisseur. Tandis que les autres valeurs de γ représentent la variation non linéaire de température à travers l'épaisseur.

$$\Delta T_{cr} = \frac{\Pi^2\left[\left(\overline{AD} - \overline{B^2}\right)\overline{H_s} - \overline{B_s^2}\,\overline{D} - \overline{A}\,\overline{D_s^2} + 2\overline{BD_sB_s}\right] + a^2b^2\,\Pi\left(\overline{AD} - \overline{B^2}\right)\overline{J}}{a^2b^2\overline{\beta_2}\left[\Pi\left(\left(\overline{H_s} + \overline{D} - 2\overline{D_s}\right)\overline{A} - \left(\overline{B_s} - \overline{B}\right)^2\right) + a^2b^2\,\overline{AJ}\right]} - \frac{T_t\overline{\beta_1}}{\overline{\beta_2}} \quad (14)$$

Où $\overline{\beta_2} = \sum_{n=1}^{3} \int_{h_{n-1}}^{h_n} \frac{\alpha^{(n)}(z) E^{(n)}(z)}{1-\nu}\left(\frac{z}{h} + \frac{1}{2}\right)^{\gamma} dz.$ (15)

IV. VALIDATION ANALYTIQUE DU MODÈLE PROPOSÉ

Pour illustrer l'approche proposée, une plaque sandwiche FGM (céramique-métal) est considérée. La combinaison de matériaux est constitue de titane (Zirconium).

Dans ce qui suit, nous notons que plusieurs type de plaque sandwiche sont utilisées :

- *La plaque sandwiche FGM (1-0-1) :* la plaque est symétrique et composée seulement de deux couches FGM d'épaisseur identique, c'est-à-dire qu'il n y a pas de couche centrale. Ainsi, $h_1=h_2=0$.
- *La plaque sandwiche FGM (2-1-2):* la plaque est symétrique et nous avons $h_1=-h/10$, $h_2=h/10$.

Le facteur de correction de cisaillement pour FSDPT est égal à 5/6. Pour la distribution linéaire et non linéaire de température à travers l'épaisseur $T_t = 25\ °C$.

Pour montre aussi la validité de la présente théorie, des résultats ont été obtenus pour des plaques sandwiche FGM. Sous des distributions linéaires de la température en utilisant plusieurs théories. La température critique de flambement ($T_{cr} = 10^{-3}\Delta T_{cr}$) sont considéré pour k = 0, 1, 2, 5, 10, et ∞ (métal). On constate que la température critique de flambement croit avec l'augmentation de l'épaisseur des couches FGM et en particulier pour $k \geq 1$. Pour les différents indices matériels k .

La figure 1 montre l'effet de l'indice matériel k sur la température critique de flambement T_{cr} pour différent type des plaques sandwiches sur une distribution linéaire de la température a travers l'épaisseur en utilisant la présente théorie à quatre variables. Il est clair que la température critique de flambement T_{cr} pour les plaques sous une distribution non linéaire de température est supérieure que celle des plaques sous une répartition uniforme de température. Cependant T_{cr} pour les plaques sous chargement linéaire de température est intermédiaire entre les deux cas précédent de chargement thermique.

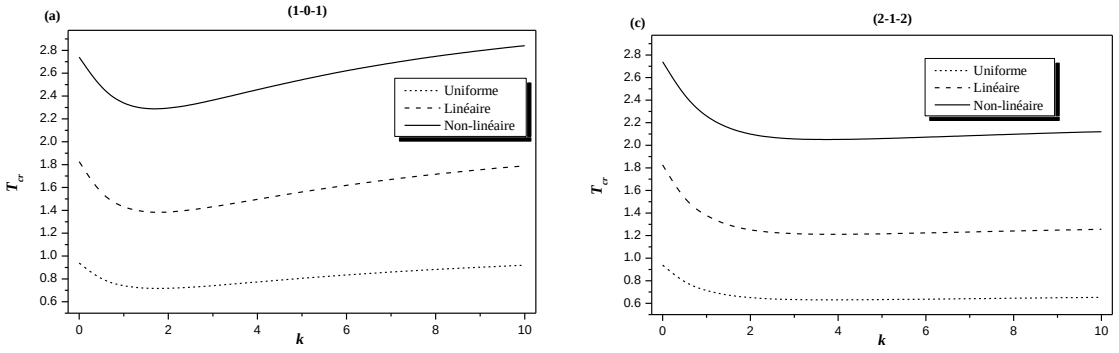


Figure. 1: Variation de température critique de flambement T_{cr} en fonction de l'indice de loi de puissance k pour différents types de plaques sandwiches carrées FGM (a/h=10) : (a) et (c) en plaque sandwiche FGM pour un facteur de non linéarité γ=2.

La figure 2 montre les effets du rapport de dimension (b /a) sur la température critique de flambement des plaques sandwiches FGM sous différent type de chargement thermique. On voit que, quelque soit le type de la plaque sandwiche, la temperature critique de flambement diminue graduellement avec l'augmentation du rapport (b/a) pour tous les types de chargement thermique. On remarque aussi a partir de **la figure 2** que (T_{cr}) augmente avec le paramètre (γ)

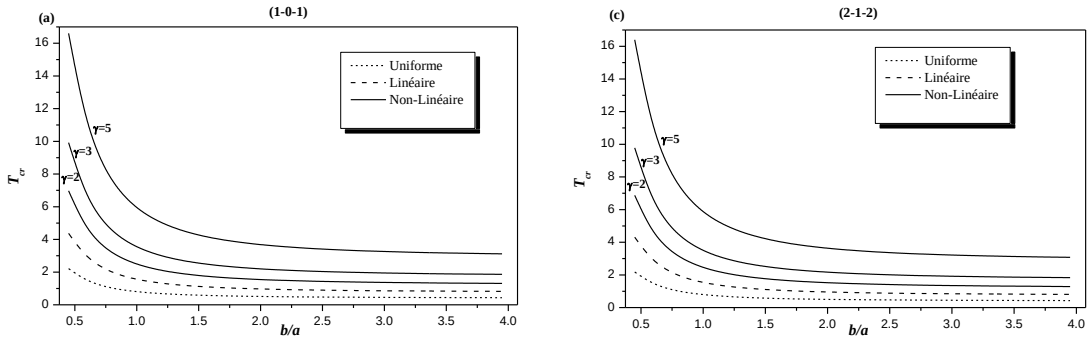


Figure**. 2 :** Variation de la température critique de flambement T_{cr} en fonction du rapport b/a des différents types de plaques (FGM) sandwiches carrées (k=1 ; a/h=10) : la plaque (a) et (c) : plaque FGM sandwiche

V. CONCLUSION

Les températures critiques de flambement des plaques sandwiches FGM simplement appuyées ont été analysées en utilisant une nouvelle théorie des plaques à quatre variables. Le nombre de variables impliquées dans cette théorie est inferieur à celui des théories des plaques de premier ordre et d'ordre élevé. La présente théorie donne une distribution parabolique de la contrainte de cisaillement transversale et satisfait les conditions aux limites de la tension nulle sur les surfaces de la plaque sans utilisation des facteurs de correction de cisaillement. L'analyse de flambement des plaques sandwiches FGM sous différents types de chargement thermique est aussi présentée. Les solutions analytiques pour les températures critiques des flambements de plaque sont déterminées. A traves ce travail on peu conclure :

- La température critique de flambement obtenu en utilisant la présente théorie (avec quatre inconnues) et les autres théories de déformation de cisaillement (avec cinq inconnues) sont presque identiques.

- La température critique de flambement diminue avec l'augmentation de rapport géométrique a/h et du rapport des dimensions d/a.
- La température critique de flambement de plaque sandwiche FGM est généralement inferieur que celle des plaques homogène entièrement en céramique.
- La température critique de flambement de la plaque sandwiche FGM sous une distribution non linéaire de la température à travers l'épaisseur augmente avec l'exposant de la température γ.

Actuellement, nous pouvons dire que la théorie proposée est exacte et simple pour résoudre les problèmes de flambement thermique des plaques sandwiche FGM.

References

1. Ameur, M., Tounsi, A., Mechab, I., AddaBedia, E.A. A new trigonometric shear deformation theory for bending analysis of functionally graded plates resting on elastic foundations. KSCE Journal of Civil Engineering, (Accepted) 2011.

2. Houari M.S.A, Benyoucef S., Mechab I., Tounsi A., Addabedia E.A. Two variable refined plate theory for thermoelastic bending analysis of functionally graded sandwich plates. J. Thermal Stresses, 34: 315–334, 2011.

3. Mechab I., Ait Atmane H., Tounsi A., Belhadj H. A., Addabedia E.A. A two variable refined plate theory for bending of functionally graded plates. ActaMech Sin. 26(6), (2010) 941.

4. Reddy J. N. A simple higher-order theory for laminated composite plates, J. Appl. Mech. 51, (1984) 745–752.

5. Reddy J.N. Analysis of functionally graded plates. Int. J. Numer. Method Eng. 47, (2000) 663–684.

6. Zenkour A.M, Sobhy M. Thermal buckling of various types of FGM sandwich plates. Composite Structures. 93, (2010) 93–102.

7. Zenkour AM. A comprehensive analysis of functionally graded sandwich plates: part 1 – deflection and stresses, part 2 – buckling and free vibration. Int J Solids Struct. 42, (2005) 5224–58.

CALCUL D'UN REACTEUR TUBULAIRE NON ISOTHERME POUR LA SYNTHESE DU CETENE PAR CRAQUAGE DE L'ACETONE

BOUSSEMGHOUNE mohamed[1], SAOULI ouacil[2]

[1]Laboratoire de l'Ingénierie des Procédés de l'Environnement (LIPE). Faculté de génie des procédés. Université Constantine 3. Algérie, E-mail : moh.boussemghoune@gmail.com
[2]Unité de recherche des sciences des matériaux et applications, Ecole Nationale polytechnique. Constantine. Algérie, E-mail : saouli_ouacil2000@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Les réacteurs tubulaires sont des systèmes continus aptes à mettre en œuvre des réactions dans les conditions opératoires très variées (haute température). Le cétène est utilisé principalement pour la synthèse de produits pharmaceutiques, de colorants, etc…La réaction de synthèse du cétène par craquage thermique à haute température de l'acétone est une réaction rapide, fortement endothermique nécessite donc de faible temps de séjour (de l'ordre de la seconde). Le mélange des réactifs doit être préparé à l'entrée du réacteur aux conditions de température de la réaction. L'objectif est de résoudre le système d'équations non linéaires issue des bilans microscopiquesde matière et de chaleur en régime permanent. Le réacteur tubulaire est homogène avec température constante de la jacket. L'influence des différents paramètres tels que le débit volumique, la surface d'échange, la température de la jacket et la température d'entrée sur l'avancement de la réaction a été étudiée.

Mots Clés:*Réacteur, Cétène, Endothermique, Craquage.*

NOMENCLATURE

Symboles :

A surface d'échange, m^2/m^3
k constante de vitesse
P pressiontotale, atm
T température, K
q débit, m^3/s
V volume, m^3
U coefficient global de transfert de chaleur, $W/(m^2.K)$
X taux de conversion
ΔH_R enthalpie de la réaction

Indices / Exposants :

A acétone
f entrée du réacteur
j jacket
R réacteur

1. INTRODUCTION

Le cétène est utile dans de nombreux domaines, en particuliers dans l'industrie pharmaceutique et agroalimentaire. Le cétène peut être obtenu par thermolyse de l'acétone en présence de catalyseur dans un réacteur tubulaire. Néanmoins, les contraintes liées à la nécessité de réaliser un écoulement de type piston peuvent conduire à des difficultés de réalisation pratique, si l'on doit concevoir des systèmes aptes à traiter des quantités importantes et ce avec des temps de séjour importants. Dans ce travail, nous allons présenter les résultats obtenus de la modélisation des phénomènes de transfert de matière et de chaleur. La méthode Rung

Kutta d'ordre 4 a été utilisée pour résoudre les équations de bilans obtenues. L'effet de quelques paramètres sur les profiles de concentration et de température a été aussi étudiée.

2. DESCRIPTION DU PROCÉDÉ

L'acétone rentre dans le réacteur tubulaire catalytique ou il sera converti en méthane et cétène selon la réaction suivante (voir Figure 1) :

$A \longrightarrow B+C$

A = Acétone (CH_3COCH_3)
B = Méthane (CH_4)
C = Cétène (CH_2CO)

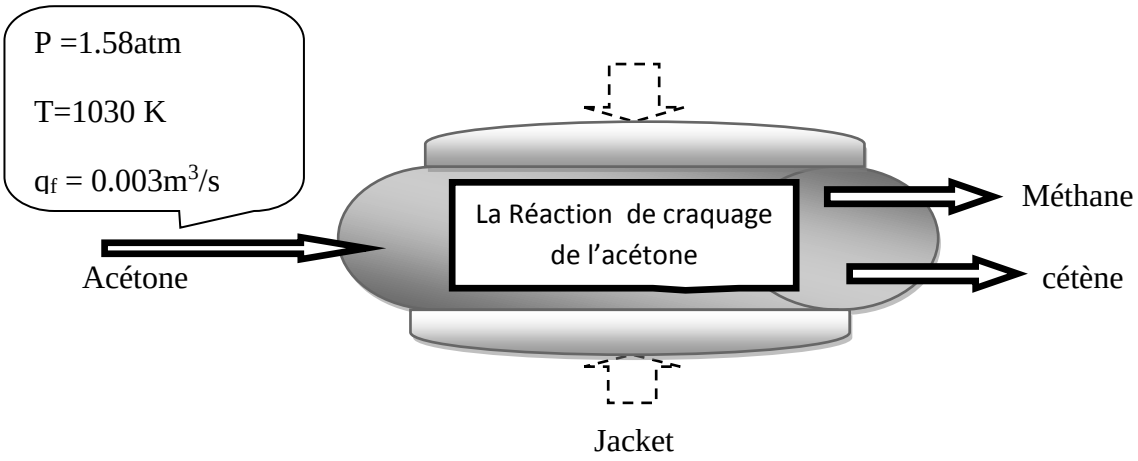


Figure 1 : Réacteur tubulaire pour la fabrication du cétène.

Les données utilisées pour une première simulation numérique sont les suivantes [3] **[**4**]** :

- La température d'entrée du réacteur T_f=1030 K,
- La pression totale P=1.58 atm,
- Le débit volumique à l'entrée du réacteur q_f =0.003 m^3/s,
- La surface d'échange A=160 m^2/m^3,
- Le coefficient global de transfert de chaleurU=110 W/(m^2 K) ,
- Le réacteur est tubulaire de volume V_R = 1 m^3, La température de la jacket T_j=1200 K,
- La réaction est considérée d'ordre 1 dont la constante de vitesse est donnée par :

$$k = 3.56 * e^{\left(\left(\frac{1}{1030}\right)-\left(\frac{1}{T}\right)\right)*34200},$$

- L'enthalpie de la réaction est donnée par :

$$\Delta H_R = 80700 + 6.7 * (T - 298) - 5.7 * 10^{-3} * (T^2 - 298^2) - 1.27 * 10^{-6} * (T^3 - 298^3) J/mol.$$

3. MODELE MATHEMATIQUE

Les équations suivantes sont obtenues en faisant des bilans de matière et de chaleur sur un élément de volume élémentaire dV du réacteur (écoulement piston) :

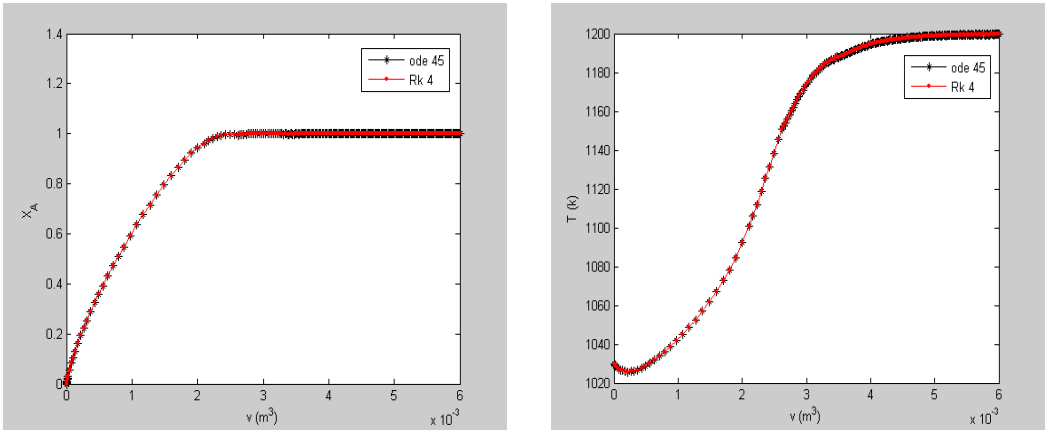
- Bilan de matière : $\frac{dx_A}{dV} = \left(\frac{3.56*T_f}{q_f*T}\right) * \left(\frac{1-x_A}{1+x_A}\right) * \exp\left(\left(\frac{1}{1030}\right) - \left(\frac{1}{T}\right)\right) * 34200 = f_1(x_{A,}T)$

- Bilan thermique : $\frac{dT}{dV} = (A * U * (T_j - T) - (80700 + 6.7 * (T - 298) + 5.7 * 10^{-3} * (T^2 - 298^2) - 1.27 * 10^{-6} * (T^3 - 298^3) * \exp\left(34200 * \left(\left(\frac{1}{1030}\right) - \left(\frac{1}{T}\right)\right) * \left(\frac{P_0}{R*T_f}\right) * \left(\frac{1-x_A}{1+x_A}\right)\right))/(\sum_{i=1}^{3} F_i * Cp_i) = f_2(x_A, T)$

C'est un système d'équations différentielles ordinaires (couplées). La résolution a été faite en utilisant la méthode de Rung-Kutta d'ordre 4.

4. RESULTATS

L'étude des phénomènes de transfert de masse et de chaleur conduit à un modèle représentatif du comportement des réactifs et des produits dans le réacteur choisi. Ce modèle représente généralement des équations différentielles, dont la résolution donne les profiles de concentration et de température.
En premier temps, on a trouvé que le réacteur est surdimensionné. On a essayé de diminuer le volume jusqu'à V=0.006 m^3. La Figure suivante représente le résultat obtenu.



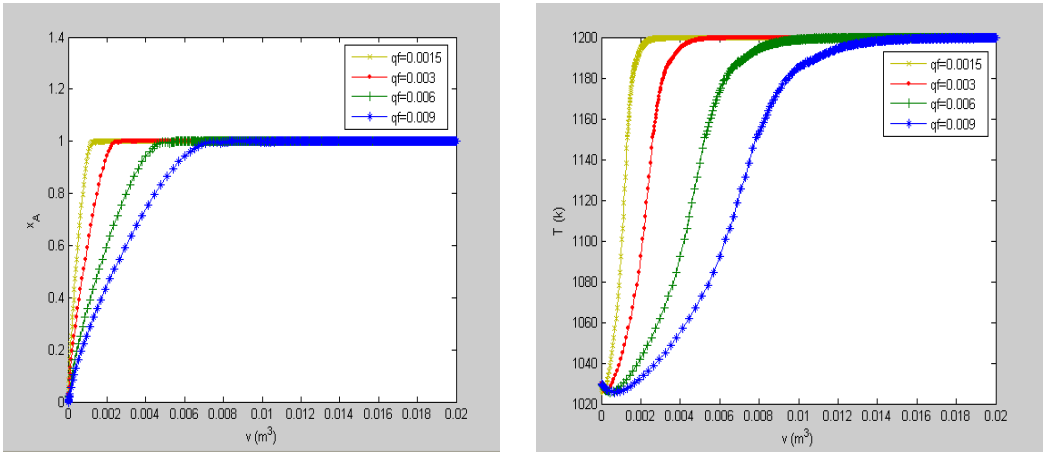
(a) (b)

Figure 2 : variation du taux de conversion (a) et de température (b) en fonction du volume de réacteur.

La Figure 2 (b) montre bien la diminution de la température à l'entrée du réacteur qui atteint 1022 K, cela signifie que dans cette petite zone d'entrée, la chaleur consommée par la réaction endothermique et supérieure à la chaleur venant de la jacket.

- **Effet de débit d'entrée q_f**

Nous observons pour toutes nos valeurs choisies de q_f que le temps de résidence est inférieur à 1 seconde pour une conversion totale. Par exemple, pour un débit q_f=0.009 m^3/s, le taux de conversion atteint 1 après un temps de résidence inférieur à 1 seconde (Figure 3 (a)), par contre, la température maximale de 1200 K est atteinte après un temps de résidence de 0.014/0.009 = 1.55 sec.



(a) (b)

Figure 3 : variation du taux de conversion (a) et de température (b) en fonction du volume de réacteur à différents valeurs de débit d'entrée.

Maintenant, nous nous intéressons aux premières fractions de seconde du temps de résidence (Figure 4). Nous observons que la température minimale atteinte est de 1025 K.

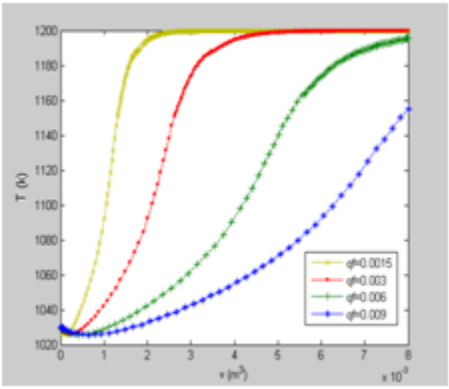
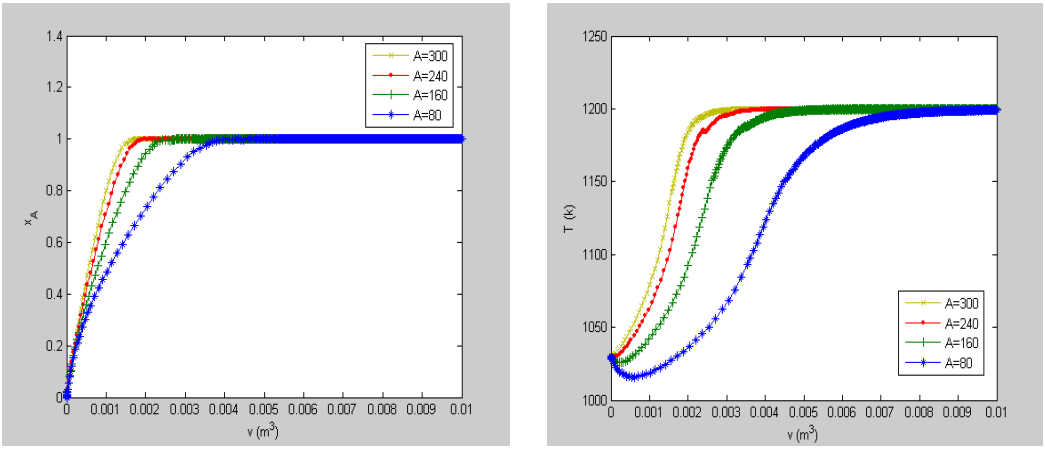


Figure 4 : Profiles de température à l'entrée.

- **Effet de la surface d'échange A**

Ensuite, nous étudions l'effet de la variation de la surface d'échange A (A=.300; 240 ; 160 et 80 m^2/m^3). La Figure (5) montre que les solutions augmentent doucement que la surface d'échange diminue, donc une réaction lente pour des valeurs faibles de la surface d'échange. Nous remarquons aussi que pour A = 300 m^2/m^3, il ya pas de diminution de la température à l'entrée du réacteur. Par contre, pour A=80 m^2/m^3 par exemple, la température diminue jusqu'à atteindre 1020 K.

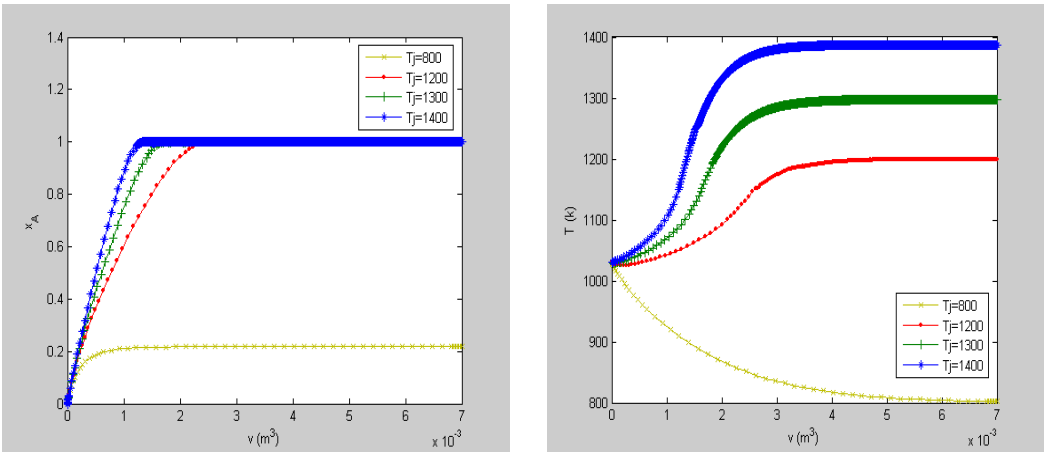


(a) (b)

Figure 5 : variation du taux de conversion (a) et de température (b) en fonction du volume de réacteur à différents valeurs de la surface d'échange.

- **Effet de température de la jacket T_j**

Après, nous allons voir les effets observés en changeant la température de la jacket T_j (T_j= 800 ; 1200 ; 1400 et 2000 K) tout en maintenant les autres paramètres constants comme avant.



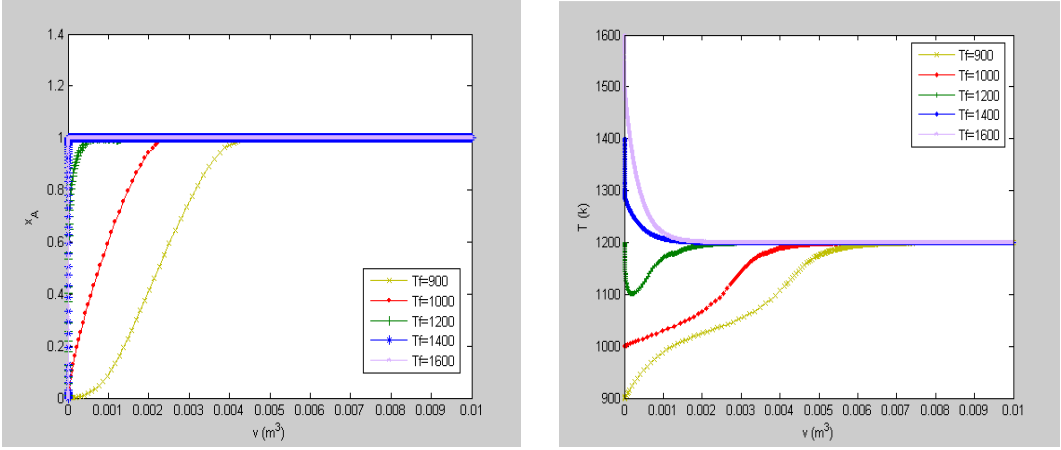
(a) (b)

Figure 6 : variation du taux de conversion (a) et de température (b) en fonction du volume de réacteur à différents valeurs de la température de la jacket.

Ici, les pentes des solutions augmentent avec l'augmentation de T_j. Pour une température de la jacket la plus petite (T_j=800 K) nous pouvons atteindre seulement une conversion totale de 0.2

- **Effet de température d'entrée T_f**

Finalement, Nous traçons les effets de la variation de la température d'entrée T_f (T_f=900 ; 1000 ; 1200 ; 1400 et 1600 K)



(a) (b)

Figure 7 : variation du taux de conversion (a) et de température (b) en fonction du volume de réacteur à différents valeurs de la température d'entrée.

Toujours en maintenant les autres paramètres constants. Nous observons que le taux de conversion atteint 1 dans le cas ou la température de l'alimentation est relativement élevée (T_f=1600 K ou 1400 K). Donc la réaction est plus favorable et plus rapide lorsque la température d'entrée est grande.

5. CONCLUSIONS

Ce travail a été consacré à la modélisation d'un réacteur catalytique pour la synthèse de Cétène qui est un processus important dans l'industrie. Nous avons considéré le cas stationnaire avec une température constante de la jacket. La réaction est endothermique et d'ordre un.
Le système d'équations obtenu est résolu en utilisant la méthode de Rung-Kutta d'ordre 4. On a examiné l'effet des différents paramètres opératoires et de design qui reste l'objectif principal des simulations et des applications de modèles mathématiques réduisant ainsi le nombre d'expériences à réaliser au laboratoire ou du moins donner une idée sur les intervalles à utiliser. C'est clair que pour les paramètres opératoires initiaux, le réacteur est surdimensionné.

REFERENCES

[1]C.L Yaws, Matheson gas data book, McGraw-Hill, 2001.
[2] J. M. Prausnitz, The properties of gases and liquid, McGraw-Hill, 1987.
[3] P. Trambouze, Les réacteurs chimique , technip, 1984.
[4] S. Elnashaie, F. Uhlig, Numerical techniques for chemical engineers using MATLAB, Springer, 2007.

ETUDE ANALYTIQUE DU COMPORTEMENT DES PLAQUES A L'ECHELLE NANOMETRIQUE.

KHETIR Hafid[1], BACHIR BOUIADJRA Mohamed[1-3], BOUKHELF Fouad[1], FEKRAR Abdelkader[2-3]

[1] Laboratoire des Structures et Matériaux Avancés dans le Génie Civil et Travaux Publics, Université de SIDIBEL ABBES. BP 89 cite Ben M'hidi 22000 SIDI BEL ABBES, Algérie, hkhatir22@gmail.com[2] Laboratoire des Matériaux et Hydrologie, Université de Djillali lybes,SIDI BEL ABBES. BP 89 cite Ben M'hidi 22000 SIDI BEL ABBES.

[3] Agence Thématique de Recherche Scientifique et Technologique. ATRST (Algérie).

RESUME

A travers ce travail, un modèle sinusoïdal des nano-plaques (à l'échelle Nanométrique) est développé en se basent sur la théorie d'élasticité non local d'Eringen. Le modèle proposé considère que la déformation au cisaillement transverse à travers l'épaisseur de la plaque est une fonction sinusoïdale qui satisfait les conditions aux limites sans tenir en compte dans les surfaces le facteur de correction de cisaillement. Les équations du mouvement et les conditions aux limites sont obtenues par application du principe d'Hamilton. Les solutions analytiques pour la déflexion sont données pour les plaques simplement appuyées et les résultats obtenus par la présente analyse sont présentes et compares aux solutions existantes dans la littérature.

Mots-clés : Théorie d'ordre élevé, théorie d'élasticité non locale, théorie des plaques

1. INTRODUCTION

Les nanostructures sont de plus en plus utilisées dans le micro /nano-échelle et les systèmes tels que le biocapteur, microscope à force atomique, micro-électro-mécanique(MEMS), et les systèmes nano-electro-mécanique en raison de leur mécanique et électronique supérieure. Dans telles applications, à petite échelle les effets sont expérimentalement observés.

Il a était trouvé que lorsque l'épaisseur de ces structures est prés la longueur interne du paramètre d'échelle du matériau, ces effets sont importants et doivent être pris en compte lors de l'étude de leur comportement. Des modèles conventionnels des plaques fondées sur des théories des milieux continus classiques ne sont pas capables de décrire les effets dus au manque des paramètres d'échelle du matériau.

La théorie de l'élasticité non local initiée par Eringen, est l'une des prometteuses théories qui tient compte de leur taille. Contrairement aux théories classique qui supposent que les contraintes en un point est une fonction de la déformation de ce point, la théorie de l'élasticité non local suppose que la contrainte à un point est une fonction des déformations à tous les points du voisinage. De cette manière, les effets à petite échelle sont compris par le biais de l'utilisation des lois de comportement régissantes.

Sur la base de la théorie de l'élasticité non-locale, un certain nombre de travaux ont été publiés dans les dernières années, en essayant de développer des modèles de plaques non locaux et les appliquer pour les réponses des nano plaques en la flexion.

Dans le présent travail, est d'étendre la théorie de déformation de cisaillement sinusoïdale de Touratier aux plaques micro-nanométrique.les équations du mouvement et les conditions aux limites sont dérivées du principe d'Hamilton sur la base des relations constitutives non-locales Eringen.

Des solutions analytiques sont proposées pour les flèches pour les plaques simplement appuyées, et les résultats sont comparés avec ceux existants afin de vérifier l'exactitude du modèle actuel.

2. MODELE DE LA PLAQUE NON LOCAL

Le champ de déplacement de la théorie déformation de cisaillement sinusoïdal est choisi sur la base de l'hypothèse que la contrainte de cisaillement transversale disparait sur le haut des surfaces inferieures et supérieure de la plaque et non nulle ailleurs. Il est donné comme suit :

$$\begin{aligned} u_1(x,y,z,t) &= u(x,y,t) - z\,\frac{\partial w}{\partial x} + \psi(z)\varphi_x \\ u_2(x,y,z,t) &= v(x,y,t) - z\,\frac{\partial w}{\partial y} + \psi(z)\varphi_y \\ u_3(x,y,z,t) &= w(x,y,t) \end{aligned} \qquad \textbf{(01)}$$

Où u_1, u_2,u_3 sont les déplacements dans les directions x , y , z ; u ,v et w sont les déplacements centraux moyens. φ_x ,φ_y désignent les rotations flexionnelles des plans YZ et XZ, respectivement, $\psi(z)$ représente la fonction de forme déterminant la distribution des déformations et des contraintes de cisaillement transversales sur l'épaisseur.

Les déformations associées aux déplacements dans l'équation (1) sont :

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} - z\,\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \psi(z)\frac{\partial \varphi_x}{\partial x} \qquad \textbf{(2a)}$$

$$\varepsilon_x = \frac{\partial v}{\partial y} - z\,\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \psi(z)\frac{\partial \varphi_y}{\partial y} \qquad \textbf{(2b)}$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} - 2z\,\frac{\partial^2 w}{\partial x\,\partial y} + \psi(z)\left[\frac{\partial \varphi_x}{\partial y} + \frac{\partial \varphi_y}{\partial x}\right] \qquad \textbf{(2c)}$$

$$\gamma_{xz} = \psi(z)'\varphi_x \quad \textbf{(2d)} \qquad\qquad \gamma_{yz} = \psi(z)'\varphi_y \qquad \textbf{(2e)}$$

Il est observé qu'à partir des équations (2d) et (2e) que les déformations de cisaillement transversale , (γ_{xz} ,γ_{xz}) sont nulle en haut (z=h/2) et en bas (z=-h/2) des surfaces de la plaque, satisfaisant ainsi aux conditions aux limites (σ_{xz} ,σ_{yz}).

3. EQUATION DE MOUVEMENT

Le principe d'Hamilton est utilisé pour dériver les équations de mouvement. Il peut indiquer sous la forme analytique suivante :

$$\int_0^T \delta U = 0 \qquad \textbf{(03)}$$

Ou δU est la variation de l'énergie de déformation de la plaque est calculée par :

$$\delta U = \iint \left(\sigma_x \delta\varepsilon_x + \sigma_y \delta\varepsilon_y + \sigma_{xy}\delta\gamma_{xy} + \sigma_{xz}\delta\gamma_{xz} + \sigma_{yz}\delta\gamma_{yz}\right) dA\,dz$$

$$\delta U = \int \Big[N_x \frac{\partial \delta u}{\partial x} - M_x \frac{\partial^2 \delta w}{\partial x^2} + P_x \frac{\partial^2 \delta \varphi_x}{\partial x^2} + N_y \frac{\partial \delta v}{\partial y} - P_y \frac{\partial \delta \varphi_y}{\partial y} + N_{xy} \left(\frac{\partial \delta u}{\partial y} + \frac{\partial \delta v}{\partial x}\right) - 2M_{xy} \frac{\partial^2 \delta w}{\partial x \partial y} + P_{xy} \left(\frac{\partial \delta \varphi_x}{\partial y} + \frac{\partial \delta \varphi_y}{\partial x}\right) + Q_{xz} \delta \varphi_x + Q_{yz} \delta \varphi_y \Big] dA \quad \textbf{(04)}$$

En substituant l'expression de δU de l'équation. (04) dans l'équation (03) et l'intégration par parties, et en recueillant les coefficients de δu , δv , δw , $\delta \varphi_x$ et $\delta \varphi_y$ on obtient les équations du mouvement suivante :

$$\delta U = \frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{N_{xy}}{\partial y} = 0 \quad \textbf{(5a)}$$

$$\delta V = \frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{N_y}{\partial y} = 0 \quad \textbf{(5b)}$$

$$\delta W = \frac{\partial^2 M_x}{\partial x^2} + 2\frac{\partial^2 M_{xy}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y}{\partial y^2} - q = 0 \quad \textbf{(5c)}$$

$$\delta \varphi_x = \frac{\partial P_x}{\partial x} + \frac{\partial P_y}{\partial y} - Q_{xy} = 0 \quad \textbf{(5d)}$$

$$\delta \varphi_y = \frac{\partial P_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial P_y}{\partial y} - Q_{yz} = 0 \quad \textbf{(5e)}$$

Avec

$$N_i = \int_{-h/2}^{h/2} \sigma_i dz, (i = x, y, xy) \quad \textbf{(6a)}$$

$$M_i = \int_{-h/2}^{h/2} z\sigma_i dz, (i = x, y, xy) \quad \textbf{(6b)}$$

$$P_i = \int_{-h/2}^{h/2} \psi(z)\sigma_i dz, (i = x, y, xy) \quad \textbf{(6c)}$$

$$Q_i = \int_{-h/2}^{h/2} \psi(z)'\sigma_i dz, (i = xz, yz) \quad \textbf{(6d)}$$

Les conditions aux limites de la présente théorie sont données :

$\delta u{:}0 = N_x n_x + N_{xy} n_y$

$\delta u{:}0 = N_{xy} n_x + N_y n_y$

$\delta w{:}0 = v_x n_x + v_y n_y \frac{\partial M_{ns}}{\partial s}$

$\delta \varphi_x{:}0 = p_x n_x + p_{xy} n_y$

$\delta \varphi_y{:}0 = p_{xy} n_x + p_y n_y$

$\frac{\partial \delta u}{\partial n}{:}0 = M_{nm}$

ou :

$M_{ns} = (M_y - M_x) n_x n_y + M_{xy}(n^2{}_x - n^2{}_y)$

$M_{nn} = M_x n^2{}_x + M_y n^2{}_y + 2M_{xy} n_{xy} n_x n_y$

De toute évidence, lorsque les effets de déformation de cisaillement sont négligés, la théorie actuelle récupère la CPT.

4. EQUATIONS CONSTITUVES

La théorie non locale suppose que les contraintes à un point dépendent non seulement de la déformation à ce point, mais aussi sur des déformations dans les autres points du corps. Selon Eringen les contrainte non locales du tenseur σ a un point est exprimé par : $(1-\mu\nabla^2)\sigma=\tau$ est la contrainte classique du tenseur à un point lié à la déformation par la loi de Hook ; R=1- $\mu\Delta$ (qui représente un opérateur différentiel linéaire ou $N(\sigma)=\tau$ **(7)**

- ∇ : l'operateur laplacien du système de coordonnes cartésiennes à deux dimensions.
- $\mu=(e_0a^2)$: le paramètre non-local qui incorpore l'effet à petite échelle.

Jusqu'à présent, il n'y a pas d'études rigoureuses faites sur l'estimation de la valeur du paramètre non-local. Il est suggéré que sa valeur peut être déterminé par expérience ou par la conduite d'une comparaison des courbes de dispersion de la mécanique des milieux continus non locaux ainsi qu'avec des simulations dans la dynamique moléculaire.

Pour une plaque micro/nanométrique isotrope, la relation constitutive non-local dans l'équation (7) prend la forme

$$\{\sigma\}-\mu\nabla^2\{\sigma\}=\frac{E}{1-\upsilon^2}[C]\{\varepsilon\} \qquad \textbf{(8)}$$

Où E et υ sont le module d'élasticité et le coefficient de poisson, respectivement. En utilisant les équations (4),(5) et (8).

$$\begin{Bmatrix}N_x\\N_y\\N_{xy}\end{Bmatrix}-\mu\nabla^2\begin{Bmatrix}N_x\\N_y\\N_{xy}\end{Bmatrix}=A\begin{bmatrix}1&\upsilon&0\\\upsilon&1&0\\0&0&\frac{1-\upsilon}{2}\end{bmatrix}\times\begin{Bmatrix}\frac{\partial u}{\partial x}\\\frac{\partial v}{\partial y}\\\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial v}{\partial x}\end{Bmatrix}$$

$$\begin{Bmatrix}M_x\\M_y\\M_{xy}\end{Bmatrix}-\mu\nabla^2\begin{Bmatrix}M_x\\M_y\\M_{xy}\end{Bmatrix}=D\begin{bmatrix}1&\nu&0\\\nu&1&0\\0&0&\frac{1-\nu}{2}\end{bmatrix}\times\begin{Bmatrix}-\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\\-\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\\-\frac{\partial^2 w}{\partial x\,\partial y}\end{Bmatrix}+F\begin{bmatrix}1&\nu&0\\\nu&1&0\\0&0&\frac{1-\nu}{2}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\frac{\partial\varphi_x}{\partial x}\\\frac{\partial\varphi_x}{\partial y}\\\frac{\partial\varphi_x}{\partial y}+\frac{\partial\varphi_y}{\partial x}\end{Bmatrix}$$

$$\begin{Bmatrix}P_x\\P_y\\P_{xy}\end{Bmatrix}-\mu\nabla^2\begin{Bmatrix}P_x\\P_y\\P_{xy}\end{Bmatrix}=F\begin{bmatrix}1&\nu&0\\\nu&1&0\\0&0&\frac{1-\nu}{2}\end{bmatrix}\times\begin{Bmatrix}-\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}\\-\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}\\-\frac{\partial^2 w}{\partial x\,\partial y}\end{Bmatrix}+H\begin{bmatrix}1&\nu&0\\\nu&1&0\\0&0&\frac{1-\nu}{2}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\frac{\partial\varphi_x}{\partial x}\\\frac{\partial\varphi_x}{\partial y}\\\frac{\partial\varphi_x}{\partial y}+\frac{\partial\varphi_y}{\partial x}\end{Bmatrix}$$

$$\begin{Bmatrix}Q_{XZ}\\Q_{YZ}\end{Bmatrix}-\mu\nabla^2\begin{Bmatrix}Q_{XZ}\\Q_{YZ}\end{Bmatrix}=A^S\begin{bmatrix}1&0\\0&1\end{bmatrix}\times\begin{Bmatrix}\varphi_X\\\varphi_Y\end{Bmatrix}$$

$$(A,D,F,H)=\frac{E}{(1-\nu^2)}\left(h,\frac{h^3}{12},\frac{2h^3}{\pi^3},\frac{h^3}{2\pi^2}\right) \qquad A^s=\frac{Eh}{4(1-\nu)}$$

5. SOLUTION ANALYTIQUE

Considérons une plaque rectangulaire simplement appuyée de longueur L de largeur b sous chargement transversal q dans le plan deux directions.sur la base de l'approche de navier, les expressions des déplacements suivants sont choisies pour satisfaire automatiquement les conditions aux limites simplement appuyées de la plaque.

$$\varphi_x(x,y,t)=\sum_{m=1}^{\infty}\sum_{n=1}^{\infty}X_{mn}\cos\alpha x\,\sin\beta y e^{iwt}$$

$$\varphi_y(x,y,t)=\sum_{m=1}^{\infty}\sum_{n=1}^{\infty}Y_{mn}\sin\alpha x\,\cos\beta y e^{iwt}$$

$$w(x,y,t)=\sum_{m=1}^{\infty}\sum_{n=1}^{\infty}W_{mn}\sin\alpha x\,\sin\beta y e^{iwt}$$

$$q(x,y)=\sum_{m=1}^{\infty}\sum_{n=1}^{\infty}Q_{mn}\sin\alpha x\sin\beta y$$

$$Q_{mn}=\frac{4}{Lb}\int_0^L\int_0^L q(x,y)\sin\alpha x\sin\beta y dxdy$$

Les coefficients Q_{mn} sont donnés ci-dessous pour certaines charges typiques

$$Q_{mn}=\begin{cases} q_0 & \text{Pour une charge sinusoïdale d'intensité} \\ \dfrac{16q_0}{mn\pi^2} & \text{Pour une charge sinusoïdale d'intensité} \\ \dfrac{4Q_0}{Lb}\sin\dfrac{m\pi}{2}\sin\dfrac{m\pi}{2} & \text{Pour une charge } q_0 \text{ ponctuelle au centre} \end{cases}$$

7. RESULTATS NUMERIQUES

Pour valider l'exactitude des présentes solutions, les résultats obtenus sont comparés avec celles prédites par MPT (Mindlin Plate Theory) dans le tableau ci-dessous, pour les plaques carrées simplement appuyée avec différents valeurs de longueurs de coté L et paramètre non-local (e_0a) devrait être inferieur à 02 nm pour un nanotube de carbone à paroi simple. Du moment, ou la valeur maximale de (e_0a) n'a pas été exactement connue pour feuille de graphène, elle est supposée être égale à celui du nanotube à paroi simple. Le facteur de correction de cisaillement utilisé dans MPT est égal à 5/6.

Déflexion $\bar{w}$			
L/h	E_0a (nm)	MPT	Présente
5	0	0.0557	0.0557
	0.5	0.1397	0.1398
	1	0.3918	0.3922
	1.5	0.8128	0.8128
	2	1.4002	1.4017
10	0	0.0496	1.0495
	0.5	0.0688	0.0688
	1	0.1264	0.1265
	1.5	0.2226	0.2226
	2	0.3571	0.3572
20	0	0.048	0.048
	0.5	0.0527	0.0527
	1	0.0668	0.0668
	1.5	0.0903	0.0903
	2	0.1231	0.1231
	0	0.0476	0.0476
	0.5	0.0483	0.0483
	1	0.0506	0.0506

50	1.5	0.0543	0.0543
	2	0.0595	0.0595
100	0	0.0475	0.0475
	0.5	0.0477	0.0477
	1	0.0483	0.0483
	1.5	0.0492	0.0492
	2	0.0505	0.0505

Le déplacement et la contrainte non-unidimensionnels sont présents comme suit: $\overline{w} = \frac{wEh^3}{q_0 L^4}$

Pour illustrer les effets à petite échelle sur les réponses des nano-plaques, les figures 1 à 2 tracent l'allure de la flèche, En fonction de la taille de la plaque simplement appuyée. La flèche définie comme ce prédites par la théorie non locale en correspondance avec ceux obtenues par la théorie locale (c.-à-d. : $(e_0 a)$=0).

On peut voir que le rapport de flèche est supérieur à l'unité. Cela signifie que la théorie sous-estime la flèche local (figure1). Cela est dû du fait que la théorie locale ne tient pas compte de l'effet des petites échelles.

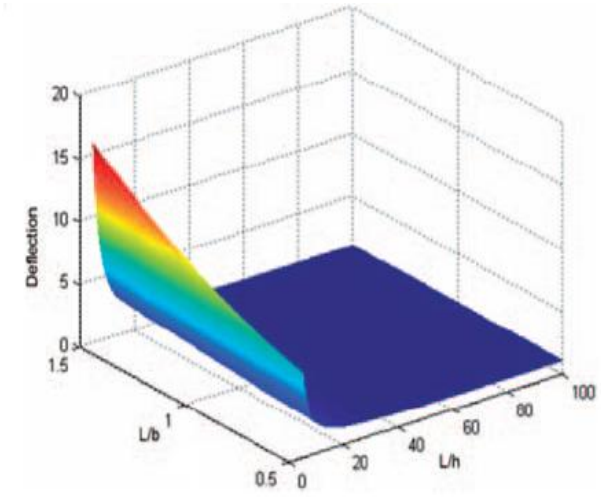


Figure 01 : Effet de petit-échelle sur la ration de déviation de la plaque Simplement

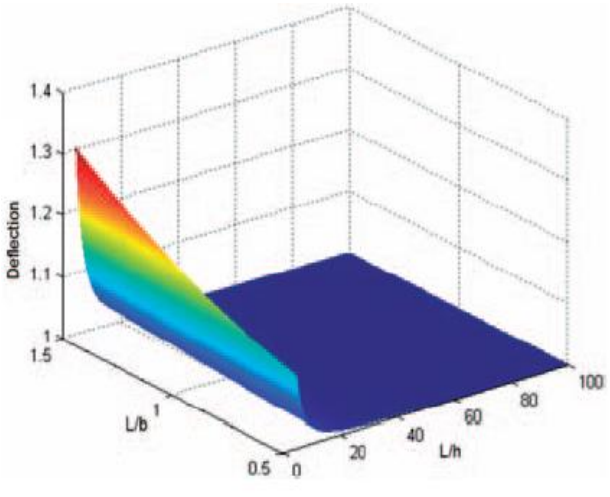


Figure 02 : Effet de déformation de cisaillement sur le ratio de déviation de la

appuyée sous charge sinusoïdale

plaque Simplement appuyée sous charge sinusoïdale

. En d'autres termes, l'inclusion de l'effet de petite taille conduit à une augmentation de la flèche.cet effet est significatif pour des plaques épaisses en particulier aux modes supérieurs. Cela signifie que l'effet de la déformation de cisaillement rend la plaque plus flexible (figure2).

8. CONCLUSION :

Dans ce travail, le modèle de plaque non-local pour la flexion, est élaboré à partir des théories différentielles non locales (relations constitutives d'Eringen).

Comme le montre cette étude, l'inclusion de petites dimensions et des effets de déformation de cisaillement rend la plaque plus souple et par conséquent, conduit à une augmentation de la flèche.

Ces effets sont significatifs pour les plaques épaisses surtout aux modes plus élèves, mais ils diminueront pour les plaque très minces

REMERCIEMENTS

Cette recherche a été soutenue par l'Agence thématique de recherche Scientifique et Technologique (Algérie) et l'université de Sidi Bel Abbes (UDL SBA) en Algérie.

REFERENCES

[1]. Li X, Bhushan B, Takashima K, et al. Mechanical characterization of micro/nanoscale structures for MEMS/NEMS applications using nano indentation techniques.Ultramicroscopy 2003; 97: 481‑494.

[2]. Eringen AC and Edelen DGB. On nonlocal elasticity. Int J Eng Sci 1972;10:233

[3]. Eringen AC. Nonlocal polar elastic continua. Int J EngSci 1972; 10: 1‑16.

[4]. Eringen AC. On differential equations of nonlocal elasticity and solutions of screw dislocation and surface waves. J Appl Phys 1983; 54: 4703‑4710.

[5].reddy JN. Nonlocal nonlinear formulations for bending of classical and shear deformation theories of beams and plates. Int J eng Sci 2010;48:1507-1518.

[6] Zenkour AM comprehensive analysis of functionally graded sandwich plates.

[7] Zenkour AM generalized sheared formation theory for bendin analysis of functionally graded plates.Appl math model 2006;30:67-84.

[8]ArashB and wang Q.A review on the application of nonlocal elastic models in modeling of carbon nanotubes.

[9]wang Q and wang C the constituve relation and small scale parameter of nonlocal continuum mechanics.

[10].Hashemi SH and Samaei AT. Buckling analysis ofmicro/nanoscale plates via nonlocal elasticity theory.physica E: Low-demensional syst Nanostruct2011;43:1400-1404.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds.)

FLOW DYNAMICS OF AN IMPINGING PLANE JET GENERATING SLOT TONES

Nabil KHAROUA[1], Lyes KHEZZAR[2], Mohamed ALSHEHHI[3]

[1]Mechanical Engineering Department, Petroleum Institute, Abu Dhabi, UAE, nkharoua@pi.ac.ae
[2] Mechanical Engineering Department, Petroleum Institute, Abu Dhabi, UAE, lkhezzar@pi.ac.ae
[3] Mechanical Engineering Department, Petroleum Institute, Abu Dhabi, UAE, malshehhi@pi.ac.ae

ABSTRACT

A plane jet, impinging on a slotted surface, was studied using Large Eddy Simulation LES. The slotted surface was placed a distance equal to four times the jet width. The Reynolds number, based on the jet width and the mean inlet velocity was equal to 5435. The interaction of the jet with the slot generates self-sustained noise.

The dynamic field of the turbulent flow was explored to investigate the high and low pressure zones directly related to the behavior of the coherent structures generated within the two plane free-shear layers developing on either side of the jet. These coherent structures might travel in parallel pairs causing a throttling phenomenon to occur when they interact with the slot. The slot toones are strongly related to such phenomena.

Key Words: *Impinging jet, Slot tone, Vortices, Fluctuating pressure, Large Eddy Simulation.*

NOMENCLATURE

Symbols :		**Indices / Exponents :**	
H	Jet and slot width, m	0	At inlet
w	Streamwise velocity, m/s	rms	Root mean square
x,y,z	Coordinates, m		

1. INTRODUCTION

Turbulent plane jets impinging on slotted surfaces generate noise in the form of slot tones depending on the Reynolds number and the jet exit-to-impingement surface distance. The tones appear when the turbulence and sound characteristic frequencies are in phase corresponding to an establishment of a feedback loop [1]. The understanding and control of the airborne sound is relevant to industrial applications of air conditioning, ventilation, solid-fuel rocket motors and whistling kettles [2, 3].

Blake and Powel [4] presented some important aspects of the slot tone in their review on different applications. Studies focusing on the slot tone appeared in the 1990s, e.g., [5]. A series of experimental studies were conducted within the research group of University of La Rochelle on the slot tones [3, 6]. Assoum [3] presented more details about the dynamic field, within the space separating the jet exit and the obstacle, and its correlation with the acoustic signals. The results were summarized in spatio-temporal cross-correlation maps.

Recently, the rapid advance of computational tools motivated the research community to develop different numerical approaches to tackle aeroacoustics problems. Reviews such as those of Tam [7] or Bodony and Lele [8] addressed the classical case of free jet to establish the best practice guidelines for the aeroacoustics simulation. Two main approaches were developed including the direct method and the hybrid method. The direct method is intended to resolve the coupled dynamic and acoustic fields explicitly while the hybrid method separates the two fields.

Several interesting numerical studies do exist in the literature on edge tones [9], hole tones [2, 10-11] and slit tones [12-13]. Numerical simulations of the slot tones seem to be inexistent in the literature. Since the hole tone is similar to the slot tone, insightful findings from the related literature will be described herein. Matsuura et al. [2] simulated the hole tone using a direct method. They observed a previously unknown feedback loop which occurs inside the jet itself. Matsuura et al. [10] elucidated the throttling mechanism for the same configuration of hole tone. The throttling mechanism occurs due to the variation of pressure at the impingement hole under the effect of the passing vortices. The previous studies allowed Matsuura et al. [11] to propose the suppression of the hole tones using an obstacle placed within the wall jet at a certain distance from the hole edge depending on the flow characteristics.

Based on the literature of free and impinging jet noise, it can be concluded that acoustics increases the complexity of jet simulation due to different spatial and temporal scales compared with those of turbulence in addition to the special care needed for the boundary conditions. LES and DNS approaches are highly recommended for accuracy purposes especially for the near-field while the analogy method is necessary if the far-field noise is to be predicted.

In the present study, LES is used to simulate the plane turbulent jet impacting a slotted plate at a Reynolds equal to 5435, based on the jet-exit velocity and width. The distance separating the jet exit and the slotted surface is four times the jet-exit width. The present LES simulation is intended to complement the experimental study of Assoum [3] by exploring further the complex dynamic field resulting from the interaction of the coherent structures with the slot. The focus will be on the pressure field.

2. NUMERICAL APPROACH

2.1. Mathematical and numerical modeling assumptions

The Large Eddy Simulation approach, as implemented in ANSYS FLUENT 16.2 [14], is used in this study and is based on the Wall-Adapting Local Eddy-Viscosity (WALE) model under Favre-averaging of the Navier-Stokes equations.

2.2. Computational mesh

The Cross-section of the geometry is presented in Figure 1. The slotted plate is placed at a distance equal to four times the jet-exit width (inlet of the computational domain). A multi-block structured hexahedral grid was generated in most of the computational domain (Figure 1). The computational domain was divided into 3.9 and 19 million cells representing a coarse and fine mesh, respectively. The grids were assessed from an LES viewpoint which is to generate an optimal mesh size within the Taylor microscale range allowing the capture of the most energetic turbulent structures [15-17]. The grid was refined in the two free jet regions upstream and downstream of the impingement plate, the impingement region, and the two wall jets. Based on a RANS (Reynolds Averaged Navier-Stokes) simulation, the ratio of the mesh size to the Kolmogorov scale was less than 14 and 10 for the coarse and fine grids, respectively which is compatible with the value of 12 recommended by the literature [18]. In addition, the computational cells are smaller than twice the Taylor microscale in the whole domain apart from the wall-adjacent

nodes. The non-dimensional distance from the curved wall (y+) was smaller than 1 in the wall jet region for both grids.

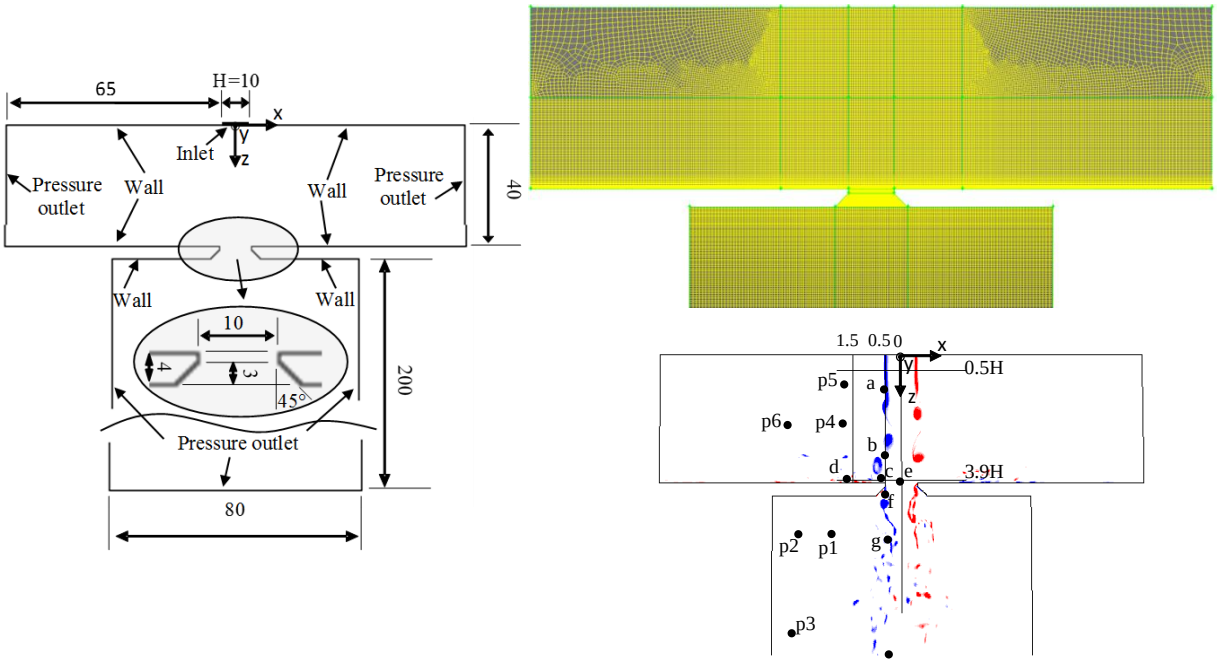


FIGURE 1. Geometry, mesh and boundary conditions

2.3. Boundary conditions

At the inlet of the computational domain, a velocity profile was imposed. A turbulence intensity, equal to 2%, was prescribed based on the experimental work of [3]. The spectral synthesizer technique [14] was used for the generation of fluctuating velocity components. Non slip boundary condition was imposed at the walls. An atmospheric pressure was imposed at the remaining boundaries of the computational domain in conjunction with the Non-Reflecting Boundary Condition option [14] to avoid the reflection of spurious pressure waves. A periodic boundary condition was applied at the opposite surfaces in the y direction to reduce the computational domain and optimize the computational grid based on Versteeg and Malalasekra [19] recommendation of at least twice the turbulent length scale of the problem between the two surfaces.

2.4. Numerical tools and simulation strategy.

The simulations consisted of four steps. In the first step, a steady flow field was obtained using the k-ω SST model to generate a good first guess for the transient LES simulations. Secondly, transient LES simulations were run with time step equal to 10^{-5} s until a statistical convergence was reached after 10 cycles based on a characteristic frequency of 100Hz extracted from the present case frequencies. For the third step, another transient simulation was conducted while imposing the Non-Reflecting Boundary Condition with a smaller time step (2.5×10^{-6} s) during 5 cycles. The last step was required to collect the flow statistics during more than 10 cycles.

The simulations were run using 48 and 96 parallel processors for the coarse and fine grids, respectively, during 3000 hours of CPU time.

3. RESULTS AND DISCUSSION

In the present work, the points and lines shown in Figure 1 were used to collect the data necessary for the generation of the results. The jet width is named H and is taken as a reference length scale.

3.1. Time-averaged field

Figure 2 illustrates profiles of the streamwise (z direction) components of the mean and fluctuating velocities close to jet exit (0.5H). The Figure depicts the mean streamwise velocity centerline decay as well which is an important parameter usually used to assess the accuracy and quality of numerical simulation of turbulent jets. The comparison of the previously mentioned variables with the experimental measurements of [3] are relatively acceptable. The LES simulations under-predict the fluctuating velocities close to the jet exit by up to 57%. The centerline mean velocity decay is overestimated by 5% beyond a distance of 3.2H from the jet exit. In this region, LES predicts an acceleration at 3.8H not captured by the experiments. Based on the similar profiles obtained using both the coarse and fine grids, the results obtained using the fine grid will be omitted in the subsequent section unless otherwise stated.

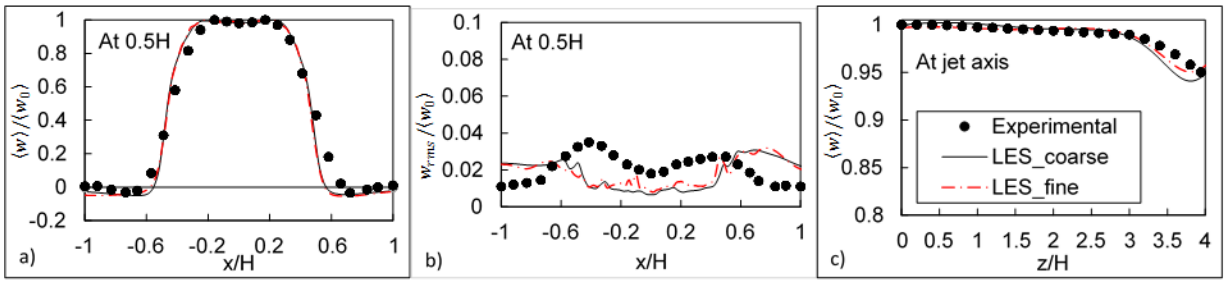


FIGURE 2. Mean and fluctuating velocity profiles at 0.5H from the inlet

3.2. Instantaneous field

Vortices are generated inside the plane shear layers surrounding the free jet region due to Kelvin-Helmholtz instabilities. They grow, sometimes in pair and in phase and interact with the slot. Figure 3 illustrates the positions of vortices having their axis in the y direction obtained from the superposition of instantaneous y vorticity contours.

The vortices follow two main trajectories upstream of the slotted impingement wall which either deviate towards the wall jet region or penetrate through the slot. The available experimental trajectories are presented by the white lines. The LES simulation complemented the picture by positions plotted within a larger domain. In the central region of the jet, upstream of the slot, vortices might access the jet core occasionally. Below the plate, the vortices generated inside the initial shear layer (close to the jet exit) and those generated at the slot lips form a plume of vortices which grows laterally by entrainment with streamwise distance. Noise generation by the intrusion of vortices into the jet core is a phenomenon that has been acknowledged previously by [20].

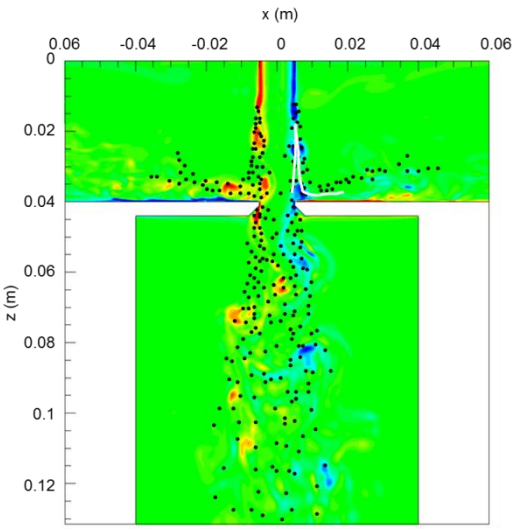
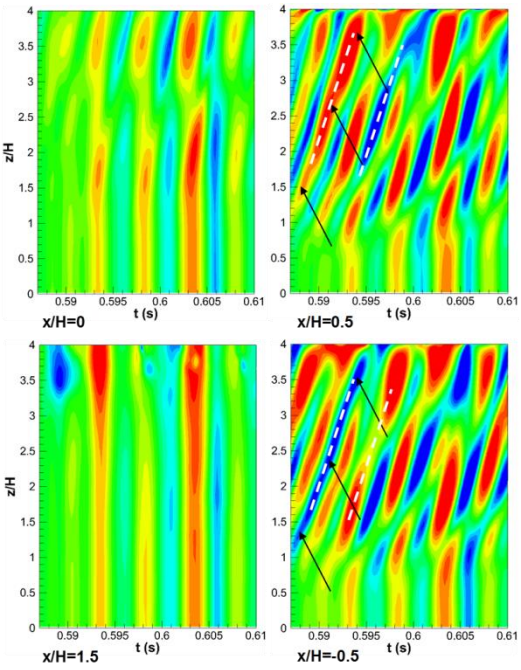


FIGURE 3. Positions of vortices (black dots) superimposed on y vorticity contours (white curves from experiments [3])

Figure 4 depicts the time-space plots of p' at four x/H positions (see Figure.1 for the positions). The time-space plots of p' show where high and low pressure regions are generated and how they are convected. The plots illustrate, also, the characteristic frequencies through the alternate low and high pressure regions with time which is approximately 213Hz. As noticed by Matsuura et al. [2], the pressure waves propagate inside the jet as well. The plots reveal roughly three zones from the jet exit towards the impingement wall (z/H<1, z/H=1-3 and z/H=3-4). The low p' regions correspond to the location of the vortices while the high p' regions correspond to the space between successive vortices. The co-rotating successive vortices entrain two opposite fluid streams which impact in the separating space causing the high pressure regions. At x/H=0, the alternate low and high pressure regions are almost vertical columns with noticeable peaks at about z/H=1.5-2.5 and close to the slot at z/H=3.5-4. These peaks correspondent to the interaction of the low and high p' regions from the opposite shear layers (see at x/H=±0.5). At x/H=±0.5, the alternate low and high p' regions are convected with a velocity equal to approximately 4.17 m/s (slop of the inclined low and high p' regions shown by dashed lines) which represents half the jet velocity. The oscillations of the jet are, also responsible for the discontinuities exhibited by the convected low and high p' regions.



At x/H=1.5, alternate perpendicular columns of p' correspond to pressure waves transmitted outside the jet region (fluid almost at rest). However, the presence of the wall jet in the zone z/H=3-4 causes the noticeable low and high p' regions such those at t=0.589s and t=0.5935s, respectively.

FIGURE 4. Space-time plots of pressure fluctuations at different positions x/H upstream of the impingement wall

4. CONCLUSIONS

LES was used to simulate a turbulent plane jet impinging on a slotted surface. The slot tones generated by the interaction of the jet with the slot necessitate more computational efforts compared with classical turbulent simulations. Smaller time steps, in conjunction with non-reflecting boundary conditions were used. Grid refinement gave similar results.

The centers of the vortices coincide with low pressure regions while high pressure regions reside between each two successive vortices leading to the continuous succession of low and high pressure regions from the vortex generation to their impingement on the slotted surface. Consequently, the two high pressure regions, immediately downstream of the two preceding opposite vortices, penetrate in the slot and cause the throttling phenomenon to occur which is responsible for the noticeable peaks of fluctuating pressure which in turn propagate in the rest of the domain

interacting with the free-shear layer of the jet issuing from the nozzle and causing the slot tones. The pressure waves propagate, backward, inside the jet as well although their effects are not as important as those outside. The vortices follow different paths by moving into the wall jet region, penetrating into the slot or impinging on the slotted surface. The slot tones are strongly related to the behavior of the vortices which was elucidated in the present study. The acoustic field will be investigated in future work.

REFERENCES

[1] C.M. Ho, and N.S. Nosseir, Dynamics of an impinging jet. Part 1. The feedback phenomenon, *J. Fluid Mech.*, 105, 119-142, 1981.
[2] K. Matsuura, and M. Nakano, Direct computation of a hole-tone feedback system at very low Mach numbers, *J, Fluid Sci, Technol*., 6, 548-561, 2011.
[3] H. Assoum, Etude expérimentale des couplages entre la dynamique d'un jet qui heurte une plaque fendue et l'émission sonore générée, PhD Thesis, La Rochelle University, La Rochelle, France, 2013 (In French).
[4] W.K. Blake, A. Powell, The development of contemporary views of flow-tone generation, In: Recent Advances in Aeroacoustics, Springer, pp. 247-325, 1986.
[5] S. Ziada, Feedback control of globally unstable flows: impinging shear flows, *J. Fluids Struct*., 9, 907-923, 1995.
[6] M. Glesser, Sons auto-entretenus produits par l'interaction d'un jet plan avec une plaque fendue: étude expérimentale et modélisation du couplage avec un résonateur. PhD Thesis, La Rochelle University, La Rochelle, France, 2006 (In French).
[7] C.K.W. Tam, Computational Aeroacoustics: An Overview of Computational Challenges and Applications, *Int. J. Comput. Fluid Dyn*., 18, 547-567, 2004.
[8] D.J. Bodony, S.K. Lele, Current status of jet noise predictions using Large-Eddy Simulation, *A.I.A.A. J*., 46, 364-380, 2008.
[9] H. Yokoyama, M. Kobayashi, H. Onitsuka, A. Miki, A. Iida, Direct numerical simulation of flow and acoustic fields around an air-reed instrument with tone holes, Presented in 43rd International Congress on Noise Control Engineering, (inter.noise 2014), Melbourne, Australia, 2014.
[10] K. Matsuura, M. Nakano, A throttling mechanism sustaining a hole tone feedback system at very low Mach numbers, *J. Fluid Mech*., 710, 569-605, 2012.
[11] K. Matsuura, M. Nakano, Disorganization of a hole tone feedback loop by an axisymmetric obstacle on a downstream end plate, *J. Fluid Mech*., 757, 908-942, 2014.
[12] C.K.W. Tam, H. Ju, M.G. Jones, W.R. Watson, T.L. Parrott, A computational and experimental study of slit resonators, *J. Sound Vibr*., 284, 947-98, 2005.
[13] C.K.W. Tam, H. Ju, B.E. Walker, Numerical simulation of a slit resonator in a grazing flow under acoustic excitation, *J. Sound Vibr*., 313, 449-471, 2008.
[14] ANSYS Inc. Fluent User Guide and Fluent Theory Guide, 2015, version 16.2.
[15] S. Ghosal, Mathematical and physical constrains on large-eddy simulation of turbulence, *A.I.A.A. J*., 37, 425-33, 1999.
[16] I.B. Celik, Z.N. Cehreli, I. Yavuz, Index of resolution quality for large eddy simulations, *J. Fluids Eng*., 127, 949-58, 2005.
[17] P. Sagaut, Large-eddy simulation for incompressible flows - An introduction. 3rd ed. Scientific Computation series, Berlin: Springer-Verlag; 2006.
[18] M. Hadžiabdić, K. Hanjalić, Vortical structures and heat transfer in a round impinging jet, *J. Fluid Mech.* 596, 221-60, 2008.
[19] H. Versteeg, W. Malalasekra, An introduction to computational fluid dynamics: the finite volume method. 2nd ed. Pearson Education Limited. Edinburgh Gate. Harlow. Essx CM20 2JE; 2007.

[20] C. Brehm, J. Housman, C. Kiris, Computational aeroacoustics analysis of a jet impinging on an inclined plate, A.M.S. Seminar Series at NASA Ames Research Center. https://www.nas.nasa.gov/assets/pdf/ams/2015/AMS_20150205_Brehm.pdf 33

TRANSFERTS ENERGETIQUES ENTRE LE CHAMP TURBULENT D'UN JET IMPACTANT DE VENTILATION ET LE CHAMP ACOUSTIQUE GENERE

Kamel ABED-MERAÏM[1], Hassan ASSOUM[2], Anas SAKOUT[3]

[1]Laboratoire des Sciences de l'Ingénieur pour l'Environnement (LaSIE), Université de La Rochelle, kamel.abed-meraim@univ-lr.fr
[2]Beirut Arab University, Tripoli Branch, Lebanon, hassan.assoum@gmail.com
[3]Laboratoire des Sciences de l'Ingénieur pour l'Environnement (LaSIE), Université de La Rochelle, anas.sakout@univ-lr.fr

RÉSUMÉ

Dans certaines configurations, un jet plan heurtant une plaque fendue produit des nuisances sonores. En effet, en fonction du rapport de confinement, il arrive que des sons auto-entretenus se produisent, s'installent dans l'écoulement et favorisent les transferts d'énergie du champ aérodynamique vers le champ acoustique. Créant ainsi une source de bruit aéroacoustique qui peut atteindre des niveaux sonores élevés et que les utilisateurs cherchent à réduire ou à supprimer. Lorsque ces dispositifs équipent des enceintes habitables, le confort acoustique peut être impacté. Cette étude a été initiée pour comprendre ces phénomènes et apporter des solutions afin de réduire ces nuisances sonores. Un intérêt particulier est porté sur les interactions entre les structures tourbillonnaires qui se développent dans cet écoulement et le champ acoustique produit. Un dispositif expérimental reposant sur de la vélocimétrie par images de particules (TR-SPIV) est utilisé. L'exploitation des images obtenues par cette métrologie Laser plein champ, permet de détecter et de suivre ces structures tourbillonnaires dans le temps. Les corrélations entre la production de bruits et les déformations de ces structures tourbillonnaires au passage de la fente sont analysées.

Mots Clés: *Acoustique, Jets turbulents impactants, PIV, Métrologie Laser*.

NOMENCLATURE

Symboles :

Re	nombre de Reynolds
H	hauteur du jet, m
L	largeur du jet, m
Mo	nombre de Mach
Uo	vitesse de soufflage
Ti	trajectoire i des tourbillons
t	le temps

Lettres grecques :

ν	viscosité cinématique
λ_2	valeur propre du tenseur $S^2+\Omega^2$

Abréviations :

PIV	Vélocimétrie par Images de Particules
SPIV	Stéréo-PIV
TR-SPIV	SPIV résolue en temps
2D-2C	en 2 dimensions et à 2 composantes

1. INTRODUCTION

Les jets confinés heurtant des surfaces fendues se retrouvent dans l'industrie, le transport, l'habitat, ... Parmi les applications relatives au bâtiment, ces jets impactants sont utilisés dans les systèmes de renouvellement d'air, afin d'améliorer le mélange et la diffusion des flux d'air. Ainsi, ils permettent d'assurer le renouvellement d'air nécessaire au confort dans les enceintes habitables, tout en évitant les zones de stagnation et les sensations de courants d'air. Ils permettent aussi de minimiser les consommations d'énergie.

Ces jets peuvent dans certains cas devenir des sources de nuisances sonores par l'apparition de sons auto-entretenus qu'ils peuvent générer [1-10]. Ces sons auto-entretenus se produisent quand l'écoulement interagit avec un obstacle muni de trous ou de fentes placés sur sa trajectoire. ils sont recherchés dans le cas des instruments de musique, mais sont considérés comme source de gêne auditive dans la plupart des applications techniques ou dans l'habitat.

Les sons auto-entretenus se produisent quand une boucle de rétroaction s'installe entre la zone de contact d'un jet avec une surface fendue et la bouche de soufflage. Le mécanisme de production de ces sons résulte de l'interaction d'une couche de cisaillement de l'écoulement avec les singularités que présente l'obstacle. Ainsi, une onde acoustique est générée dans la zone ou les structures tourbillonnaires du jet heurtent la plaque fendue, se propage vers l'amont et produit une modulation de la couche de cisaillement près de la sortie du jet et une amplification des instabilités. Cette boucle de rétroaction maximise le transfert d'énergie du champ aérodynamique vers le champ acoustique et crée une source de bruit aéroacoustique qui peut atteindre des niveaux sonores élevés que les utilisateurs cherchent à réduire ou à supprimer.

Notre étude se situe dans ce contexte et concerne les interactions entre les structures tourbillonnaires générées par l'écoulement du jet venant heurter la plaque fendue et cette même plaque. La détection et le suivi de ces structures tourbillonnaires, permettent l'analyse des corrélations entre leurs déformations et la production sonore générée, et une meilleure compréhension des phénomènes responsables de ces nuisances sonores. Cette étude peut être réalisée grâce à une plate-forme expérimentale utilisant une métrologie spécifique intégrant de la tomographie laser et de la vélocimétrie par images de particules résolue en temps (TR-PIV).

2. DISPOSITIF EXPERIMENTAL

Un dispositif expérimental, dont le schéma est présenté sur la Figure 1, a été développé pour cette étude. Un compresseur (1) crée en amont un flux d'air dans l'installation. Ce compresseur se trouve dans une autre pièce isolée de la salle expérimentale et il est commandé par un hacheur de fréquence (2) qui permet de contrôler la puissance du moteur afin de régler le débit d'air (et donc la vitesse de soufflage). La vitesse maximale atteinte par le jet à la sortie du convergent est de 33 m/s, ce qui correspond à un nombre de Mach de l'ordre de $M_0 \approx 0.1$, donc à une vitesse largement subsonique.

Les flux d'air générés traversent un volume d'amortissement (3) de 1 m^3 qui comprend trois tissus métalliques grossiers, puis un tube (4) de 1250 mm de longueur et de section rectangulaire (190 × 90 mm^2) équipé de nids d'abeilles et prolongé par un convergent (5). Ce qui permet d'obtenir un jet libre plan de hauteur H = 10 mm et de largeur 190 mm. Le jet ainsi créé débouche dans la salle d'expérimentation et heurte une plaque en aluminium (6) de 4 mm d'épaisseur, munie d'une fente (7) biseautée à 45° de mêmes dimensions que la sortie du convergent et alignée avec celui-ci. La plaque installée pour ces expériences est carrée, de 250 mm de côté. La partie biseautée de la fente est dirigée vers l'aval.

Le confinement de cet écoulement est paramétré par le rapport adimensionnel L/H (Figure 2) où L est la distance entre la sortie du jet et l'obstacle et H la hauteur de la fente (H = 10 mm). On utilisera dans la suite de l'exposé ce rapport de confinement ainsi que des distances rendues adimensionnelles par H.

La fréquence de coupure du premier mode du conduit formé par le tube et le convergent est évaluée à 900 Hz. La plate-forme expérimentale est équipée d'un système de TR-SPIV (LaVision). Il est composé de caméras rapides : PCO dimax HS2 (capteurs de 1400 x 1050 pixels et de fréquence 7 KHz à 1 Mégapixels), ou Phantom Speed Sense V711 (capteurs de 1280 x 800 pixels et de fréquence 7,5 KHz à 1 Mégapixels), d'un laser Nd : YLF LDY 300 Litron, avec une longueur d'onde de 527 nm et une énergie de 30 mJ par pulse et par cavité, et d'un bras laser de 1800 mm. L'ensemencement de l'écoulement est réalisé grâce à un générateur de particules (particules d'huile d'olive de dimensions 2 à 3 µm). Le dispositif est piloté et synchronisé à l'aide du logiciel Davis 8.2 de LaVision. Pour cette étude, une TR-PIV 2D-2C a été utilisée. Pour chaque configuration étudiée (Reynolds, Confinement), 1000 doublets d'images sont réalisés avec une fréquence d'échantillonnage de 2,5 KHz. La gamme des nombres de Reynolds expérimentés s'étend de 2000 à 23000.

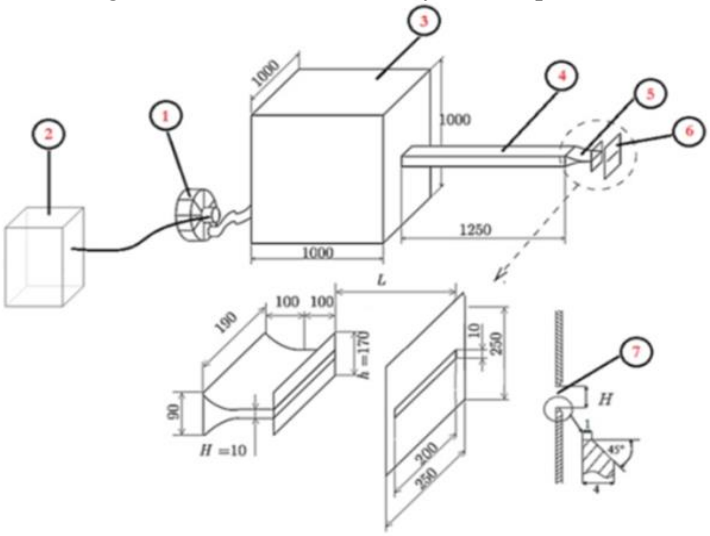


Figure 1 : Dispositif expérimental

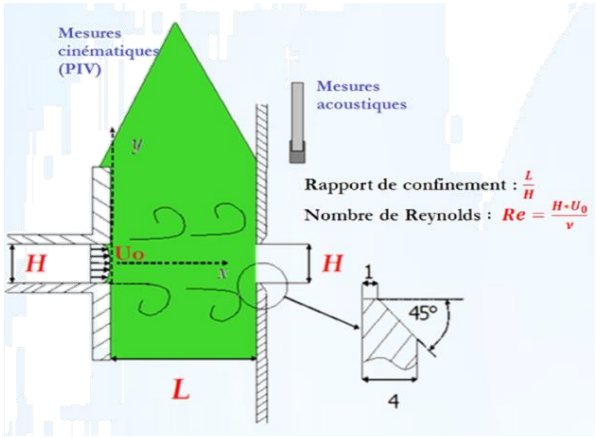


Figure 2 : Rapport de confinement

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

Sur la Figure 3, des iso-valeurs sont utilisées pour représenter la vitesse moyenne longitudinale Vx pour une configuration relative à un Re = 4415 et L/H = 4. Les profils de vitesses moyennes longitudinales sont extraits pour quatre plans : à la sortie du jet (X = 1 mm), au milieu (X = 15 mm et 25 mm) et à proximité de la plaque fendue (X = 35 mm). La forme de ces profils de vitesses moyennes est plate dans la région du noyau potentiel, puis s'arrondie plus loin de la sortie du jet. Pour mettre en évidence la production de sons auto-entretenus d'un jet heurtant une plaque fendue, le champ acoustique rayonné dans la configuration expérimentale étudiée ici est mesuré dans le cas d'une plaque fendue et une plaque pleine au même nombre de Reynolds. Ainsi, les spectres des signaux acoustiques mesurés dans les deux cas sont présentés sur la Figure 4 pour un nombre de Reynolds (Re=5435) et un rapport de confinement L/H = 4.

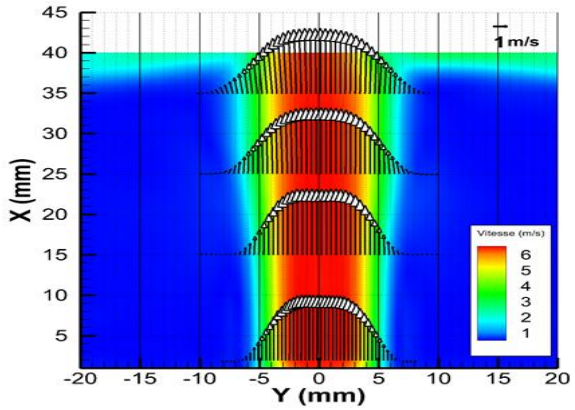


Figure 3 : Profils et Champs moyen : Vx

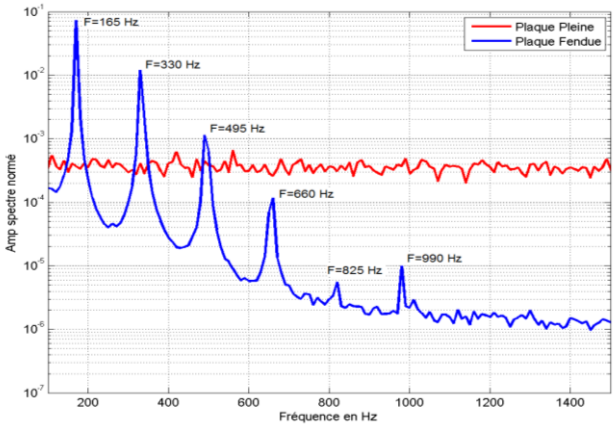


Figure 4 : Spectres des signaux acoustiques pour Re=5435

L'effet de la fente se voit très clairement au niveau des fréquences excitées. Dans le cas d'une plaque pleine, le signal acoustique a un spectre typique d'un bruit blanc ; une fois la fente introduite, le spectre change radicalement et on voit apparaitre dans le spectre une fréquence fondamentale f_0 égale à 165 Hz ainsi que ses harmoniques $2f_0$, $3f_0$, $4f_0$, $5f_0$ et $6f_0$. La fréquence fondamentale f_0 la plus énergétique du spectre acoustique est appelée la fréquence du son auto-entretenu. Les sons auto-entretenus générés par l'interaction de l'écoulement avec la fente présente sur la plaque heurtée sont accompagnés de niveaux acoustiques qui peuvent atteindre des valeurs très importantes. Les niveaux de pression acoustique obtenus dans le jet étudié ici sont présentés sur la Figure 5 en fonction du nombre de Reynolds pour un rapport de confinement L/H=4. Les fréquences des sons auto-entretenus sont également tracées sur cette figure en fonction du nombre de Reynolds.

Ces fréquences fondamentales des sons auto-entretenus présentent des sauts et évoluent linéairement par morceau en fonction du nombre de Reynolds. Quant au niveau acoustique, il augmente quand le nombre de Reynolds augmente avec des pics pour certains nombres de Reynolds. Les pics du niveau acoustique coïncident avec des sauts de fréquences des sons-auto-entretenus. Cette évolution montre une optimisation de la boucle de rétroaction et du transfert d'énergie du champ dynamique au champ acoustique lors d'un saut de fréquence. Dans ce qui suit un confinement expérimental bruyant L/H = 4 est considéré et analysé pour plusieurs nombres de Reynolds présentant des pics du niveau acoustique. Dans le but d'étudier la dynamique tourbillonnaire dans des cas bruyants, on considèrera deux pics du niveau acoustique qui sont accompagnés d'un saut de fréquences des sons auto-entretenus à Re=3610 et Re=5435 comme indiqué sur les figures 5 et 6.

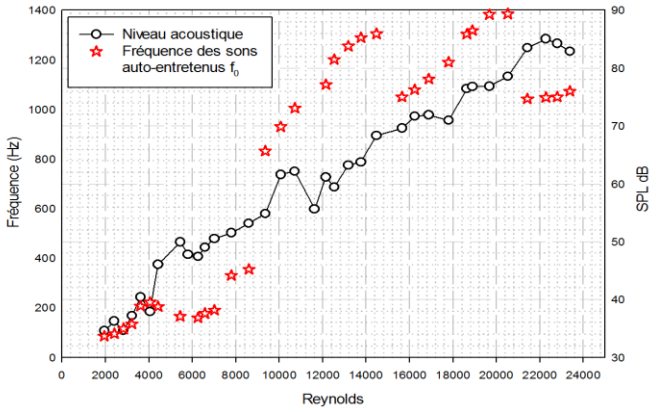


Figure 5 : fréquences et niveaux acoustiques des sons auto-entretenus en fonction du nombre de Reynolds pour L/H=4

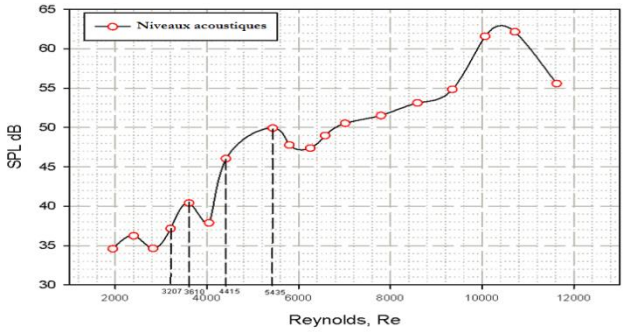


Figure 6 : Niveaux acoustiques des pics étudiés

Ainsi, les deux nombres de Reynolds Re=3207 et Re= 4415 qui précèdent les deux nombres de Reynolds bruyants Re=3610 et 5435 sont étudiés, afin de comprendre les organisations structurelles dans l'écoulement qui optimisent les échanges d'énergie cinétique et acoustiques, et qui maintiennent les boucles des sons auto-entretenus. Donc, nous avons cherché à appréhender la dynamique tourbillonnaire et l'apparition de ces phénomènes. Pour ce faire, pour chaque nombre de Reynolds, nous avons considéré l'évolution des trajectoires des tourbillons ainsi que leur dynamique.

Le post-traitement des mesures PIV (séries de couples d'images PIV) nous permet d'accéder à l'évolution temporelle des champs de vitesses. A l'aide d'un critère de détection et de suivi des structures tourbillonnaires (λ_2), les trajectoires des tourbillons sont ensuite analysées pour repérer celles qui sont déviées et celles qui sont aspirées par la fente (Figure 7). Sur la figure 7, les champs de λ_2, pour les 4 nombres de Reynolds analysés et présentés sur la figure 6, sont superposés à des instants successifs, ce qui permet de voir les trajectoires des tourbillons (visualisées que sur la moitié du jet vue la symétrie de l'écoulement). Pour les Reynolds

correspondants aux pics du niveau acoustique, les tourbillons empruntent deux trajectoires T1 et T2. Une première qui présente une légère pente et qui s'écarte de l'axe du jet (nommée T1) et une deuxième qui est verticale et serrée vers l'axe du jet (nommée T2). Pour les Reynolds précédents les pics du niveau acoustique, les tourbillons n'empruntent qu'une seule trajectoire, déviée de l'axe du jet (de type T1). Cette analyse montre une nette corrélation entre l'apparition des pics des sons auto-entretenus et la dynamique tourbillonnaire. En effet, c'est bien la déformation et l'aplatissement des structures tourbillonnaires au passage de la fente qui génère un accroissement du bruit. Dès lors, que cette organisation disparait, on remarque à nouveau une baisse du niveau acoustique.

Cette corrélation entre dynamique tourbillonnaire et apparition de pics de bruits générés par ce type d'écoulement a été confirmé par d'autres analyses. On peut voir sur la figure 8, une confrontation entre la visualisation des centres des tourbillons par le critère λ_2 et le signal acoustique. Ainsi, le signal acoustique mesuré à l'aide d'un microphone est présenté sur la Figure 9 (a), pour une durée qui correspond à une période de ses oscillations à Re=5435 et L/H=4. Les instants reportés en noir sur cette courbe correspondent à des instants de mesures PIV dont les images sont visualisées sur la Figure 9 (b). Le signal acoustique présente une période à deux pics successifs ayant des amplitudes différentes. En observant les instants t=3.6 ms (t=3.5 ms en PIV) sur les Figures a et b, on constate que le premier pic qui a l'amplitude la plus importante se produit quand deux tourbillons arrivent à la plaque de part et d'autre de la fente. Ces deux tourbillons rétrécissent la veine de l'écoulement avant de dévier transversalement tout en provoquant une accélération du jet au niveau de la fente par les effets de rotation. À cet instant (t=3.5 ms), les deux tourbillons dévient dans la direction transversale suivant la trajectoire T1.

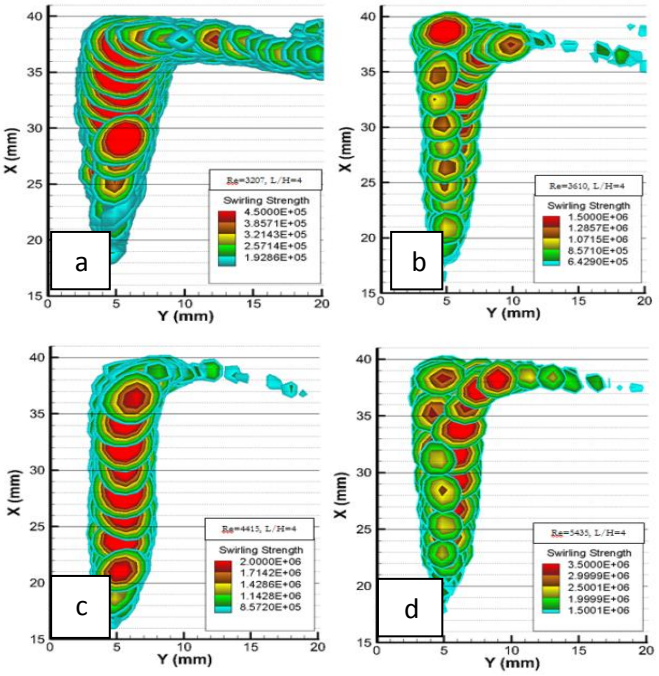


Figure 7 : Champs de λ_2 montrant les trajectoires des tourbillons sur Y>0 et pour (a) : Re=3207, (b) : Re=3610, (c) : Re=4415 et (d) : Re=5435

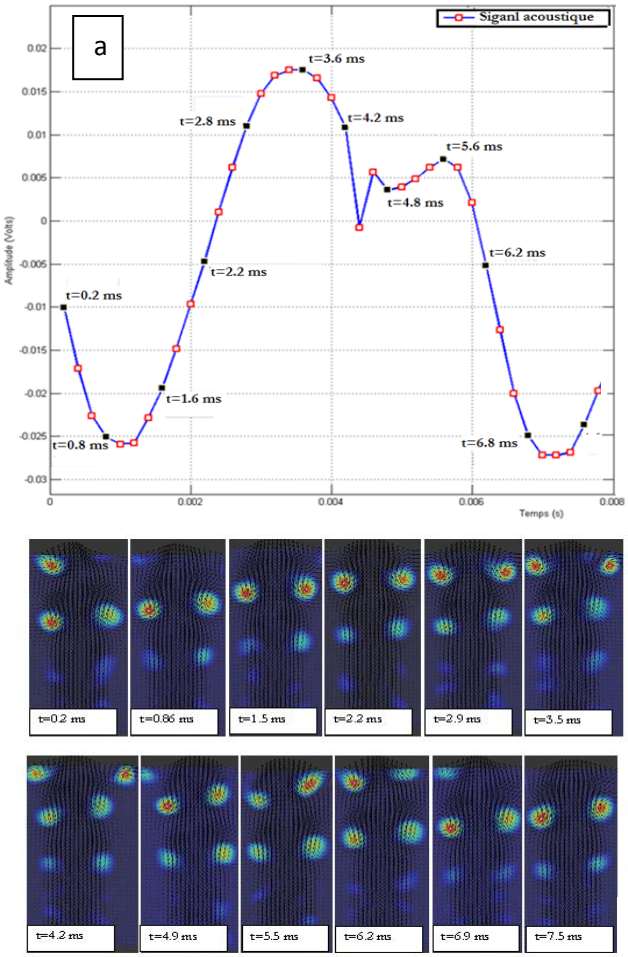


Figure 8 : (a) Signal acoustique. Re=5435 et L/H=4. (b) Tourbillons identifiés grâce au critère λ2. Re=5435 et L/H=4

En observant le deuxième pic à l'instant t=5.6 ms du signal acoustique sur la Figure 9a (t=5.5 ms en visualisation PIV sur la Figure 9b), il est possible de voir qu'il s'agit du moment où le tourbillon de droite arrive au niveau du bord de la fente en générant un effet d'accélération sur un seul côté avant d'être aplati puis entrainé par l'écoulement à travers la fente. Ensuite le deuxième tourbillon du côté gauche arrive au niveau de la paroi en retard par rapport au tourbillon de droite et s'éclate sur le bord de la fente pour être disloqué puis entrainé en partie par cette dernière. Les tourbillons à l'instant t=5.5 ms suivent la trajectoire T2 pour s'échapper à travers la fente de la paroi. Ainsi, le minimum du signal acoustique (instants t=0.8 ms et t=6.8 ms) est atteint quand les tourbillons principaux sont loin de la paroi de la plaque. Et les pics du signal acoustique sont atteints quand les tourbillons arrivent au niveau de la fente où ils se déforment pour passer à travers cette dernière et créent un étranglement de l'écoulement.

4. CONCLUSION

Dans cette étude les sons auto-entretenus ont été analysés pour un confinement L/H=4 et différents nombres de Reynolds. L'évolution des fréquences des sons auto-entretenus présente des sauts qui sont accompagnés pour la plupart des cas d'un changement de mode aérodynamique et d'un pic du niveau acoustique. les trajectoires des tourbillons ont également été étudiées pour des configurations bruyantes et non bruyantes. Ainsi, une corrélation entre la dynamique tourbillonnaire de l'écoulement et les pics acoustiques des sons auto-entretenus a été établie.

REFERENCES

[1] H Assoum, A Sakout, K Abed-Meraim, Etude de sons auto-entretenus : transferts énergétiques entre l'énergie cinétique turbulente et le champ acoustique, CFA 2014. 22-25 Avril 2014, Poitiers-France.

[2] H Assoum, A Sakout, K Abed-Meraim, Etude de la dynamique tourbillonnaire d'un jet plan heurtant une plaque fendue et le champ acoustique généré, CFA 2014. 22-25 Avril 201, Poitiers-France.

[3] Assoum H.H., El Hassan M., Abed-Meraïm K., Martinuzzi R. , Sakout A., Experimental analysis of the aero-acoustic coupling in a plane impinging jet on a slotted plate, Fluid Dynamics Research, 45:45503-18 (2013)

[4] Assoum, H. H., Sakout, a., El Hassan, M., Vetel, J., Alia, A., Abed-Meraim, K., et al., 2012. Experimental investigation of the vibration of a slotted plate and the acoustic field in a plane impinging jet. Acoustics 2012. 23-27 Avril 2012, Nantes -France.

[5] El Hassan, M., Assoum, H. H., Sobolik, V., V´etel, J., Abed-Meraim, K., Garon, A., Sakout, A., Experimental investigation of the wall shear stress and the vortex dynamics in a circular impinging jet. Experiments in fluids, 2012, 52 (6), 1475–1489

[6] El Hassan, M., Assoum, H., Martinuzzi, R., Sobolik, V., Abed-Meraim, K., Sakout, A., Experimental investigation of the wall shear stress in a circular impinging jet. Physics of Fluids, 2013, 25, 077101.

[7] Assoum H.H., Abed-Meraïm K., Sakout A., El Hassan M., Contribution expérimentale à l'étude des interactions entre les structures tourbillonnaires et les vibrations d'une plaque fendue heurtée par un jet plan rectangulaire, *Activités Universitaires en Mécanique de l'Association Française de Mécanique,* 29-31 Août., Rouen, France, 2012.

[8] Billon A, Valeau V., Sakout A., Two feedback paths for a jet-slot oscillator, Journal of Fluids and Structures, 21 : 121-132 (2005).

[9] Billon, A., Valeau, V., Sakout, A., Instabilités de l'écoulement produisant le bruit de fente. C. R. Mecanique 332, 557–563 (2004).

[10] H.H. Assoum, M. El Hassan, K. Abed-Meraim, A. Sakout, The vortex dynamics and the self sustained tones in a plane jet impinging on a slotted plate**,** *European Journal of Mechanics B/Fluids 48 (2014), pp. 231-235*

MIXED CONVECTION AND FLOW-REVERSAL IN A DIFFERENTIALLY AND ASYMMETRICALLY HEATED VERTICAL CHANNEL: APPLICATION TO CONVECTION COOLING OF CIRCUIT BOARDS

F. MECHIGHEL[1], M. KADJA[2], S. BEN AOUA[1] AND M. LAOUICI[1],

[1]Laboratoire LR3MI, Département de Génie Mécanique, faculté des sciences de l'ingéniorat, BP 12, Université d'Annaba (UBMA), 23000 – Algérie, E-mail farid.mechighel@etu.unilim.fr
[2]Laboratoire LEAP, Département de Génie Mécanique, Université de Constantine 1, 25000 – Algérie

ABSTRACT

A mathematical model for mixed convection heat transfer in a vertical channel with asymmetric wall temperatures counting situations of flow-reversal was presented. The model is firstly validated by considering numerical simulations of some test cases problem of mixed-convection available in the literature and then adapted to handle the problem of convection cooling of circuit boards.

Keywords: *Mixed Convection, Heat Transfer, Convective flow, flow-reversal*

NOMENCLATURE

Symbols:

L	channel length, m
b	channel width, m
k	thermal conductivity, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
p	pressure, N m^{-2}
P	dimensionless pressure
r	dimensionless temperature range
T	temperature, K
u, v	velocity components, m/s
U, V	dimensionless velocities
x, y	Cartesian coordinates, m
X, Y	dimensionless coordinates

Dimensionless numbers:

Gr	Grashof number
Pe	Péclet number
Pr	Prandtl number
Re	Reynolds number
Ri	Richardson number

Greek letters:

α	thermal diffusivity, m2/s
Θ	dimensionless temperature
ρ	density, kg m^{-3}
ν	kinematics viscosity, m^2/s
ΔT	temperature scale, K

1. INTRODUCTION

Convection heat transfer can be free (natural), forced or mixed in nature. When the fluid motion is caused by a density variation, due to a temperature difference, the situation is called *free* convection. When the fluid motion is caused by an external force, the convection mode is defined as one of *forced* convections. A state of *mixed* convection is the one in which both the natural and the forced convections are presented.

Mixed-convection heat transfer is important in several technical and scientific domains due to its common occurrence in engineering, industrial, and natural surroundings. For instance, heat transfer involving flow through a *parallel plate channel* is found in conventional *flat plate type solar collectors* and *equipment for electronic cooling*. In the above application, electronic components are usually mounted on parallel *circuit*

boards, which are in general placed vertically in a cabinet and form *vertical parallel channels* through which *coolant* are passed. The coolant (usually air) can be propelled by free convection, forced convection, or mixed convection, depending on the power density of the circuit boards [1].
In the literature, mixed convection in a vertical plane channel has been widely studied by numerical methods [1-3] and experimental methods [4, 5]. In these studies, the *flow-reversal* (*reversed-flow*) was commonly identified.
The present investigation deals with a vertical plate channel with asymmetric wall temperatures. A mathematical model for the problem of mixed convection was carried out.

2. MATHEMATICAL MODELING

The physical model considered in the present study is shown in figure 1, where uniform inlet conditions are supposed. The inlet velocity is a given quantity and it is assumed that in the physical situation, a fan is adjusted to maintain the given velocity when flow rate is modulated by mixed convection.

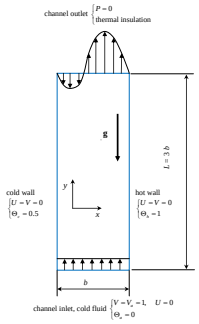


Figure 1: The physical problem.

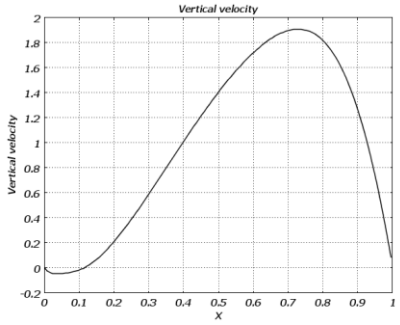


Figure 2. Vertical velocity profile at the channel outlet (present model).

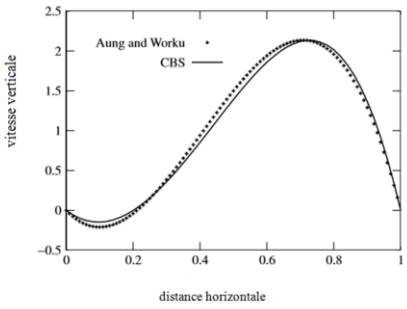


Figure 3. Results predicted in the references [2] and [6].

2.1 The governing equations

The non-dimensional Navier-Stokes and energy equations and the boundary conditions that describe the physical situation as shown in Fig. 1 are written in the Cartesian coordinate system as follows:

$$\partial U/\partial X + \partial V/\partial Y = 0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial U}{\partial \tau} + U\frac{\partial U}{\partial X} + V\frac{\partial U}{\partial Y} = -\frac{\partial P}{\partial X} + \frac{1}{\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2 U}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial Y}\right) \tag{2}$$

$$\frac{\partial V}{\partial \tau} + U\frac{\partial V}{\partial X} + V\frac{\partial V}{\partial Y} = -\frac{\partial P}{\partial Y} + \frac{1}{\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2 V}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 V}{\partial Y^2}\right) + \frac{\mathrm{Gr}}{\mathrm{Re}^2}\Theta \tag{3}$$

$$\frac{\partial \Theta}{\partial \tau} + U\frac{\partial \Theta}{\partial X} + V\frac{\partial \Theta}{\partial Y} = \frac{1}{\mathrm{Re}\,\mathrm{Pr}}\left(\frac{\partial^2 \Theta}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial Y^2}\right) = \frac{1}{\mathrm{Pe}}\left(\frac{\partial^2 \Theta}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \Theta}{\partial Y^2}\right) \tag{4}$$

Bottom ($Y = 0,\ 0 \le X \le 1$) (inlet) $U = 0,\ V = 1,\ \Theta = \Theta_a = \Theta_0 = 0$ (5)

Top ($Y = Y_{\max} = L/b,\ 0 \le X \le 1$) (outlet) $P = 0$, insulated (6)

Left plate ($X = b/b = 1,\ 0 \le Y \le Y_{\max}$) (cold wall) $U = 0,\ V = 0,\ \Theta = \Theta_c = r_\Theta$ (7)

Right plate ($X = 0,\ 0 \le Y \le Y_{\max}$) (hot wall) $U = 0,\ V = 0,\ \Theta = \Theta_h = 1$ (8)

where $X = x/b$, $Y = y/b$, $\tau = t v_0/b$, $U = u/v_0$, $V = v/v_0$, $P = p/\left(\rho v_0^2\right)$, $\Theta = \left(T - T_a\right)/\left(T_w - T_a\right)$ (with $T_w = T_h$ for the hot wall and $T_a = T_0$ for the channel inlet). The Boussinesq approximation for the buoyancy force term has been used and the dimensionless numbers are given as $\mathrm{Re} = v_0 b/\nu$, $\mathrm{Gr} = g\beta\Delta T b^3/\nu^2$ and $\mathrm{Pr} = \nu/\alpha$, respectively. When Gr is positive, it is a buoyancy aiding flow; otherwise, it is an opposing flow. The term of the volume force in the case of the mixed convection problem is $\left(\mathrm{Gr}/\mathrm{Re}^2\right)\Theta$.

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1 Validation of the model

First test problem: Mixed convection problem studied in the references [2] and [6]

Firstly we consider a simple mixed convection problem, in a vertical channel, as shown in figure 1. This problem has been studied in the references [2] and [6]. It consists of two vertical plates which serve as the walls of the channel: The first wall is at the higher temperature ($\Theta_h = 1$) and the temperature of the colder wall is ($\Theta_c = r_\Theta = 0.5$). The cold fluid (air) incoming the channel from the bottom has ($\Theta_a = \Theta_0 = 0$). A uniform vertical velocity, of unit, is imposed at the inlet ($V_a = V_0 = v/v_a = 1$). The gravity direction is assumed act in the negative sense of *Y*. At the inlet the Reynolds number is ($\mathrm{Re} = v_0 b/\nu = 100$) and the Grashof number is assumed equal to 25000, this gives ($\mathrm{Gr/Re} = 250$ and $\mathrm{Ri} = \mathrm{Gr}/\mathrm{Re}^2 = 2.5$). At the outlet, a value of zero pressure is imposed, and the length of the channel is three times of the width ($L/b = 3$). The present example represents an illustration of buoyancy-driven convection heat transfer, although the buoyancy force aids the fluid to move very quickly by creating an upward flow near the wall, driven by the density variations. It should be emphasized, however, that at a grand Richardson number the flow-reversal is possible in this kind of the problem, as schematically shown in Fig. 1. In general, it is possible, in certain practical applications, that the flow was forced from the upper part of the channel (in the sense of *y* negative). Such a flow situation is called *opposed-flux* in which the *buoyancy-driven flow* is in the opposite sense of the *forced flow*.
Steady-state mixed convection numerical results are shown in figure 2. The unstructured mesh, used in the predictions, is refined near the solid walls and a total number of 4560 elements is employed in the simulation. The flow is almost *fully developed* at a vertical distance of 2 from the inlet. The ratio (Gr/Re) is 250 and further increase in this ratio will lead to stronger flow-reversal pattern. Comparison of the fully developed velocity profile obtained by the present model (Fig. 2) with the analytical solutions in [2] and numerical solution in [6] (Fig. 3) shows a good agreement.

Second test problem: Mixed convection problem studied numerically in [1] and analytically in [3]

The second test case considered is the mixed-convection problem between vertical parallel plates with the parameters ($\mathrm{Pr} = 0.72$, $\mathrm{Re} = 1$, $r_\Theta = 0.5$ and $\mathrm{Gr/Re} = -140$ (i.e. $\mathrm{Ri} = -140$)). This problem was studied numerically in the reference [1] and analytically in [3]. At these flow conditions, the numerical resolution of the perturbed Navier-Stokes equations exhibits the existence of separation bubble at the hot wall (see [3]).
The existence of separation bubble, located near the heated wall, is also identified by the numerical solution presented in the reference [1] as shown in the figures 4. Fig. 4a shows the numerical solution where a separation bubble is found near the right boundary (hot wall). This point is further illustrated in Fig.4b, which display the results using another stretched grid system. The present numerical results are shown in the figures 5.

Examination of the figures 5a and 5b shows that the previous tendencies were also predicted by the present model. Thus, the present results agree well with the numerical results presented in Fig. 4.

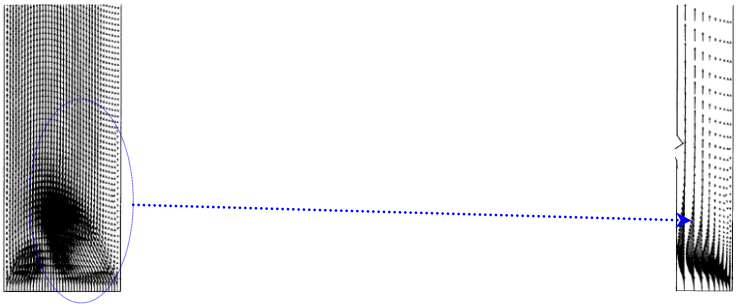


FIGURE 4A. Flow field obtained in the reference [1] (flow-reversal occurs at the hot wall) **(**Re = 1, Pr = 0.72, $r_{\Theta} = 0.5$, and Gr/Re = –140).

FIGURE 4B. Results from stretched grid 61 x 21 (flow-reversal occurs at the hot wall) **(**Re = 1, Pr = 0.72, $r_{\Theta} = 0.5$, and Gr/Re = –140) [1].

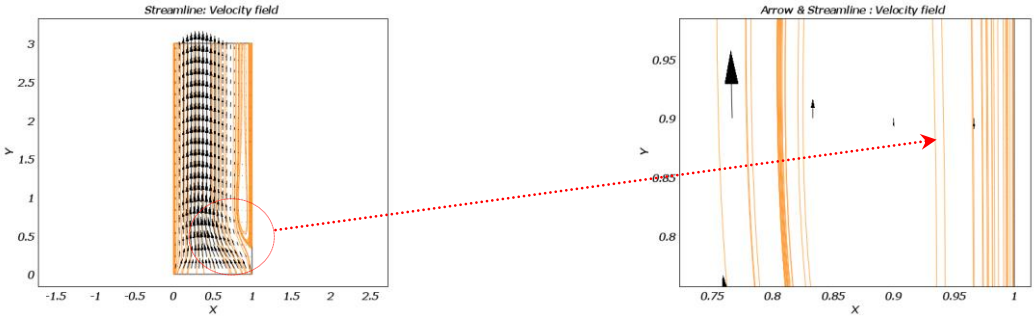


FIGURE 5A. Flow field obtained by the present model (flow reversal occurs near the hot wall).

FIGURE 5B. The zoom captured in the field clearly showing the flow-reversal near the hot wall.

3.2 Application of the model to the study of the process of convection cooling of circuit boards

The third studied example consists to model the air cooling of circuit boards occupied with multiple integrated circuits (ICs), which act as heat generations (sources) (figures 8 and 9). Generally the system is vertically or horizontally aligned boards with multiple in-line heat sources. Here we consider the vertically aligned boards (as shown in Fig.9a). This system uses generally natural or mixed convection for cooling. The forced convective flow is assured by a fan cooling (Fig.9a). The dimensions of the system are: (Board: the length (in the flow direction "*y*") is 0.13 m, and the thickness is 0.002 m (*x*-direction)), (ICs: the length and width (in *z*-direction) are both 0.02 m, and the thickness is 0.002 m), and the distance between the boards is 0.010 m. Both the boards and the ICs are in silicon (Si). It is expected that convective contributions caused by the induced (forced) flow of air dominate the cooling.

For simplicity in the present study we consider a simplified configuration (shown in Fig.9b) of the system. The previous model can easily extended to the study of this system. Note that in this case we have the presence of (one board and four ICs (solids)) and the air (fluid). In the fluid zone, the momentum and the heat transports are governed by the previous governing equations (1-4). While, in the solids (board/ICs) only the heat transport (conduction) is considered, which is assumed as steady-state. The governing equation for heat transport in the solids is given as

$$0 = k_{\mathrm{Si}}\left(\partial^2 T_s/\partial x^2 + \partial^2 T_s/\partial y^2\right) + Q_{\mathrm{SOURCES}} \qquad (9)$$

where T_s is the temperature in the solids, k_{Si} and $Q_{SOURCES}$ are the thermal conductivity of silicon and the heat sources, respectively. The above equation should be written in dimensionless form following the previous procedure. For the boundary condition, we assume that the system (channel) wall is made of two parallel plates, with one (left) wall heated uniformly (from the source $Q_{SOURCES}$) and the opposite (right) wall insulated. A uniform air flow is made to enter the channel from the bottom (by means of the fan). Unfortunately for lack of space we cannot give further details.

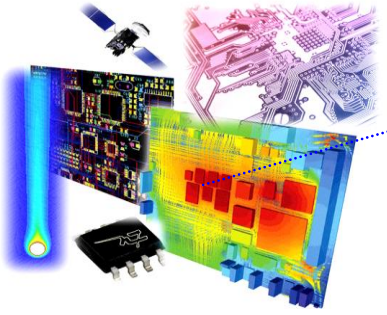


FIGURE 8. Actual view of a board with multiple in-line heat sources.

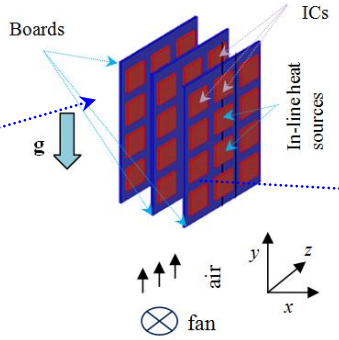


FIGURE 9A. A schematic representation of vertically aligned circuit boards with multiple in-line heat sources.

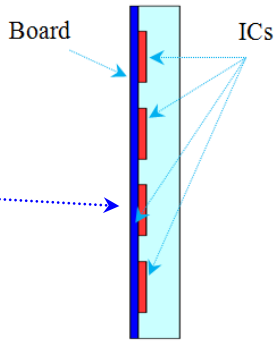


FIGURE 9B. The simplified configuration (2-D model).

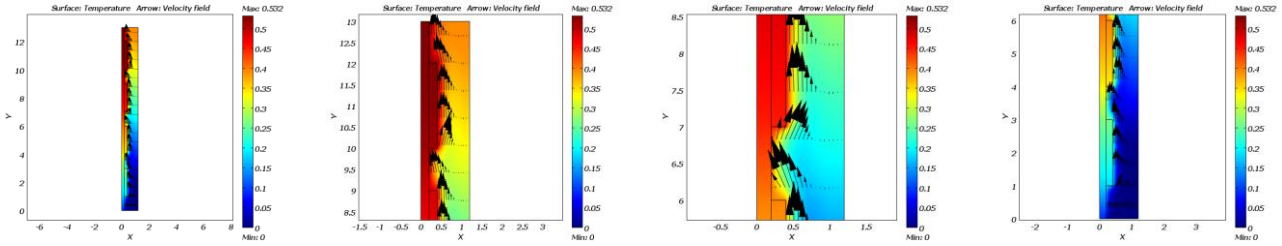
The heated circuit board vertical channel (depicted in Fig.9b) is studied numerically for situations where the buoyancy parameter $\mathrm{Ri} = \mathrm{Gr}/\mathrm{Re}^2$ is relatively large. Numerical predictions have been achieved for various flow conditions as resumed in table 1. The flow-reversal is identified, which occurs initially near the channel outlet for the case when Ri is greater than a *threshold value*. The cold flow-reversal penetrates the channel from the outside and forms a *V-shaped recirculating flow* region in the downstream part of the channel. This region gradually spreads upstream as the buoyancy parameter (Ri) increases. The *counter-flow* motion, leading to *mixing* between the heated buoyant fluid and the V-shaped recirculation, is shown to be highly unstable and characterized by generation of *eddies* and *vortices* when the value of (Ri) is large. An increase in Re has the effect of pushing the reversed-flow downstream and making the recirculating region wider. Temperature fluctuations are predicted to provide insight into the complex phenomena being studied. The penetration depth of the flow-reversal, the local and average Nusselt numbers are also predicted and not presented (for lack of space). As an example of illustration, we have presented the results obtained for the flow conditions at (Re=50 and Gr =25000 which give Ri = 100). Flow and temperature fields are presented in figures 10 and 11. The previous tendencies may be observed (Fig.11).

TABLE 1. Some mixed convection flow conditions investigated

Gr	Re	Ri	**Convection mode**	**Reversed-flow**
0	1	0	Weak forced convection	no
	100	0	Strong forced convection	no
25000	10	250	Mixed convection	possible
	100	2.5	Mixed convection	not significant
	158	1.0	Mixed convection	not significant
	182	0.76	Forced convection dominant	no
250000	50	100	Mixed convection	yes
	100	25	Mixed convection	yes
	158	10	Mixed convection	yes and weak

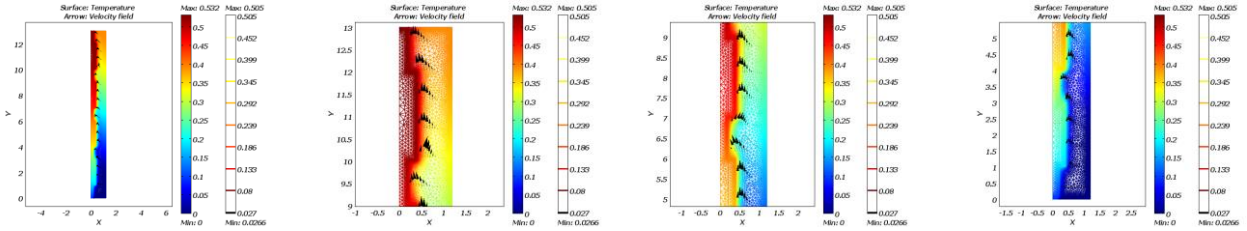
4. CONCLUSIONS

Mixed convection between vertical parallel flat plates with and without flow reversal has been inspected over the range of $\mathrm{Re}=[1-1000]$. A comparison between the present numerical solutions and those in the literature indicates that the present model can correctly evaluate the heat transfer on the heated wall. The model has been extended for the study of the implied convection cooling of circuit board system. It is found that convective contributions caused by the induced (forced) flow of air dominate the cooling.



(a) (b) (c) (d)

FIGURE 10. Predicted flow field: (a) in the whole solids/fluid system, (b) zoom in the upper region, (c) zoom in the central region and (d) zoom in lower region.



(a) (b) (c) (d)

FIGURE 11. Temperature field: (a) in the whole system, (b) upper region, (c) centre and (d) lower region.

REFERENCES

[1] Y.N. Jeng and J.L. Chen, W. Aung, On the Reynolds-number independence of mixed convection in a vertical channel subjected to asymmetric wall temperatures with and without flow reversal, *Int. J. Heat and Fluid Flow*, 13(4), 329-339, 1992.

[2] W. Aung., and G. Worku, Developing flow and flow reversal in a vertical channel with asymmetric wall temperatures, *ASME. J. Heat Transfer*, 108, 299- 304, 1986.

[3] D.B. Ingham, D.J. Keen, and P.J. Heggs, Flows in vertical channels with asymmetric wall temperatures and including situations where reversal flows occur, *ASME J. Heat Transfer*, 110, 910-917, 1988.

[4] R.A. Wirtz, and P. McKinley, Buoyancy effects on downward laminar convection between parallel plates, in *Fundamentals of forced and mixed convection*, F.A. Kulacki, and R.D. Boyd, (eds.) ASME 42, 105-112

[5] C.S. Yang, C.G. Liu, C. Gau, (2008) Study of channel divergence on the flow and heat transfer in horizontal ducts heated from a side

[6] R.W. Lewis and P. Nithiarasu, and K.N. Seetharamu, *Fundamentals of the finite element method for heat and fluid flow*, John Wiley & Sons, (2004).

AMÉLIORATION DE L'ISOLATION THERMIQUE DES HABITATS DANS LES RÉGIONS CHAUDES ET ARIDES

H. NECIB[1], R. BELAKROUM[2], K. BELAKROUM[2]

[1]Université de KasdiMerbah, BP 511, 30000 Ouargla, n.hichem1@gmail.com
[2]Univ. Ouargla, Fac. des Sciences Appliquées, Lab. Dynamique, Interaction et Réactivité des Systèmes, Ouargla 30000, Algeria

RÉSUMÉ

La construction actuelle des habitats et des bureaux en Algérie, ne prend pas en considération l'isolation thermique de l'enveloppe comme solution pour réduire la consommation excessive de l'énergie électrique utilisée pour assurer un certain confort thermique à l'intérieur de ces établissements, surtout pour la période estivale qui peut s'étendre jusqu'à 5 mois dans les régions sahariennes. Dans cette étude, on propose un diagnostic thermique d'une salle des enseignants se situant à l'université de Ouargla. L'étude a montré que la toiture, est responsable de 70.62% des gains thermiques globales, 27.11% de gain est reçut par les quatre murs et 2.27% par les fenêtres. L'isolation thermique de la toiture par le Liège ou le gravier ainsi que l'isolation des murs par le polystyrène pour plusieurs épaisseurs ont été étudiés. L'étude à montré aussi qu'une isolation combinée de toiture et des murs avec liège et polystyrène de 5cm d'épaisseur, peut réduire jusqu'à 59.09% le gain thermique globale et atteint une réduction jusqu'à 69.96% pour une épaisseur de 10cm.

Mots Clés: *Confort thermique, bâtiments, isolation thermique, réduction des gains thermiques.*

1. INTRODUCTION

La part importante de l'énergie consommée pour la climatisation des bâtiments a amené des chercheurs à se pencher sur le problème des échanges de chaleur entre les locaux et l'environnement. Ce problème très vaste et complexe dépend de paramètres tels que:

- La nature des matériaux servant à la construction,
- La forme des bâtiments qui influe sur le captage de l'énergie solaire,
- L'environnement climatique dans lequel se trouve le bâtiment,

Pour améliorer le confort thermique dans un bâtiment et économiser de l'énergie, il est nécessaire de mettre en œuvre des matériaux particulièrement performants, apportant une bonne isolation thermique. En effet, une bonne isolation thermique entraîne le choix d'équipements de climatisation moins puissants donc plus économiques.
Plusieurs études ont étés réalisés pour réduire la consommation de l'énergie utilisée pour avoir un certain confort thermique, telle que : L'étude de l'impact d'une maison écologique sur l'environnement, réalisé par M.A. Boukli Hacène et al [1]. Ils ont combiné les différents modes de chauffage, de ventilation, d'alimentation des appareils pour réduire massivement la consommation d'énergie, et donc garantir une décroissance exponentielle du rejet de CO2. Les résultats obtenus ont été confrontés aux résultats de la même maison construite avec des matériaux non isolants, tels que la brique, le béton La confrontation montre une différence significative sur les plans énergétique, économiques, ainsi qu'environnementaux. D.Robert et A.Janusz [2] ont proposé une méthode et une analyse du rapport coût-efficacité écologique pour l'investissement impliquant l'isolation thermique des parois verticales extérieures et cela pour deux bâtiments dans cinq différentes zones climatiques situées en Pologne. La méthode proposée est avérée très utile pour évaluer les différentes options pour les investissements d'isolation thermique. Elle peut également être utilisée dans d'autres endroits dans le monde. Elle permet de prendre en compte à la fois les aspects environnementaux et économiques de l'investissement.L'obtention d'un

niveau de confort thermique avec une consommation énergétique réduite en étudiant l'influence de l'enveloppe du bâtiment sur sa demande énergétique est l'objectif de l'étude de N. Fezzioui et al [3]. Ils ont essayé d'introduire des éléments d'amélioration de l'habitat étudié: augmentation d'inertie des murs extérieur, isolation des murs extérieurs, isolation de la toiture, et surface des fenêtres. Où ils ont choisi deux situations présentant des conditions climatiques différentes, à savoir la ville de Béchar et la ville de Tamanrasset. L'étude thermique et énergétique du centre psychopédagogique 'SAFAA' qui se situe dans la ville d'Oujda (Maroc) est réalisé par R. Guechchati et al [4]. des simulations ont été effectuées à l'aide du logiciel de simulation du comportement thermique en régime dynamique 'TRNSYS 16' avec le modèle numérique type 56. Ce projet vise l'introduction des matériaux isolants dans un bâtiment afin d'améliorer le confort thermique et de réduire l'énergie consommée. Diverses solutions ou variantes ont été proposées, qui permettent de faire un choix pertinent assurant un meilleur confort thermique de cette institution tout en étant très peu gourmant en énergie.Meral Ozel [5,6] à étudié l'effet du facteur d'absorption extérieur sur les caractéristique thermiques et l'épaisseur optimal de l'isolation des bâtiments pour différent matériaux d'isolation. La même étude reproduite par Naouel Daouas [7] pour le climat Tunisien. Elle à trouvé que l'orientation la plus économe est l'orientation sud avec une épaisseur optimal d'isolant égale à 10.1cm.

2. PRÉSENTATION DE L'ÉTUDE

La réduction de la consommation de l'énergie électrique, dont une grande partie d'elle est due à la climatisation pendant la période estivale, dans les zones sahariennes, est le principe objectif de cette étude. L'amélioration de l'isolation thermique de l'enveloppe des bâtiments, des habitats ou des bureaux est l'une des moyens les plus efficaces qui aide à garantir un confort thermique avec la moindre consommation d'énergie. Elle diminue les gains pendent l'été et les déperditions thermique pendant l'hiver.

L'efficacité thermique de l'enveloppe de la salle des enseignants située à l'université Kasdi Merbah-Ouargla à été étudiée, par l'intermédiaire du logiciel TRNSYS, pour détecter les points faibles de l'isolation thermique actuelle, puis proposer des solutions pratiques et optimales qui devront, par la suite, diminuer au maximum la consommation d'énergie électrique avec le moindre coût d'isolation. Les résultats pratiques proposés pour l'amélioration de l'isolation thermique de la salle des enseignants peuvent êtres généralisés et appliqués pour toutes structures située dans la même région et ayant le même degré d'orientation.

2.1. PRESENTATION DE LA SALLE DES ENSEIGNANTS

La Salle des enseignants est d'une superficie de 64,14 m^2, elle se compose de deux parties (voir Fig.1) ; la première à l'entrée contient deux salles de bains, pendant que la deuxième représente la salle principale.

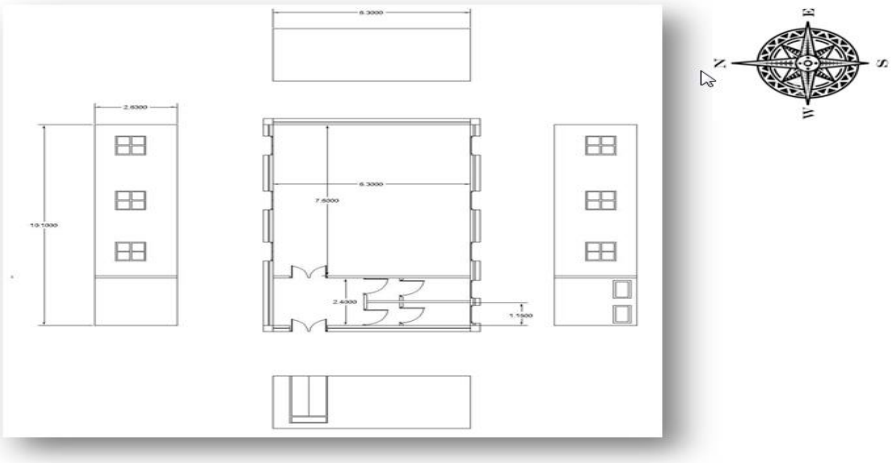


FIGURE 1. Plan de la salle

Les dimensions des façades principales de la salle, voir figure. 2, sont déterminées dans le tableau suivant :

Type de parois	Orientation	Surface [m²]
Les murs	Nord	26,56
	Sud	26,56
	Est	16,70
	Ouest	16,70
Le plafond	horizontale	64,14
Les fenêtres	Nord	0,90
	Sud	0,90

TABLEAU 1. Dimensions des façades



FIGURE 2. Façades principales de la salle

2.2. COMPOSITION DES PAROIS

- *La composition des murs extérieurs*

La composition et les caractéristiques thermo-physiques des murs constituant l'enveloppe de la salle sont montrés dans le tableau 2 :

N°	Désignation	Epaisseure	Conductivité thermique $\boldsymbol{\lambda}$	Masse volumique $\boldsymbol{\rho}$	Chaleur spécifique Cp	Résistance thermique R
		m	W/mC°	Kg/m^3	kJ /Kg	m² C°/W
Intérieur 1	Enduit ciment	0,01	1,4	2200	1,08	0 ,0071
2	brique creuse	0,1	0,48	900	0,936	0,208
3	lame d'air	0,05	0,27	1,2	0,27	0,2
4	Brique creuse	0,15	0,48	900	0,936	0,312
Extérieur 5	Enduit ciment	0,01	1,4	2200	1,08	0,0071

TABLEAU 2. Composition et caractéristiques thermo-physiques des murs extérieurs

- *La composition du plafond*

Les caractéristiques thermo-physiques du plafond sont résumées dans le tableau 3

N	Désignation	Epaisseur e	Conductivité thermique λ	Masse volumique ρ	Chaleur spécifique Cp	Résistance thermique R
		m	W/mC°	Kg/m^3	kJ /Kg	m² C°/W
01	Enduit ciment	0,01	1,4	2200	1,08	0,0071
02	Hourdi	0,16	1,23	1300	0,65	0,130
03	Béton	0,05	0,46	1200	1,08	0,108

TABLEAU 3 Composition et caractéristiques thermo-physiques du plafond

3. ETUDE EXPÉRIMENTALE ET VALIDATION DU TRNSYS

Avant de commencé l'étude et l'analyse du bilan thermique sur lequel on doit prendre des décisions importantes pour améliorer l'isolation thermique de la salle des enseignants, on doit d'abord valider le logiciel de calcul. Pour cela des valeurs mesurées de température ont étés comparées avec celles calculées par le logiciel TRNSYS.

Les mesures expérimentales de température et d'humidité de la salle des enseignant ont étés prisent le 26 Mai 2012. Pendant 11 heures, de 7h à 17h. Les mesures des paramètres suivants ont été réalisées :

- Température des surfaces internes et externes des quatre murs,
- Température de l'air ambiant à l'extérieur et à l'intérieur de la salle,
- Vitesse du vent à l'extérieur de la salle,
- Humidité relative à l'intérieur et à l'extérieur de la salle.

Certaines de ces valeurs, ont étés introduites dans le fichier météorologique de TRNSYS. Les résultats de simulation ; de la température de l'air ambiant à l'intérieur de la salle, sont comparés avec ceux mesurés, et présentés dans la figure 3. Cette température varie d'une valeur minimale de 25,7°C à 7h à une valeur maximale de 31,21°C à 17h

La figure 3 montre que les valeurs simulées et mesurées de la température à l'intérieur de la salle des enseignants, révèlent une convenance parfaite à 8h du matin, à 12h et à 17 h. A part ces points, la température simulée dépasse celle mesurée, l'écart max est de 0,961°C, soit une différence relative maximale de 3,4%. Cet écart est enregistré à 10 h, moment d'entré et sortie des enseignants (non introduit dans le programme de simulation).

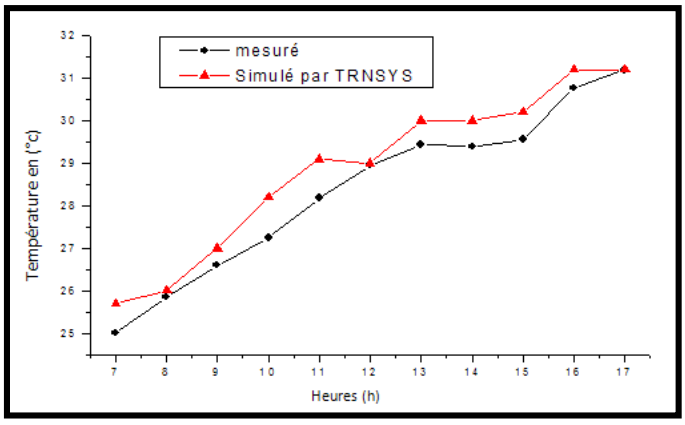


FIGURE.3 Comparaison entre température intérieure mesurée et température intérieure simulée

4. BILAN THERMIQUE DE LA SALLE DES ENSEIGNANTS

Le flux de chaleur dégagé dans la salle est la somme des flux de chaleur dégagés par les parois, la toiture et les fenêtres dans la période choisie. Pour améliorer les conditions de climatisation de cette salle et la rendre plus confortable avec le moindre prix possible de climatisation, il faut connaitre parmi toutes les parois celle qui dégage la plus grande quantité de chaleur. Pour cela, une étude préliminaire du bilan thermique de la salle des enseignants est effectuée durant les 5 mois les plus chauds dans la région d'Ouargla (du 1er Mai au 30 septembre). Le système de climatisation est supposé activé lorsque la température de la zone (température de la salle) dépasse 26°C.
D'après la figure 4 et le tableau 4, Le toit est l'un des éléments les plus sensibles dans les climats chauds, parce qu'il est exposé à la radiation solaire durant la plus grande partie de la journée en plus de l'angle d'incidence du rayonnement solaire. Il représente 70.62 % des transferts totaux de chaleur de la salle, (chaleur dégagée par la toiture = 19.59 Giga Joule). Le tableau 4 résume les valeurs du flux de chaleur dégagé par les parois à l'intérieur de la salle (gain thermique) et leurs pourcentages par rapport au flux de chaleur globale. L'ensemble des quatre murs représente un gain thermique de 27.11%, tandis que les fenêtres, disposés aux deux façades : Sud et Nord, ne représente que 2.27%.

Orientation de la paroi	Flux de chaleur (GJ)	Gain (%)
Mur Nord	2.05	7.39
Mur Sud	2.09	7.53
Mur Est	1.6	5.77
Mur Ouest	1.78	6.42
Toiture	19.59	70.62
Fenêtre Nord	0.31	1.12
Fenêtre Sud	0.32	1.15

TABLEAU 4 Flux de chaleur des parois

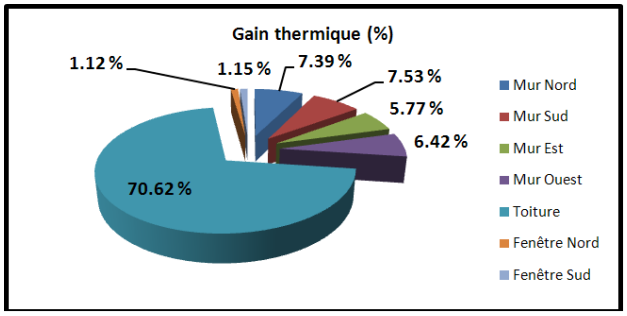


FIGURE 4. Flux de chaleur total de 5 mois échangé à chaque paroi

5. ISOLATION DE LA TOITURE

On a utilisé deux types d'isolants dans la toiture avec différentes épaisseurs.

a) Isolation avec le liège

Une isolation de la toiture par une couche de liège (voir tableau 5) avec différents épaisseurs: 2, 4, 5, 10 et 15 cm, a été étudiée. Les épaisseurs du liège choisis sont ceux disponibles dans le marché Algérien.

	λ[W/m k]	ρ[kg/ m3]	Cp [kJ/Kg]
Liège	0.0504	120	0.484

TABLEAU 5 Caractéristiques thermo-physiques de liège

Epaisseur d'isolation du Liège en cm	Flux de chaleur en [GJ]	Réduction des gains thermiques en %
Sans isolation	19.59	0.00
2 cm	7.44	62.01
5 cm	6.75	65.54
10 cm	4.66	76.19
15 cm	3.68	81.21

TABLEAU 6 Réduction du gain thermique à travers la toiture isolée par le liège

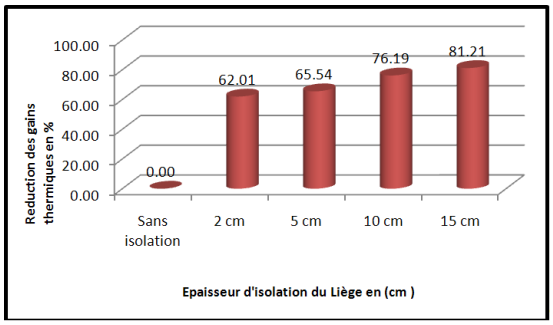


FIGURE 5 Réduction des gains thermiques à travers la toiture pour différentes épaisseurs de liège

Selon la Figure 5 et le tableau 6, on remarque que la quantité de flux échangée par convection entre la toiture et l'air interne de la salle à diminuée de 81.21 % par rapport à une toiture sans isolation pour une épaisseur de 15 cm. Cette réduction est de 76.19 % pour une épaisseur de 10 cm c'est-à-dire une différence de 5.02 % moins qu'une isolation avec un liège de 15 cm.

b) Ajout du gravier

L'augmentation de l'inertie thermique de la toiture par l'ajout du gravier (voir tableau 7), joue un rôle très important sur la diminution du gain thermique et par conséquence, la diminution de l'énergie utilisée par la climatisation.

	λ[W/m K]	ρ[kg/ m3]	Cp [kJ/Kg K]
Gravier	0.17	470	0.97

TABLEAU 7. Caractéristiques thermo-physiques de gravier

L'effet de l'épaisseur du gravier sur la réduction du gain thermique à travers la toiture de la salle des enseignants durant les cinq mois les plus chauds de l'année est présenté sur la figure 6. Les valeurs du flux de chaleur rentrant à travers la toiture sont montrées dans le tableau 8 pour les épaisseurs: 5, 10,15 et 20 cm.

Epaisseur du Gravier en cm	Flux de chaleur en [GJ]	Réduction des gains thermiques en %
Sans isolation	19.59	0.00
5 cm	12.68	35.27
10 cm	8.99	54.11
15 cm	3.92	79.99
20 cm	3.33	83.00

TABLEAU 8. Le flux de chaleur à travers la toiture avec Gravier

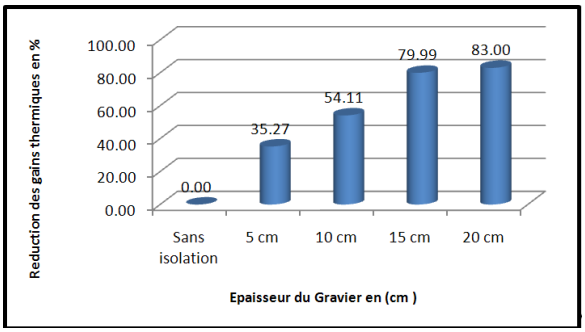


FIGURE 6. Réduction des gains thermiques à travers la toiture pour différentes épaisseurs de Gravier

On remarque qu'on peut atteindre une réduction jusqu'à 83% du gain thermique pour une épaisseur de 20 cm de gravier et presque 80% pour 15cm. Le prix du gravier relativement faible par rapport aux autres matériaux isolant, tel que le liège, peut rendre cette méthode importante et très efficace.

6. ISOLATION DES MURS

Le gain thermique à travers les murs des quatre façades représente 27.11% du gain thermique global de la salle. Pour réduire cette portion, une isolation thermique par polystyrène (voir tableau 9) est proposée à l'intérieure de la salle.

Les épaisseurs disponibles sur le marché Algérien du polystyrène expansé est qui sont : 2, 4, 5 et 10 cm, ont étés étudiés pour chaque orientation.

Isolant	λ [W/m K]	ρ [kg/ m^3]	Cp [kJ/Kg K]
polystyrène	0,039	25	1,38

TABLEAU 9 caractéristiques thermo-physiques de polystyrène

Les résultats détaillées dans le tableau 10 est représentés sur la figure 8 montrent que l'augmentation de l'épaisseur de l'isolant améliore, d'une façon remarquable, l'isolation de la salle pour toutes les orientations. Une réduction maximale de 62.36% est remarquée pour la face Ouest et une épaisseur de 10 cm de polystyrène, et avec seulement une épaisseur de 5cm, on peut arriver à réduire les gains thermiques jusqu'à 49.44% pour la même orientation.

	Réduction du gain thermique en [%]				
	Sans isolation	polystyrène 2cm	polystyrène 4cm	polystyrène 5cm	polystyrène 10cm
Mur Nord	0.00	25.37	39.02	45.85	58.05
Mur Sud	0.00	25.00	38.94	45.67	58.17
Mur Est	0.00	27.50	41.88	48.13	60.63
Mur Ouest	0.00	28.09	42.70	49.44	62.36

TABLEAU 10. Gain thermique à travers les murs avec polystyrène expansé

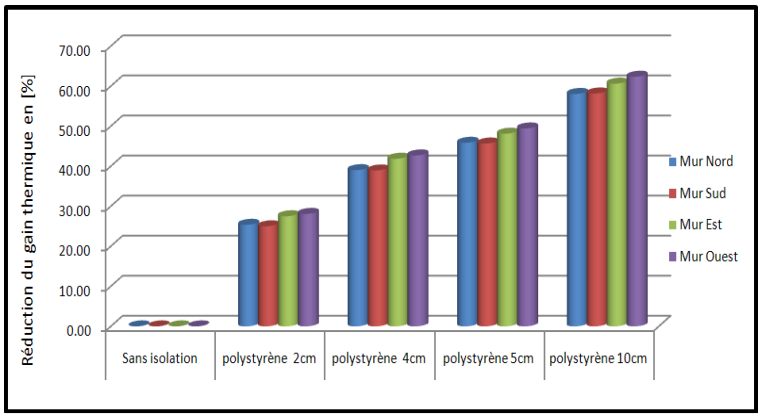


FIGURE 8 Réduction des gains thermiques à travers les murs pour différentes épaisseurs de polystyrène

7. CONCLUSIONS

Le bilan thermique de la salle des enseignants de l'université de Kasdi Merbah-Ouargla a été étudié pour détecter puis remédier les points thermiquement faibles de cette salle. L'outil de calcul TRNSYS a été validé par une comparaison entre les résultats numériques et celles mesurées, de la température ambiante de la salle. L'étude a montré que la toiture, est responsable de 70.62% des gains thermiques globaux, par contre 27.11% de gain est reçut par les quatre murs et 2.27% par les fenêtres. L'isolation thermique de la toiture par le Liège ou le gravier ainsi que l'isolation des murs par le polystyrène pour plusieurs épaisseurs ont été étudiés. L'isolation de la toiture par 5cm de Liège va, par exemple, réduire les gains thermiques globales de 46.29% et la même épaisseur de polystyrène (5cm) utilisée pour l'isolation des murs réduit 12.76% du gain thermique globale, c.à.d. qu'une isolation combinée de toiture et de murs avec liège et polystyrène de 5cm d'épaisseur, peut réduire jusqu'à 59.09% du gain thermique globale et atteint une réduction jusqu'à 69.96% pour une épaisseur de 10cm. Cette réduction influe directement sur la consommation de l'énergie électrique consommée par la climatisation, et la même portion de cette énergie est réduite durant les cinq mois étudiés.

REFERENCES

[1] M.A. BoukliHacène, N.E. Chabane Sari, B. Benyoucef et S. Amara, L'impact environnemental d'une habitation écologique, Revue des Energies Renouvelables Vol. 13 N°4 (2010) 545 – 559 545.

[2] Robert Dylewski etJanuszAdamczyk, Study on ecological cost-effectiveness for the thermal insulation ofbuilding external vertical walls in Poland, Journal of Cleaner Production 133 (2016) 467-478

[3] N. Fezzioui, B. Droui, M. Benyamine et S. Larbi, Influence des caractéristiques dynamiques de l'enveloppe d'un bâtiment sur le confort thermique au sud Algérien, Revue des Energies Renouvelables Vol. 11 N°1 (2008) 25 – 34 25

[4] R. Guechchati, M.A. Moussaoui, Ahm. Mezrhab et Abd. Mezrhab, Simulation de l'effet de l'isolation thermique des bâtiments. Cas du centre psychopédagogique SAFAA à Oujda,Revue des Energies Renouvelables Vol. 13 N°2 (2010) 223 – 232 223

[5] MeralOzel, The influence of exterior surface solar absorptivity on thermal characteristicsand optimum insulation thickness,Renewable Energy 39 (2012) 347e355

[6] MeralOzel, Thermal performance and optimum insulation thickness of building wallswith different structure materials,Applied Thermal Engineering 31 (2011) 3854e3863

[7] NaouelDaouas, A study on optimum insulation thickness in walls and energy savings in Tunisian buildings based on analytical calculation of cooling and heating transmission loads,Applied Energy 88 (2011) 156–164

MATHEMATICAL MODELING AND ENERGY ESTIMATION OF ANAEOROBIC BIOREACTORS

Abdelouahab ZAATRI[1], Norelhouda AZZIZI[2] and Ridha KELAIAIA[3]

[1]Département de Génie Mécanique, Faculté des Sciences de l'ingénieur, azaatri@yahoo.com
[2]Département de Mathématiques, Faculté des sciences exactes, azzizinorelhouda@yahoo.fr
Laboratoire des Applications de technologie Avancée (LATA)
Université de Constantine 1, Constantine, Algérie
[3] Département de Génie Mécanique, Faculté des Sciences de l'ingénieur
Université 20Aout1955, Skikda, Algérie, ridakelaia@hotmail.com

.

ABSRTACT

This work presents the study, he numerical simulation, and some experimental analysis of anaerobic bioreactors as well as the estimation of the produced annual energy.

A mathematical model corresponding to biotechnological processes of two-phase anaerobic digestion has been implemented to simulate the bioreactor operation. Simulation results allow understanding the degradation of the substrate, the growth of bacteria, and the production of methane.

On the other hand, to size a bioreactor, it is necessary to estimate its produced annual energy. To this purpose, we consider a completely mixed continuous anaerobic digester in steady state operation according to Chen-Hashimoto model. This model enables to link the annual produced energy with respect to the bioreactor characteristics and to the input products.

Key words: *mathematical modeling, Energy estimating of bioreactors, Model of Chenand-Hashimoto, bioreactors, Anaerobic Digestion.*

1. INTRODUCTION

Mathematical modeling and simulation are flexible and economical means for analyzing the operation of bioreactors and predicting their performance. The first mathematical models of anaerobic bioreactors have been proposed in the 1970s [1, 2]. Depending on the number of biochemical processes considered, there are more or less complex models that have been proposed. The ADM1 model (Anaerobic Digestion Model No. 1) is a model that has been developed by researchers at the IWA (International Water Association) [3]. It is the most complete model to simulate the anaerobic reactors. However, this model is very complex because it is very detailed. It requires more that 80 parameters to be tuned. A more practical mathematical model named AM2 which is much less complex corresponds to the biological process of anaerobic digestion in two phases. This last model is the one we have used for our simulation.

The work presented in this paper concerns the design, simulation and experimental realization of anaerobic fed-batch digesters intended for the production of methane. The AM2 model has been implemented to simulate the methane production in the bioreactors. Some model parameters were estimated by an extensive literature review, while others were evaluated in order to obtain consistent results qualitatively and quantitatively.

An experimental bioreactor with a capacity of 200 liters was achieved. The substrate was provided from the biological wastewater treatment plant in the region of Constantine.

The annual energy produced was estimated by means of Chen and Hashimoto model that applies to continuous digesters. This model enables in one hand, to estimate the annual energy production of

methane being given the volume of the bioreactor and the organic matter. On the other hand, it enables to sizing the bioreactor given the amount of the expected produced energy.

2.EQUATIONS OF THE DYNAMICAL MODEL

The mathematical model, based on the laws of grow, is theAM2model. It involves the following dynamic variables: X_1 and X_2, are respectively the concentration of the acidogenic bacteria population and the concentration of the methanogenic bacterial population while S_1 and S_2 are respectively the concentration of the substrate of carbonaceous material and the substrate concentration of volatile fatty acids.
For a batch system, the mathematical model is expressed in theform of acoupled differential equations of the first order system:

$$\frac{dX_1}{dt} = \mu_1 * X_1 \ ;$$

$$\frac{dX_2}{dt} = \mu_2 * X_2$$

$$\frac{dS_1}{dt} = -k_1 * \mu_1 * X_1 \ ;$$

$$\frac{dS_2}{dt} = -k_2 * \mu_1 * X_1 - k_3 * \mu_2 * X_2$$

The flow of methane, which is the expected product, depends directly on the growth of methanogenic bacteria population X_2 according to the relation:

$$Qch_4 = k_4 \times \mu_2 \times X_2$$

We distinguish nine parameters involved in this model which are (μ_{1max}, K_{S1}, μ_{2max}, K_{S2}, K_{I2}, k_1, k_2, k_3, k_4).
To solve this system of differential equations, we must also provide the initial conditions, which are the initial quantities of the concentrations of substrates and bacteria at the start of bioreactor: $S_1(0)$, $S_2(0)$, $X_1(0)$ and $X_2(0)$.

3.RESULTS

The model AM2 has been implemented for simulating the operation of the anaerobic bioreactors. An extensive analysis of the bibliographic literature showed that very little research has provided an estimate of some of the parameters of this model. For parameters that have been provided by different authors, there is a strong dispersion even when it comes to the mechanization using waste water as substrate [1], [4-7].

In fact, outside the parameters of the maximum growth rate for the acidogenic and methanogenic bacteria, the literature provides almost no data on other parameters. In our simulation, the growth parameters were evaluated by the following values:

$$\mu_{1max} = 0.4 \text{ /day;}$$

$$K_{s1} = 35 \text{ mg/l;}$$

$$\mu_{2max} = 0.4 \text{ /jour;}$$

$$K_{I2} = 170 \text{ mg/l}$$

$$K_{s2} = 4 \text{ mg/l;}$$

Moreover, due to the lack of data for the parameters (k1, k2, k3), these parameters were estimated by trial and error trying to get simulation results qualitatively and quantitatively consistent [9-11]. The initial values were empirically estimated. The parameter values used are:
$k_1 = 50$; $k_2 = 50$; $k_3 = 15$; $S_1(0) = 10$ g/l; $S_2(0) = 2$ g/l; $X_1(0) = 0.4$ g/l and $X_2(0) = 0.01$ g/l.

Note: the scale of the substrate $S_1$is halved to allow better visualization of the results

A simulation result to visualize graphically the temporal evolution of the substrates S_1 and S_2 as well as the concentrations of bacteria's X_1 and X_2 are shown in Figure1. According to Figure1, we notice that for the used values of the parameters, there is an exponential decreasing of the substrate S_1 which is almost completely consumed in 15 days because of its decomposition by acidogenic bacteria X_1. Meanwhile, the substrate S_2 begins to be generated during these 15 days; then follows its consummation by the methanogenic bacteria. This substrate will be almost completely decomposed into biogas over a period of about one month.

After the disappearing of the substrates over a period of about one month, the concentrations of acidogenic and methanogenic bacteria will stabilize at some constant values. We notice again that the mathematical model does not predict their future evolution.

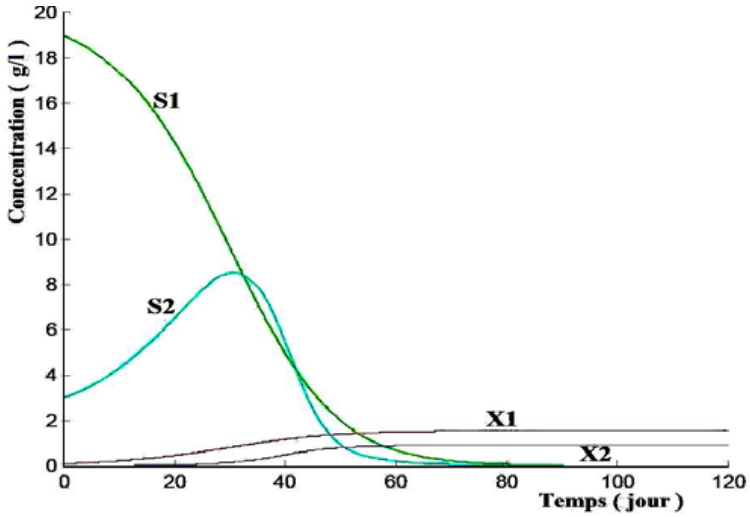


FIGURE 1. Temporal evolution of substrates and bacteria's

- To estimate the methane production, the literature provides data corresponding to k4 which is closer to the value 75 l^2/mg [1, 4]. According to this value of k4, simulation results to visualize graphically the temporal evolution of methane flow Q(t) and the cumulated quantity of methane C(t) are shown in Figure2 (the scale of C(t) is reduced 10 times).

Note that the curve $Q(t)$ is presenting a rapid increase at the beginning of the launch of the bioreactor. It reaches a maximum in about 20 days and then begins to decline until almost disappearing at about 35 days. This type of behavior is expected from a batch digester.

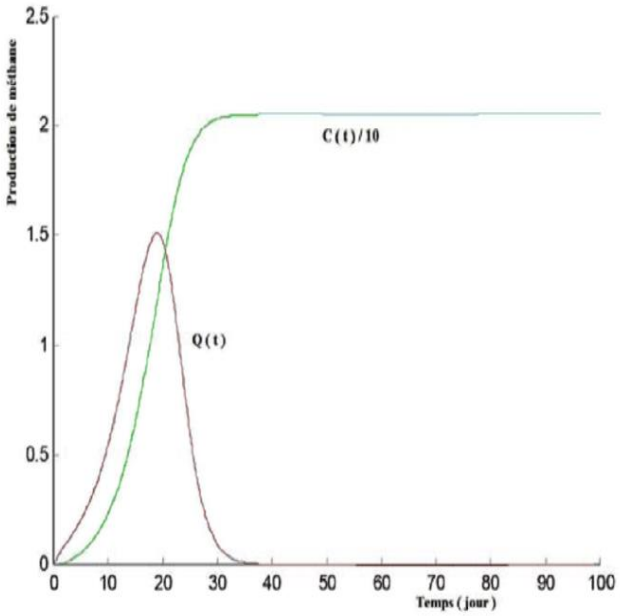


FIGURE 2. PRODUCTION OF METHANE

4.ESTIMATION OF ANNUAL BIOGAS ENERGY

To estimate the power generated by a methane digester, we consider a completely mixed continuous anaerobic digester in steady state operation. We use the Chen-Hashimoto model which is expressed [15] as:

$$\boldsymbol{Q_m = VVJ * V} \textbf{(1)}$$

Where:
• Q_m : Production of methane (m^3/d)
•V: Biodigester volume (m^3)
•VVJ: Technological efficiency (m^3/m^3d), which can be expressed as follows:

$$\mathbf{VVJ = B * (MO/HRT)} \quad \textbf{(2)}$$

• B: Biological efficiency.
• MO=matter oxidizable.
• HRT: hydraulic retention time(HRT=Q/V).

$$\mathbf{B\ (m^3CH4/\ kgMo)\ =\ Bo.\ [1-\ (K/(\mu m.HRT)\ +\ K-1)]} \quad \textbf{(3)}$$

Where:
• K: Constant of inhibition
•$\boldsymbol{\mu m}$: kinetic coefficient.
• B_0: Production potential of methane.
And

$$\boldsymbol{B = B_0 * [1 - (K/\mu_m - HRT)K - 1)}\textbf{(4)}$$

With

$$\boldsymbol{\mu m\ =\ 0.013 * T - 0.129}\textbf{(5)}$$

$$\mathbf{K\ =\ 0.6\ +\ 0.021.100.05\ .Mo}\textbf{(6)}$$

The final expression of methane production with respect to the different parameters that intervene in this model can be written as:

$$\boldsymbol{Q_m = B_0\left[1 - \left(K/\mu_m - HRT + K - 1\right)\right](MO/HRT)) * V} \quad (7)$$

As example, let's consider a continuous bioreactor of volume $V = 33\ m^3$, with a volumetric flow rate Q=6 m3/d. The hydraulic retention time can be deduced as $HRT = V/Q = 5.5$ days. In our regional context, we use the organic fraction of solid waste mixed with the activated sludge in mesophilic condition, with matter oxidizable $MO = 6\ l/kg$. At a temperature of 25 °C, the kinetic coefficient can be estimated as

$$\mu m = 0.013.T * 0.129$$

and $B0 = 0.10 m3/KgMO$; therefore the estimate energy produced by day is about $Qm = 0.2285$ m3. If we consider a functioning of the reactor during 330 days per year, we can estimate the annual production of energy as $Ebio = Qm * 330 = 75.3943\ m3/year$.

This energy production can be converted into various other forms of energy such as heat, electricity and both. One m3 of methane provides an equivalent of heat energy of about 8570 kcal. It provides, when converted into electricity, about 10 kWh.If we convert the annual methane production into electricity, we can expect energy of about 754kWh/year.

5.CONCLUSION

We have presented a modeling and a simulation of the production of methane by using the AM2 model. The simulation results allow to understand the qualitative and quantitative experimental bioreactors. The experimental results are satisfactory and encouraging since we could actually produce methane despite the simplicity of the devices used. The estimate of energy is of paramount importance in the design of bio-anaerobic digesters. The Chen-Hashimoto model was used to estimate the annual methane production.

REFERENCES

[1] N. Noykova, T. Müller, M. Gyllenberg and J. Timmer, Quantitative Analysis of Anaerobic Waste Water Treatment Processes: Identifiability and Parameter Estimation, *Biotechnology and Bioengineering*. Vol. 78.N°1, 89 – 103, 2002.

[2] U. Zaher, P. Pandey and S. Chen, A simple elemental continuity based model application to study the anaerobic microbial activity for the treatment of dairy manure, *Appl. Math. Modelling,* 33, 2009.

[3] V. A. Vavilin, L. Y. Lokshina and S. V. Rytov. The <Methane> Simulation Model as the First Generic User-Friend Model of Anaerobic Digestion, *Vestnik Moskov skogo Universiteta*.Vol. 41, N°6, 22 – 26, 2000.

[4] D. Simon. *Optimal State Estimation*. Wiley, 2006.

[5] M.Gerber and R.Span, An Analysis of Available Mathematical Models for Anaerobic Digestion of Organic Substances for Production of Biogas, *International Gas Union Research Conferences*. IGRC, 2008.

[6] D. T. Hill and C. L. Barth, A Dynamic Model for Simulation of Animal Waste Digestion, *Journal Water Pollution Control Federation*, Vol. 10,2129 - 2143, 1977.

[7] G. Lemon, R. J.King, H. M.Byrne, O. E.Jensen, and K. M. Shakesheff, Mathematical modelling of engineered tissue growth using a multiphase porous flow mixture theory, *Journal of Mathematical Biology*.Vol. 52, N°5,571–594, 2006.

[8] M. P. Bryant. Microbial Methane Production-Theoretical Aspect, *Journal of Animal Science*, Vol. 48, N°1, 193 – 201, 1979.

[9] O. Bernard and J. L. Gouzé, Transient behavior of biological loop models with application to the droop model, *Mathematical Biosciences*, Vol. 127.N°1, 19-43, 1995.

[10] D. Morau, S. Dumas, L. Adelard and J. C. Gatina, Optimization of the Anaerobic Digestion of Solid Waste by Addition of Leachate.

www.iswa.org/fileadmin/galleries/.../Presentations/Morau.pdf.

[11] R. Escudié, T. Conte, J. P. Steyer and J. P. Delgenès, Hydrodynamic and Biokinetic Models of an Anaerobic Fixed-Bed Reactor, *Process Biochemistry*.Vol. 40, N°7, 2311 – 2323, 2005.

[12] T.G.Muller, N.Noykova, M.Gyllenerg and J. Timmer, Parameter Identification in Dynamical Models of Anaerobic Waste Water Treatment, *Mathematical Biosciences*. Vol. 177-178,147–160, 2002.

[13] I.Simeonov, V.Lubenova and I.Queinec, Parameter and State Estimation of an Anaerobic Digestion of Organic Wastes Model with Addition of Stimulating Substances, *Bio-automation*, Vol. 12, 88– 105,2009.

[14] X.Chen, R.T.Romano and R.Zhang, Anaerobic Digestion of Food Wastes for Biogas Production, *International Journal of Agricultural and Biological Engineering*, Vol. 3.N°4,51 – 62, 2010.

[15] B.T. Nijaguna, *Biogas Technology*, New Delhi, 2009.

[16] F. Vedrenne, Etude des processus de dégradation anaérobie et de production de méthane au cours du stockage des lisiers, *Thèse Science de l'environnement*, ENSA de Rennes, 2007.

[17] A. Zaatri, N. KacemChaouche et M. Karaali, Etude de bioréacteurs anaérobies expérimentaux pour la production de méthane, *Revue des Energies Renouvelables*, Vol. 14, N°2, 291 – 300, 2011.

[18] Y. R. Chen and A. Hashimoto, Kinetic methane fermentation, *Biotech.Bioenerg*, Symp.Vol. 8,209-281, 1979.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine, Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds.).

ETUDE NUMERIQUE DE LA CONVECTION MIXTE DANS UN CANAL VERTICAL REMPLI D'UN NANOFLUIDE

E. BELAHMADI*, R. BESSAÏH

Laboaratoire LEAP, Département de Génie Mécanique, Faculté des Sciences de la Technologie, Université des Frères Mentouri-Constantine, Route de Ain El. Bey, 25000 Constantine, Algérie
*(auteur correspondant : belahmadi.esma@gmail.com)

RESUME

Dans ce travail, nous présentons une étude numérique bidimensionelle de la convection mixte laminaire dans un canal vertical rempli du nanofluide Cu-eau. Les parois du canal sont maintenues à une température uniforme et relativement élevée, Tw. Un courant ascendant de nanofluide Cu-eau pénètre dans le canal à une température constante relativement faible, T0, et une vitesse uniforme, V0. Le logiciel Ansys-Fluent 14.5 a été utilisé pour résoudre le modèle mathématique : l'équation de continuité, de quntité de mouvement et d'énergie. Les résultats obtenus sont validés avec des données trouvées dans la littérature. Les résultats sont présentés sous forme de lignes de courant, des isothermes, du nombre de Nusselt local et moyen pour différentes valeurs des nombres du Reynolds, Re et du Grashof, Gr, et de la fraction volumique solide des nanoparticules ϕ.

Les résultats montrent que les paramètres précédents ont des effets considérables sur les champs d'écoulement et thermiques. Il a été constaté que l'augmentation de Re, Gr et φ améliore le transfert de chaleur.

Mots clés : *Convection Mixte, Nanofluide, Canal Vertical, Numérique.*

NOMENCLATURE

A rapport d'aspect du canal (L/D)
D largeur du canal, m
Cp chaleur spécifique, J kg^{-1} K^{-1}
g accélération gravitationnelle, m s^{-2}
Gr nombre de Grashof, g βf D^3 (Tw-T0)/$υf^2$
k conductivité thermique, W m^{-1} K^{-1}
L hauteur du canal, m
Nu nombre de Nusselt local
Num nombre de Nusselt moyen
p pression du fluide, Pa
Pr nombre de Prandtl, υf /αf
Re nombre de Reynolds, (2D u0/υf)
T température dimensionnelle, K
T_0 température d'entrée, K
Tw température de la paroi dimensionnelle, K
V_0 vitesse moyenne dimensionnelle, m s^{-1}
u, v composantes de la vitesse en x, y directions,ms^{-1}
x, y Coordonnées cartésiennes, m

Symboles grecs

α Diffusivité thermique du fluide, m^{-1} s^{-1}
β coefficient de dilatation thermique du fluide, K^{-1}
ϕ fraction volumique solide
μ viscosité dynamique, kg m^{-1} s^{-1}
υ viscosité cinématique du fluide, m^2 s^{-1}
ρ densité, kg m^{-3}
ψ fonction de courant

Indices

f fluide pur
nf nanofluide
snanoparticule

1. INTRODUCTION

Le développement considérable récent des recherches traitant des nanofluides est dû au fait qu'il est possible, pour certaines applications, d'accroitre de façon appréciable les transferts de chaleur en introduisant dans un fluide pur une faible concentration de nanoparticules. Rappelons que les nanofluides sont des solutions colloïdales obtenues en dispersant dans un fluide de base des particules solides de taille nanométrique (10-9 m). A très faible concentration, certaines de ces solutions se sont révélées très efficaces pour améliorer, sous certaines conditions les transferts de chaleur.

Choi [1] a introduit le terme nanofluide en 1985. En raison de leur excellente performance thermique, les exemples se rapportent à des échangeurs de chaleur, des microcanaux, le refroidissement de systèmes électroniques, de refroidissement du véhicule, les réacteurs nucléaires, les bâtiments, le stockage des céréales, etc. Un grand nombre d'études sur la convection mixte avec nanofluides ont été réalisées au cours des dernières années. Raisi et al. [2] ont étudié le transfert de chaleur par convection mixte d'un nanofluide Cu-eau dans un canal vertical à plaques parallèles. Ils ont constaté que l'augmentation de la fraction volumique du solide résulte une augmentation du taux de transfert de chaleur en particulier à faibles nombres de Richardson. HemmatEsfe et al. [3] ont observé que le nombre de Nusselt moyen pour toutes les gammes de la fraction volumique du solide augmente avec une diminution du nombre de Richardson. Une simulation numérique de la convection mixte dans des tubes horizontaux inclinés avec un flux de chaleur uniforme en utilisant un nanofluide a été faite par Akbari et al. [4]. Les résultats montrent que la concentration en Al2O3 n'a pas des effets significatifs sur les paramètres hydrodynamiques, et que le coefficient de transfert de chaleur est maximal lorsque l'angle d'inclinaison est égal à 45 °. Abu-Nada et al. [5] ont étudié numériquement un flux laminaire de la convection mixte dans une enceinte carrée inclinée remplie de nanofluide. Ils ont trouvé que l'amélioration significative de transfert de chaleur peut être obtenue en raison de la présence des nanoparticules et de l'inclinaison de l'enceinte.

L'objectif de la présente étude est de simuler numériquement les propriétés de transfert de chaleur par convection mixte d'un nanofluide Cu-eau dans un canal vertical à plaques parallèles. Les effets de la fraction volumique du solide, du nombre de Reynolds et du nombre de Grashof ont été étudiés à fin d'améliorer le transfert thermique.

2. FORMULATION MATHEMATIQUE

2.1 DESCRIPTION DU PROBLEME

Le modèle physique est un canal vertical à plaques parallèles ayant un rapport de longueur sur largeur de A = L/D = 40 (Fig. 1). Les parois du canal sont maintenues à une température uniforme et relativement élevée, Tw. Un courant ascendant de nanofluide Cu-eau pénètre dans le canal à une température constante relativement faible, T0, et une vitesse uniforme, V_0. Les conditions d'état sont considérées stables et le flux du nanofluide est supposé être laminaire et incompressible. Il est également supposé que l'eau et les nanoparticules de Cu sont en équilibre thermique et voyagent à travers le canal avec la même vitesse, et que les nanoparticules de Cu ont une forme et une taille uniformes. Les propriétés thermo-physiques de l'eau pure (le fluide de base) et les nanoparticules sont supposées constantes et elles sont présentées dans le Tableau 1[2].

2.2 EQUATIONS GOUVERNANTES

Selon les hypothèses mentionnées ci-dessus, les équations gouvernantes du problème peuvent être écrites sous la forme dimensionnelle suivante :

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}=0 \tag{1}$$

$$u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}=\frac{1}{\rho_{nf}}\left[-\frac{\partial p}{\partial x}+\mu_{nf}\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right)\right] \tag{2}$$

$$u\frac{\partial v}{\partial x}+v\frac{\partial v}{\partial y}=\frac{1}{\rho_{nf}}\left[-\frac{\partial p}{\partial y}+\mu_{nf}\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right)\right]+(\rho\beta)_{nf}g(T-T_0) \tag{3}$$

$$u\frac{\partial T}{\partial x}+v\frac{\partial T}{\partial y}=\alpha_{nf}\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right) \quad (4)$$

Où les propriétés du nanofluide peuvent être définies en fonction des propriétés de l'eau et des nanoparticules de Cu comme suit :

$$\rho_{nf}=(1-\phi)\rho_f+\phi\rho_s \quad (5)$$

$$(\rho c_p)_{nf}=(1-\phi)(\rho c_p)_f+\phi(\rho c_p)_s \quad (6)$$

$$(\rho\beta)_{nf}=(1-\phi)(\rho\beta)_f+\phi(\rho\beta)_s \quad (7)$$

$$\alpha_{nf}=k_{nf}/(\rho c_p)_{nf} \quad (8)$$

La viscosité dynamique effective et la conductivité thermique du nanofluide peuvent être modélisées par [6, 7]

$$\mu_{nf}=\mu_f(1-\phi)^{-2.5} \quad (9)$$

$$k_{nf}=k_f\left[\frac{(k_s+2k_f)-2\phi(k_f-k_s)}{(k_s+2k_f)+\phi(k_f-k_s)}\right] \quad (10)$$

2.3 CONDITIONS AUX LIMITES

Les conditions aux limites dimensionnelles qui permettent de résoudre les équations (1) à (4) sont les suivantes:

u = 0, v = 0 et T = 60 (°C) pour x = 0 et $0 \le y \le L$

u = 0, v = 0 et T = 60 (°C) pour x = D et $0 \le y \le L$

u = 0, v = V0 et T = 25(°C) pour y = 0 et $0 \le x \le D$

u = 0, $\partial v/\partial y = 0$ et $\partial T/\partial y = 0$ pour y = L et $0 \le x \le D$

2.4 NOMBRE DE NUSSELT

Le nombre de Nusselt local (Nu) le long des parois verticales peut être exprimé par:

$$Nu(y)=-\frac{k_{nf}}{k_f}\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_{x=0 \text{ or } 1} \quad (11)$$

Le nombre de Nusselt moyen (Num) est déterminé en intégrant le nombre de Nusselt le long des deux parois verticales:

$$Nu_m=\frac{2}{L}\int_0^L Nu(y)dy \quad (12)$$

3. Méthode numérique et validation du code

Dans cette étude, le logiciel Ansys-Fluent 14.5 est utilisé pour créer la géométrie et le maillage du canal vertical. Les faces mappées est le maillage qui a été utilisé avec un nombre de nœuds de 2236. Le modèle de l'écoulement est laminaire dont, l'entrée a été définie par la vitesse, la sortie par la pression et les deux parois par une température constante. Le schéma associé avec second ordre Upwind est utilisé pour traiter le problème de couplage pression-vitesse et pour résoudre les équations régissantes. Les facteurs de relaxation ont été mis aux valeurs par défaut. Les valeurs résiduelles normalisées sont mises à 10^{-5} pour l'ensemble des variables pour faire converger la solution.

3.1 L'effet du maillage sur la solution numérique

Pour examiner et évaluer l'indépendance du maillage sur la solution numérique, cinq maillages uniformes sont employés dans ce travail : 15×55, 20×70, 82×82, 25×85, 30x100 et 35×115 nœuds, pour Gr = 1.59×10^5, Re = 800 et ϕ = 0,03. Les résultats de la variation du maillage sont présentés dans le tableau 2. On constate que la variation du nombre de Nusselt moyen reste presque constante à compter du maillage 25×85 nœuds. Dans notre étude, le maillage 25×85 nœuds est le maillage qui sera adopté pour tout le calcul.

3.2 Validation du code

Pour vérifier l'exactitude de l'étude actuelle, le calcul a été validé avec le travail de Desrayaud et Lauriat [8] pour les profils de température (Fig.2a) et les profilsde vitesse (Fig. 2b) à Re = 300 et Gr = 1.59×10^5.

4. RESULTATS ET DISCUSSION

Pour étudier le phénomène de la convection mixte dans un canal vertical à plaques parallèles avec un courant ascendant du nanofluide Cu-eau. Les résultats sont obtenus pour : la fraction volumique du solide ($0 \leq \phi \leq 0.1$), le nombre de Reynolds ($800 \leq Re \leq 1800$), et le nombre de Grashof qui est modifié en faisant varier la largeur du canal pour aller de D = 0,009 m à 0,02 m. Cela donne une gamme du nombre de Grashof de $9{,}20\times 10^4$ à $1{,}27\times 10^6$. La température de la paroi a été fixée à Tw = 60 (°C), tandis que la température du fluide d'entrée est T0 = 25 (°C). Dans cette étude, il a été supposé que l'approximation de Boussinesq est valable malgré une différence de température de 35 (°C).

Comme l'objectif du présent travail est d'étudier les effets de la fraction volumique du solide, du nombre de Reynolds et du nombre de Grashof sur le transfert de chaleur.

4.1 EFFET DE LA FRACTION VOLUMIQUE DU SOLIDE

Les profils de température et de vitesse pour différentes valeurs de la fraction volumique du solide à un Re fixe = 1800 et Gr fixe = 1.59×10^5 sont illustrés sur la figure 3.

Ce résultat est prévu car le coefficient de dilatation thermique équivalent du nanofluide est inférieur à celui de l'eau pure. En conséquence, la poussée d'Archimède qui agit sur le nanofluide est également inférieure à celle qui agit sur l'eau pure, donc la vitesse est réduite.

Etant donné que la densité et la viscosité du nanofluide sont supérieures à celles de l'eau pure, en outre, le coefficient de conductivité thermique du nanofluide est supérieur à celui de l'eau pure, donc la température du nanofluide est supérieure à celle du fluide pure.

La figure 4 représente le profil du nombre de Nusselt local le long de la paroi pour différentes fractions du volume du nanofluide. Il est clair qu'avec l'augmentation de la fraction volumique des nanoparticules, la conductivité thermique effective du nanofluide augmente qui se traduit par un meilleur transport thermique du fluide à l'intérieur du canal et une meilleure transmission de chaleur. Les mêmes résultats ont été obtenus par Selimefendigil et al. [9].

4.2 EFFET DU NOMBRE DE REYNOLDS

La figure 5 représente l'effet de la fraction volumique des nanoparticules, ϕ sur le nombre de Nusselt moyen, Num pour différents nombres de Reynolds, Re. On observe, tout d'abord, que le nombre de Nusselt moyen augmente en augmentant le nombre de Reynolds pour toutes les valeurs de ϕ, donc le transfert de chaleur est amélioré en augmentant les effets d'inertie. Il est à noter également que le nombre de Nusselt moyen augmente de façon linéaire avec l'augmentation de la fraction volumique des nanoparticules pour toutes les valeurs du nombre de Reynolds. Il existe deux facteurs qui influent sur le transfert de chaleur tout en augmentant la fraction volumique des nanoparticules: Le premier

facteur est l'augmentation de la viscosité du nanofluide qui ralentit son mouvement, ce qui réduit le taux de transfert de chaleur; et le second facteur est l'augmentation de la conductivité thermique du nanofluide qui améliore ainsi l'échange thermique. L'effet de la viscosité est inférieur à l'effet de la conductivité, et par conséquent le taux de transfert de chaleur augmente en augmentant la fraction volumique du solide.

4.3 EFFET DU NOMBRE DE GRASHOF

La figure 6 représente l'effet de la fraction volumique des nanoparticules, ϕ sur le nombre du Nusselt moyen, Num pour différents nombres de Grashof, Gr. On observe que, l'ajout des nanoparticules permet d'augmenter le nombre de Nusselt moyen et donc d'améliorer le transfert de chaleur à l'intérieur du canal. Cela est dû à l'amélioration de la conductivité thermique effective du nanofluide avec l'augmentation du volume des nanoparticules. En outre, le nombre de Nusselt moyen augmente avec l'augmentation du nombre de Grashof. Ceci est justifié par les effets élevés des forces de flottabilité, et le transfert de chaleur à l'intérieur du canal est dominé par la convection. Par ailleurs, les valeurs les plus élevées pour le nombre de Nusselt moyen sont trouvés à Gr = $1.27\ 10^6$, où un champ d'écoulement dynamique fort apparaît dans le canal. Aminossadati et Ghasemi [10] ont étudié la convection naturelle dans une enceinte partiellement chauffée remplie par différents types de nanofluides. Les résultats montrent que, L'augmentation du nombre de Grashof et de la fraction volumique des nanoparticules améliore le transfert de chaleur.

5. CONCLUSIONS

L'étude numérique de la convection mixte dans un canal vertical à plaques parallèles avec nanofluide, a été effectuée. Les effets du nombre de Reynolds, du nombre de Grashof et de la fraction volumique des nanoparticules sur le transfert thermique ont été considérés. Les résultats montrent que l'augmentation de la fraction volumique des nanoparticules améliore le transfert de chaleur. Il est à noter qu'il n'y a qu'une légère différence dans les ordres de grandeur pour Gr = 9.20×10^4 et 1.59×10^5.

REFERENCES

[1] S.U.S. Choi, Enhancing thermal conductivity of fluids with nanoparticles, ASME Fluids Eng. Division, 231, P. 99–105, 1995.

[2] A. Raisi1, S. M. Aminossadati and B. Ghasemi, Magnetohydrodynamic mixed convection of a cu-water nanofluid in a vertical channel, Journal of Heat Transfer, 135, 2013.

[3] M. H. Esfe, M. Akbari, A. Karimipour, M. Afrand, O. Mahian and S. Wongwises, Mixed convection flow and heat transfer in an inclined cavity equipped to a hot obstacle using nanofluids considering temperature-dependent properties, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 85, P. 656-666, 2015.

[4] M. Akbari, A. Behzadmehr and F. Shahraki, Fully developed mixed convection in horizontal and inclined tubes with uniform heat flux using nanofluid, International Journal of Heat and Fluid Flow, Vol. 29, P. 545-556, 2008.

[5] E. Abu-Nada and A.J. Chamkha, Mixed convection flow in a lid-driven inclined square enclosure filled with a nanofluid, European Journal of Mechanics B/Fluids, Vol. 29, P. 472-482, 2010.

[6] H. C. Brinkman, The viscosity of concentrated suspensions and solution, J. Chem. Phys., 1952, Vol. 20, P. 571-581.

[7] J. C. Maxwell, A treatise on electricity and magnetism, Vol. II, Oxford University, Cambridge, UK, 54, 1873.

[8] G. Desrayaud and G. Lauriat, Flow reversal of laminar mixed convection in the entry region of symmetrically heated vertical plate channels, Int. J. Thermal Sci., 2009, Vol. 48, P. 2036-2045.

[9] F. Selimefendigil and H. F. Öztop, Influence of inclination angle of magnetic field on mixed convection of nanofluid flow over a backward facing step and entropy generation, Advanced Powder Technology, Vol. 26, P. 1663-1675, 2015.

[10] S.M. Aminossadati and B. Ghasemi, Natural convection cooling of a localised heat source at the bottom of a nanofluid-filled enclosure, European Journal of Mechanics B/Fluids, Vol. 28, P. 630-640, 2009.

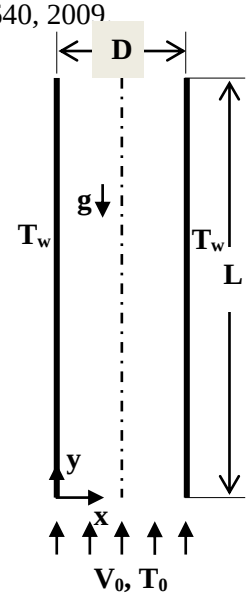


FIGURE 1. Le schéma du modèle physique et les conditions aux limites.

	Pr	ρ(Kg/m^3)	Cp(J/kgK)	K(W/mK)	Bx10^5(1/K)
Eau pure	**6.2**	**997.1**	**4179**	**0.613**	**21**
Cuivre (Cu)		**8933**	**385**	**401**	**1.67**

TABLEAU 1. Propriétés thermophysiques de l'eau et du cuivre [2].

Maillage	**15×55**	**20×70**	**25×85**	**30×100**	**35×115**
Num	**14.4405**	**14.4387**	**14.4375**	**14.4363**	**14.4354**

TABLEAU 2. Résultats de l'effet du maillage (Cu-eau, ϕ = 0.03, Gr = 1.59 ×105 et Re = 800).

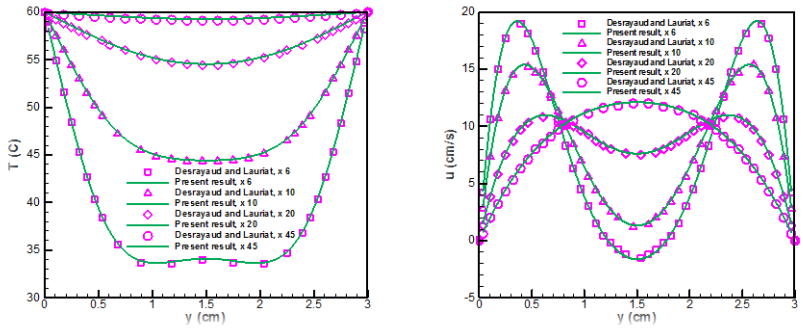


FIGURE 2. Validation de l'étude actuelle avec les résultats des Desrayaud et Lauriat [8] pour Re = 300 et Gr = 1.59× 10^5.

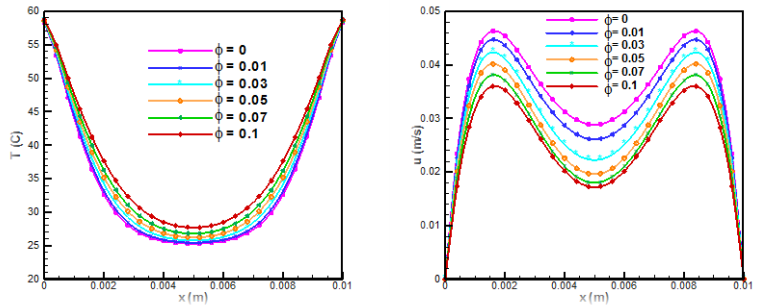


FIGURE 3. Les profils de température (gauche) et les profils de la vitesse verticale u (droite) le long de la sortie du canal pour différentes valeurs de la fraction volumique ϕ, à Re = 1800 et Gr = 1.59 ×10^5.

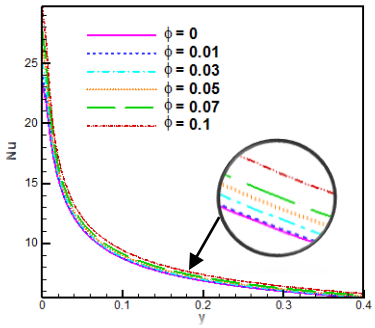


FIGURE 4. Profil du nombre de Nusselt local Nu pour différentes valeurs de φ, à Gr = 1.59 ×10^5 et Re = 1800.

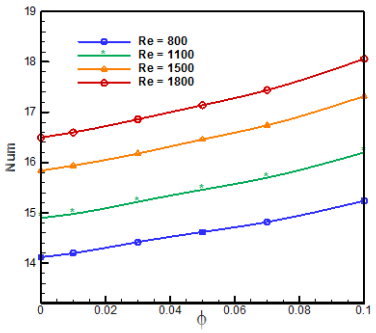


FIGURE 5. Variation du nombre de Nusselt moyen Num avec la fraction volumique du solide pour différents nombres de Reynolds Re, à Gr = 1.59 ×10^5.

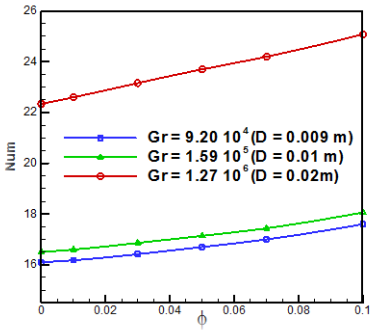


FIGURE 6. Variation du nombre de Nusselt moyen Num avec la fraction volumique du solide pour différents nombres de Grashof Gr, à Re = 1800.

SIMULATION NUMÉRIQUE DE L'ÉCHANGE THERMIQUE DANS UNE ENCEINTE RECTANGULAIRE, EN PRÉSENCE D'UN NANOFLUIDE

A. DAAS[1], S. DERFOUF[1],N. BELGHAR [1], M. FALEK[2]

[1]LGEM ,LGM ,Université Mohamed khider BISKRA
[2] Université Mohamed khider BISKRA

RÉSUMÉ

Dans ce travail, nous avons analysé numériquement la convection libre, pour un régime stationnaire dans une enceinte à géométrie rectangulaire chauffée au moyen d'une source de chaleur par le bas , celle-ci est remplie d'un nano fluide composé d'eau et de nanoparticules de Cuivre (eau-Cu).

Les équations gouvernantes sont discrétisées par la méthode des volumes finis en utilisant un mailleur Gambit . Un solveur industriel Fluent de calcul est conçu dans le but de valoriser et d'utiliser la simulation numérique comme outil d'investigation. Les résultats obtenus sont analysés à travers l'analyse des champs thermiques tout en accentuant une attention particulière au niveau de la ligne de courant.

Une étude paramétrique est menée en considérant le nombre de Rayleigh, le nombre de Nusselt et en tenant compte de la concentration massique des nanoparticules.

Mots Clés: *Nanofluide, Convection, Fluent, Rayleigh, Nusselt.* .

NOMENCLATURE

.

Symboles :

U,V : Composantes de la vitesse adim
u,v : Composantes de la vitesse dans les directions x,y
T température, K
P Pression, Nm^{-2}

Lettres grecques :

ρ masse volumique, kgm^{-3}
λ conductivité thermique, $W{\cdot}m^{-1}{\cdot}K^{-1}$
φ fraction massique
$(C_p)_{nf}$ capacité calorifique nanofluide
θ :Température adimensionnelle
ρ_{nf} masse volumique du nanofluide
μ_{nf} viscosité nanofluie

Indices / Exposants :

nf nanofluide
f fluide

1. INTRODUCTION

Le transfert de chaleur peut jouer un rôle important dans divers processus industriels. L'efficacité de tels processus est souvent limitée par les propriétés thermophysiques des fluides utilisés. La conductivité

thermique d'un liquide non métallique étant très faible, il faut trouver un moyen de l'augmenter artificiellement. Or, quoi de plus simple que d'additionner des particules d'un matériau, doté d'une bonne conductivité thermique, dans le liquide de base pour prévoir augmenter la valeur moyenne de la conductivité thermique du mélange (nanofluide). Il est avéré qu'un bon nanofluide apporte un coup de pouce à l'efficacité d'un système de refroidissement liquide quelconque sans avoir plus de bruit et sans consommer plus. Au contraire, l'efficacité générale étant améliorée, on peut penser à réduire la ventilation ou à prendre une pompe moins puissante, tout en gardant un palier de performance identique si le Silence de fonctionnement est la priorité.Les nanofluides montrent un coefficient de transfert thermique imbattable par rapport aux simples fluides caloporteurs (l'eau, l'huile ou l'éthylène-glycol). L'augmentation de la conductivité thermique des fluides de refroidissement en géométrie confinée constitue un enjeu important pour le développement des futurs systèmes de refroidissement dans le domaine du micro et nanotechnologie.

2. MODÉLISATION THERMO-PHYSIQUE DES NANO-FLUIDES

Les propriétés thermo physiques (la masse volumique, la chaleur spécifique, l'expansion thermique, la viscosité dynamique et la conductivité thermique) des solutions sont profondément modifiées par l'ajout des nanoparticules. De nombreux paramètres caractérisant ces nanoparticules peuvent avoir un effet notable sur les valeurs des paramètres thermo physiques du nan fluide obtenus (la nature des nanoparticules, leur taille, la fraction volumiqueφ, la conductivité du fluide de base et celle des nanoparticules, la température du milieu, etc.).

PROPRIETES DES NANO FLUIDES

LA FRACTION VOLUMIQUE

La fraction volumique est donnée par la relation suivante :

$$\varphi = \frac{volume \quad solide}{volume \quad fluide \quad solide} = \frac{V_s}{V_f + V_s} \tag{1}$$

CONDUCTIVITE THERMIQUE (K)

La conductivité thermique généralement est une propriété importante, principalement dans notre étude parce qu'elle joue un rôle très important dans le phénomène de transfert de chaleur elle peut montrer clairement l'efficacité du transfert de chaleur du fluide ou du solide, la conductivité dépends de la température. En plus de sa variation en fonction de la température, la conductivité thermique du nanofluide varie en fonction de la fraction volumique aussi, la conductivité thermique d'un nanofluide est calculé selon les deux modèle suivant :

MODÈLE DE MAXWELL

Le modèle de Maxwell (1873) est donné par la formule suivante :

$$k_{nf} = \frac{k_s + 2k_f + 2(k_s - k_f)\varphi}{k_s + k_f - (k_s - k_f)\varphi} k_f \tag{2}$$

MODELE DE HAMILTON ET CROSSER :

La conductivité thermique apparente du milieu est donnée par l'expression suivant :

$$k_{nf} = \frac{k_s + (n-1)k_f + (n-1)(k_f - k_s)\varphi}{k_s + (n_1)k_f - (k_f - k_s)\varphi} k_f \qquad (3)$$

VISCOSITE DYNAMIQUE

La viscosité peut être définit comme étant une propriété d'un fluide pour qu'il résiste aux déformations lorsqu'il est mis en mouvement. On peut donc parler de la viscosité comme présent une mesure du frottement interne d'un fluide. Un liquide très visqueux est un liquide qui présente un frottement interne élevé. La dispersion des nanoparticules dans un liquide a un effet sur la viscosité dynamique de ce dernier. La viscosité obtenue devient la viscosité dynamique du nanofluide qui peut être influencé énormément par la qualité de la dispersion de la nanoparticule dans le fluide de base et de la température. Cette viscosité dynamique peut être calculée à partir de la viscosité du fluide de base et la fraction volumique du nanofluide. Pour ce qui suit nous allons citer deux modèles pour le calcul des viscosités apparentes :

MODELE D'EINSTEIN

La viscosité dynamique d'un nanofluide est donnée par Einstein (1906) pour un mélange contenant des suspensions diluées de particules fines sphériques et rigides est la suivantes :

$$\mu_{nf} = \mu_f (1 + 2.5\varphi) \qquad (4)$$

MODELE DE BRINKMAN

La viscosité dynamique d'un nanofluide est donnée par Brinkman (1952) :

$$\mu_{nf} = \frac{\mu_f}{(1-\varphi)^{2.5}} \qquad (5)$$

MASSE VOLUMIQUE

La masse volumique est donnée par la relation suivante :

$$\rho_{nf} = \left[\frac{M}{V}\right] = \frac{m_f + m_S}{V_f + V_s} \qquad (6)$$

LA CHALEUR MASSIQUE

La chaleur massique ou la chaleur spécifique est la capacité calorifique par unité de masse d'une substance ou d'un système homogène $C_p = dQ/m\,dT$. La chaleur spécifique correspond à l'apport de chaleur nécessaire pour élever la température de l'unité de substance de 1 K lors de la transformation considérée. Pour la détermination de la chaleur spécifique d'un nanofluide, on peut estimer les deux modèles suivantes :

MODELE DU PAK ET CHO

Pak et Cho (1998) ont utilisé la formule suivante :

$$\left(C_p\right)_{nf} = (1-\varphi)\left(C_p\right)_f + \varphi\left(C_p\right)_s \tag{7}$$

MODELE DU XUAN ET ROETZEL :

Xuan et Roetzel (2000) ont utilisé la formule suivante :

$$\left(\rho C_p\right)_{nf} = (1-\varphi)\left(\rho C_p\right)_f + \varphi\left(\rho C_p\right)_s \tag{8}$$

3. FORMULATION MATHEMATIQUE

Chaque phénomène physique est souvent formulé par des équations mathématiques (équations différentielles) qui représentent une modélisation de ce phénomène. Une modélisation doit obligatoirement exprimer le comportement du phénomène dans l'espace et dans le temps.

Les hypothèses :

Il est maintenant nécessaire d'effectuer un certain nombre d'hypothèses afin d'établir un modèle mathématique simple qui décrit la physique de ce problème, donc on adopte les hypothèses suivantes :

- L'écoulement est stationnaire et bidimensionnel.
- Le fluide est Newtonien et incompressible.
- L'écoulement engendré est laminaire.
- Le flux de la source de chaleur est constant dans le temps.
- Le transfert de chaleur par rayonnement est négligeable.
- La puissance volumique dissipée est négligeable.
- Le travail, induit par les forces visqueuses et de pression, est négligeable.

Après d'application des précédentes hypothèses on obtient :

Les différentes équations nécessaires à la résolution du problème considéré dans notre étude sous forme adimensionnelle, comme suit :

$$\frac{\partial U}{\partial x}+\frac{\partial V}{\partial y}=0 \qquad (9)$$

$$U\frac{\partial U}{\partial x}+V\frac{\partial U}{\partial y}=-\frac{\partial P}{\partial x}+\Pr\left(\frac{\partial^2 U}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 U}{\partial y^2}\right)+\Pr\, Ra\,\theta \qquad (10)$$

$$U\frac{\partial V}{\partial x}+V\frac{\partial V}{\partial y}=-\frac{\partial P}{\partial y}+\Pr\left(\frac{\partial^2 V}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 V}{\partial y^2}\right)+\Pr\, Ra\,\theta \qquad (11)$$

$$U\frac{\partial \theta}{\partial x}+V\frac{\partial \theta}{\partial y}=\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 \theta}{\partial y^2}\right) \qquad (12)$$

IV. ADIMENSIONNALISATION DES ÉQUATIONS :

De façon à rendre les équations précédentes adimensionnelles, elles seront changées selon :

$$\frac{\partial U}{\partial X}+\frac{\partial V}{\partial Y}=0 \qquad (13)$$

$$U\frac{\partial U}{\partial X}+V\frac{\partial U}{\partial Y}=-\frac{\partial P}{\partial X}+\frac{\mu_{nf}}{\rho_{nf}\ \alpha_f}\left(\frac{\partial^2 U}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 U}{\partial Y^2}\right) \qquad (14)$$

$$U\frac{\partial V}{\partial X}+V\frac{\partial V}{\partial Y}=-\frac{\partial P}{\partial X}+\frac{\mu_{nf}}{\rho_{nf}\ \alpha_f}\left(\frac{\partial^2 V}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 V}{\partial Y^2}\right) \qquad (15)$$

$$U\frac{\partial \theta}{\partial X}+V\frac{\partial \theta}{\partial Y}=\frac{\alpha_{nf}}{\alpha_f}\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2}\right) \qquad (16)$$

V. GÉOMÉTRIE ET CONDITIONS AUX LIMITES :

Les conditions de températures sont connues sur les parois.

La température des parois verticales et supérieures sont constante et égale à T_f.

La partie chaude de la paroi inférieurs est soumise un flux thermique constante est égale à q .

La condition d'adiabacité $\frac{\partial T}{\partial Y}=0$ est adoptée pour les autres parois inférieures.

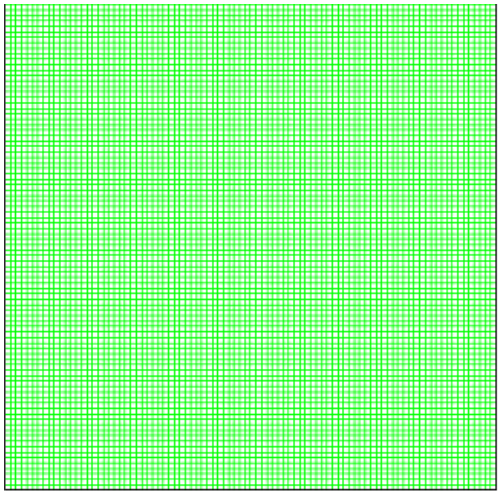


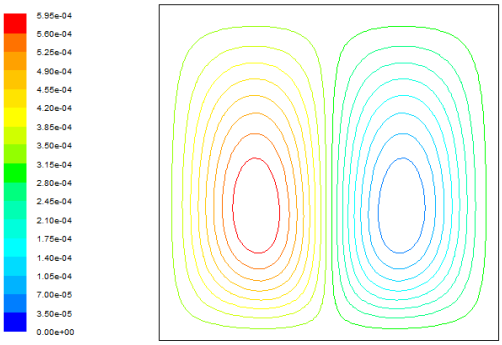
Figure .1. enceinte rectangulaire

VI. FORMULATION NUMÉRIQUE

On s'intéresse, dans ce chapitre les résultats numériques obtenus à l'évolution du transfert de chaleur en convection naturelle dans une enceinte rectangulaire chauffée par le bas, par des sources de chaleur remplie d'un nanofluide (eau-cuivre). Nous avons utilisé particulièrement, au niveau de cette simulation numérique, le logiciel commercial FLUENT pour résoudre les trois équations conservation (continuité, quantité de mouvement et d'énergie), avec les conditions aux limites

VII. RÉSULTATS ET DISCUSSION

Les figures (1,2 et 3 à), présentent les lignes de courant pour différentes fractions volumiques d'un nanofluide (et de l'eau pure à même nombre de Rayleigh, étant donné que la source de chaleur se trouve au milieu de la paroi inférieur. Les modèles d'écoulement symétriques sont observées dans l'enceinte. On observe aussi la formation de deux cellules contrarotatives, cet interprétation est valable pour toutes les différentes valeurs du nombre de Rayleigh. On remarque aussi qu'avec l'augmentation du nombre de Rayleigh, l'intensité de la recirculation à l'intérieur de l'enceinte augmente à cause les forces de flottabilités sont plus fort. On peut observer que les cellules circulantes sont de même forme ne changent pas avec le nombre de Rayleigh. Il faut noter que le contact de ligne des zones de circulation symétriques par rapport à l'axe de symétrie de la source de chaleur pour les nombres de Rayleigh considérés comme condition de calcul. Cette interprétation est valable pour les deux cas de la fraction volumique des particules/fluide (φ=0.00, φ=0.10 et φ=0.3).



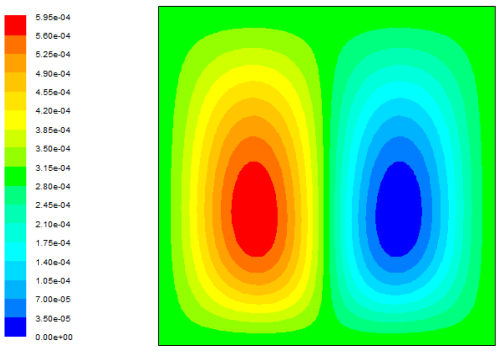


FIGURE. 1. Représentation des lignes de courant dans l'enceinte à Ra=10^3, fraction =0.00, source localisé au milieu

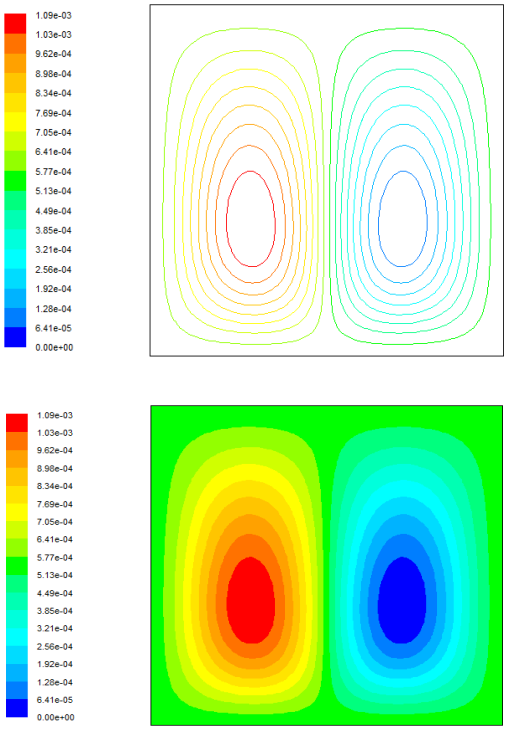


FIGURE. **2.** Représentation des lignes de courant dans l'enceinte à Ra=10^3, fraction =0.10, source localisé au milieu

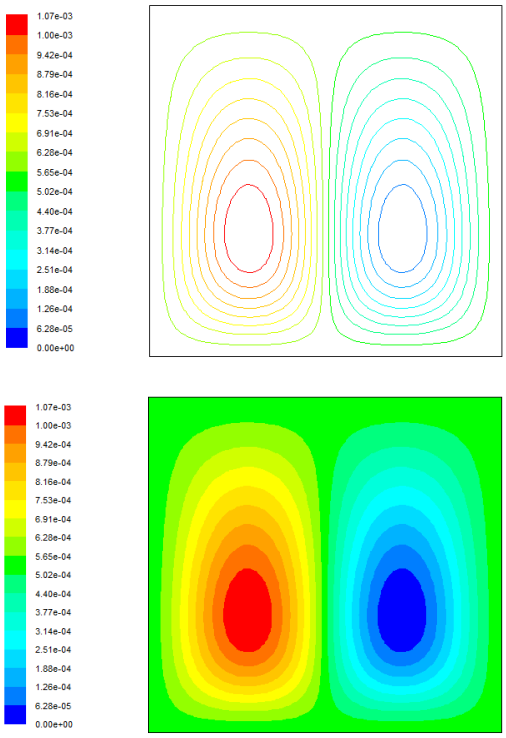


FIGURE. 3**.** Représentation des lignes de courant dans l'enceinte à Ra=10^3, fraction =0.20, source localisé au milieu

VIII. CONCLUSION

Les résultats que nous avons obtenus ici tendent à relativiser l'influence du mouvement brownien dans l'amélioration de la conductivité thermique effective des nanofluides. La conduction thermique au sein du fluide et entre le fluide et les nanoparticules semble être le facteur dominant de cette amélioration. On peut remarquer que ces améliorations importantes (pour une faible fraction volumique inférieure à 0,3, notre étude) En particulier nous avons observé que la conductivité thermique effective de ce nanofluide augmente avec la concentration en nanoparticules.

IX. REFERENCES

[1] Ferrouillat Sébastien et al, 'Intensification des échanges thermiques par l'utilisation de nanofluides SiO2 / eau ' *Thermal Issues in Emerging Technologies, theory and applications* 2008. Proceedings – ThETA2, ThETA '08. Second International Conference on Cairo, Egypt Dec 17th – 20th Page(s): 261 – 270, 2008.

[2] Putra et al, 'Natural convection of nanofluids', *Heat Mass Transfer*. Vol 39, 7-8, 775- 784, 2003.

[3] Fohanno Stéphane et al, 'Nanofluides et transfert de chaleur par convection naturelle', *thèse université de Reims Champagne-Ardenne*, France, 2012.

[4] Salhi. H « Etude numérique de transfert de chaleur de nanofluide dans les enceintes »', *Thèse université de Batna*, 2006.

SIMULATION NUMERIQUE DE LA CONVECTION SOLUTALE DANS UN MILIEU CONFINE

L. FETTAR[1], M. KADJA[2]

[1]Université 20 AOUT Skikda, Algérie, fettarl@ yahoo.fr
[2] LEAP, Université Constantine 1,Algerie,kadja_mahfoud@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Le présent travail traite le problème de la convection solutale dans une solution aqueuse.C'est une simulation numérique de la convection naturelle contenue dans une cavité rectangulaire horizontale, où l'écoulement est induit par un gradient vertical de concentration. L'analyse de ce phénomène est controlé par la distribution de la masse volumique du mélange. Les résultats obtenus font apparaître la stabilité du phénomène sous l'influence de la fraction massique, de la concentration, de la taille des parois latérales et de la nature du fluide. La résolution des équations régissant l'écoulement est faite avec le code FLUENT.

Mots Clefs: Transfert de masse, Convection solutale, Gradient de densité, Instabilités

NOMENCLATURE

Symboles :

P pression, Nm^{-2}
f forces extérieures de volumes
D coefficient de diffusion, m^2s^{-1}
X fraction volumique
U vitesse , ms^{-1}
J flux diffusif de l'espèce
x coordonnées spatiale

Lettres grecques :

ρ masse volumique, kgm^{-3}
τ tenseur de contrainte visqueuses
X fraction volumique

Indices :

k espèce d'un mélange

1. INTRODUCTION

L'étude des transferts de chaleur est la première a être intensivement intéressée à la convection naturelle.Il s'en suit que la convection naturelle signifie souvent la convection d'origine thermique ce qui est effectivement l'origine dominante de la convection. Quand il s'agit de chaleur, on parle de convection thermique. En général, les fluides se dilatent quand leur température augmente. Ce fluide plus léger a tendance à monter, partant réchauffer les régions supérieures. Réciproquement, les parties froides tombent. Il existe aussi la convection solutale : l'eau salée est plus lourde que l'eau pure. L'évaporation, peut concentrer en surface l'eau de mer qui coule pour être remplacée par de l'eau moins salée.

La convection intervient partout dans notre vie de tous les jours. Tous les vents, les courants dans les océans, ont pour origine la convection, thermique ou solutale.les transferts de chaleur et de masse dans les systèmes

physiques dans lesquels l'écoulement fluide transite soudainement d'un régime laminaire fortement organisé spatialement et temporellement vers un régime plus désordonné, voire chaotique est fortement étudier. Aux alentours de 1900 des recherches furent entreprises sur la convection naturelle. En 1916, Lord Rayleigh qui fut le théoricien de la convection au début du 20e siècle, publia un article tentant d'expliquer les résultats de Bénard. Le problème appelé, aujourd'hui, de Rayleigh-Bénard concerne la stabilité et le mouvement d'un fluide, confiné entre deux plaques horizontales, maintenues à des températures uniformes distinctes et soumis au champ de gravitation. De nombreux travaux ont été menés afin d'étudier la mise en place des cellules de convection et les géométries qu'elles forment dans l'espace. La convection solutal dans le milieu confiné est similaire à celui de la convection Rayleigh Bénard. C'est le gradient de concentration qui crée l'instabilité.Si les méthodes et approches développées en convection thermique ont pu être transposées a la convection solutale. il n'en demeure pas moins que le problème solutal est beaucoup plus compliqué que le problème thermique . Ce type de convection naturelle a suscité un intérêt grandissant depuis une trentaine d'années, notamment sur le plan industriel et, plus particulièrement, en métallurgie et procédés mettant en jeu des mélanges de fluides.

2. MODELE MATHEMATIQUE/METHODE EXPERIMENTALE

Le cas abordé dans cette présente étude est ce lui d'un écoulement confiné dans une cavité réctangulaire fermé avec un rapport d'aspect Γ =2. C'est le rapport L/D, L est la longueur de la cavité et D sa hauteur. Le mélange fluide est confiné entre deux plaques rigides horizontales. La plaque inférieure et supérieure sont maintenues à des concentrations respectivement notées C_2 et C_1 (C_2>C_1) uniformes et constantes.La modélisation mathématique de ce type d'écoulement avec transfert de masse est faite par les équations de conservation (continuité, de mouvement et d'espèce).

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho U_j}{\partial x_j} = 0 \qquad \text{(j : indice de somme, j=1~3)} \qquad (1)$$

$$\frac{D}{Dt}(\rho U_i) = \frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + f_i \quad \text{(i : indice de direction, j=1~3) (j : indice de somme, j=1~3)} \quad (2)$$

Pour un mélange à N constituants, il faut résoudre N-1équation de transport de la fraction massique d'espèce de la forme:

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho X_k) + \nabla.\left(\rho \vec{V} X_k\right) = -\nabla.\overrightarrow{J_k} + R_k + S_k \qquad (3)$$

où les termes Ri' (taux massique de réaction) et Si' (taux de création) sont nuls ici. Il subsiste donc dans les termes sources sauf le terme de diffusion massique qui est de la forme :

$$\overrightarrow{J_k} = -\rho D_k \nabla X_k \qquad (4)$$

Le modèle étudié est simplifié en tenant compte des hypothèses suivantes; L'écoulement est bidimensionnel, en régime permanent, le fluide est newtonien incompressible aux propriétés physiques constantes, il n'y a ni réaction chimique ni source de chaleur et ni source de masse. On adoptant l'approximation de Boussinesq où la densité est la seule propriété du fluide affecté par la variation de la concentration.

La méthode numérique de résolution des équations avec les conditions aux limites appropriées incorporé dans le code de calcul fluent, est la méthode des volumes finis décrite par S.Patankar(1973).

3. RESULTATS

Influence du maillage:

Un facteur important de la simulation est l'effet du maillage sur l'apparition du phénomène. Nous avons retenue ici quatre maillages du moins précis au plus serré.(50x50), (60x60), (80x80), (100x100) ,avec la même concentration S= 35g/l et les même conditions aux limites nous avons obtenues les résultats suivants.

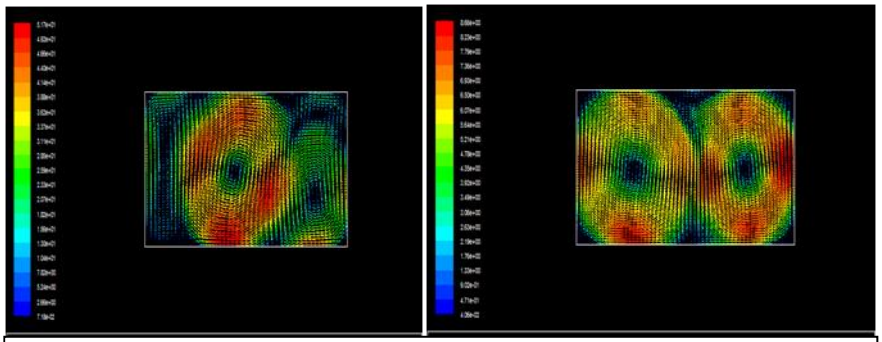


FIGURE 1 : les contours de la vitesse du maillage (50x50).(60x60)

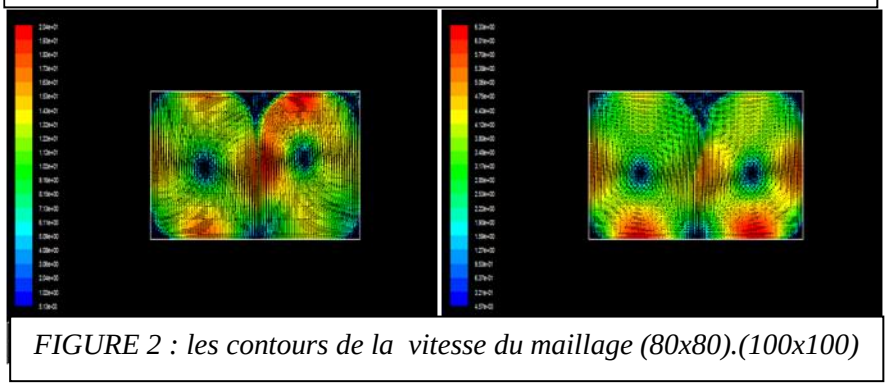
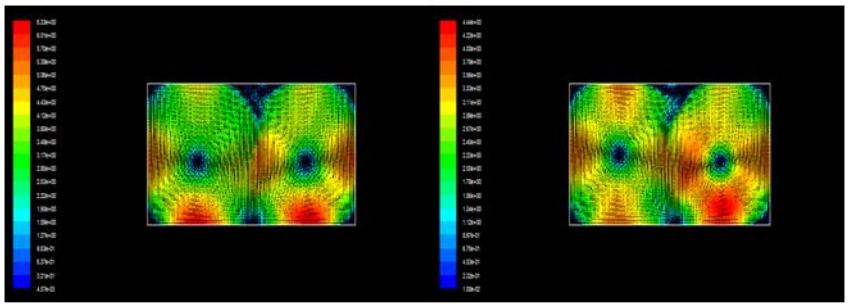


FIGURE 2 : les contours de la vitesse du maillage (80x80).(100x100)

Nous avons remarqués que la taille du maillage ainsi que le nombre d'iterations influent directement sur le déclenchement de l'instabilité ,l'apparition des rouleaux contra- rotatifs et leur stabilité .

Influence de la fraction massique

Fraction **X=0.9 d'eau salée** Fraction **X=0.8 d'eau salé**



Fraction **X=0.7 d'eau salée** Fraction **X=0.6 d'eau salé**

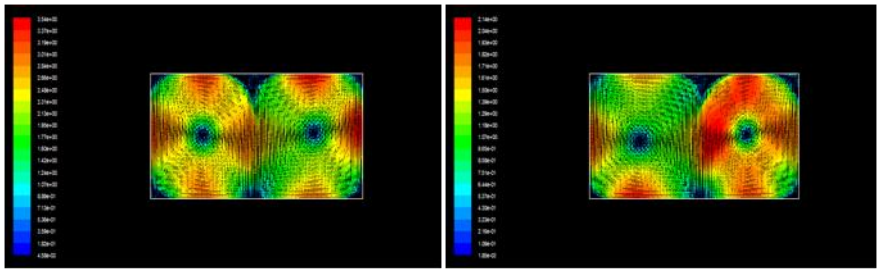
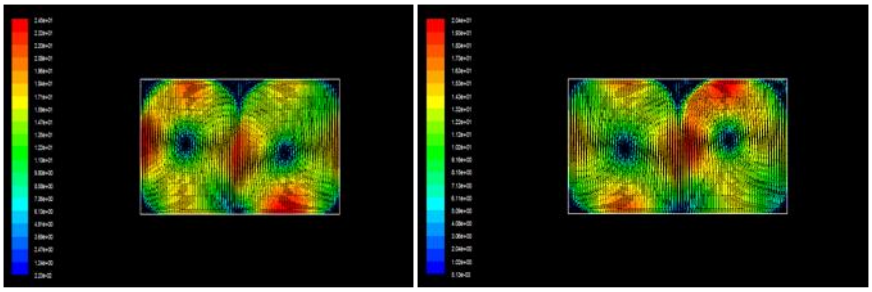


FIGURE 3 : les contours de la vitesse pour differentes fraction pour un maillage (100x100)

Fraction **X=0.9 d'eau salée** Fraction **X=0.8 d'eau salée**



Fraction **X=0.7 d'eau salée** Fraction **X=0.6 d'eau salé**

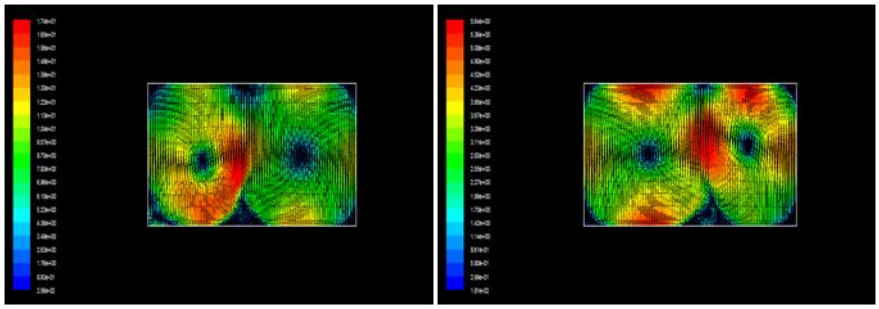


FIGURE 4 : les contours de la vitesse pour differentes fraction pour un maillage (80x80)

Les figures 3- 4montrent que pour des différents jeux de conditions aux limites et un même maillage il y a apparition des rouleaux de convections et que la vitesse tend à augmenter au fur et à mesure que la fraction massique s'accroit.

Tous les resultats si dessous ont été effectué en fixant un maillage de (100x100).

Influence de la concentration

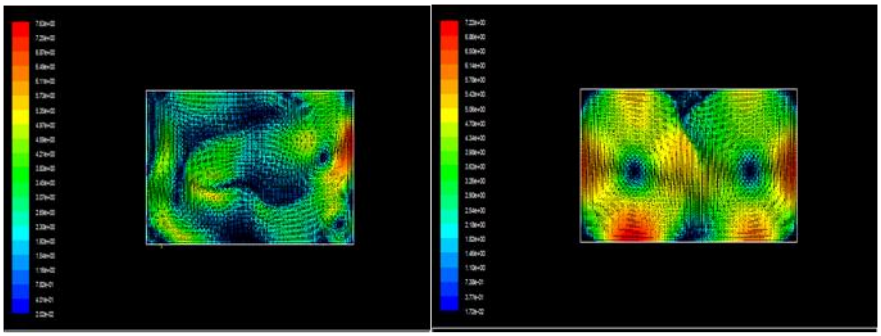


FIGURE *5 les contours de la vitesse pour* S=5 g /l.et S=10 g /l.

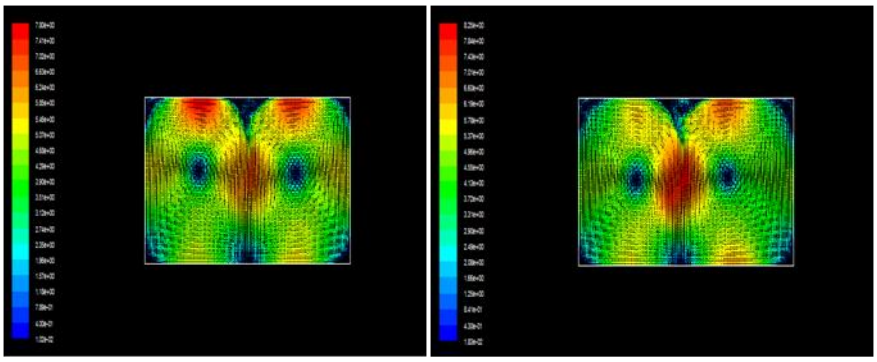


FIGURE 6 : *les contours de la vitesse pour* S=35 g /l.et S=40 g /l

Les figures5-6 déterminent le seuil de convection, la mise en mouvement des cellules commence à partir d'une concentration de 10g/l. les contours de vitesse montrent que l'augmentation de la concentration contribue à l'augmentation de l'intensité de l'écoulement.

Influence des parois latérales

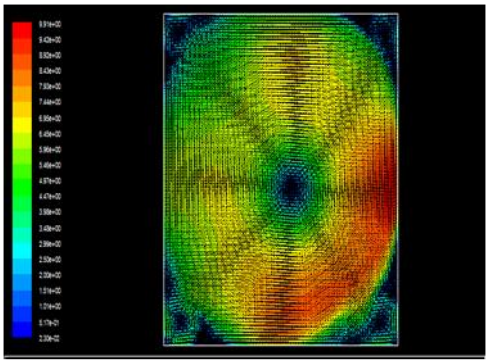


FIGURE 7 : *les contours de la vitesse pour* Γ=1.

- Apparition d'un seul rouleau de convection.

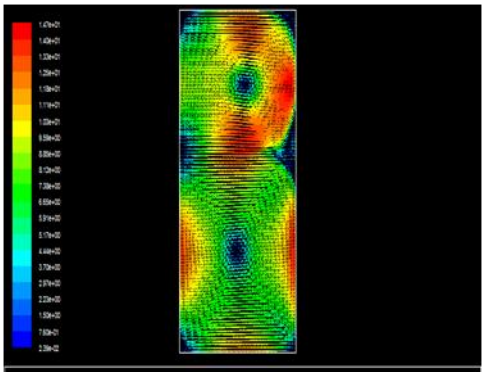


FIGURE 8 : *les contours de la vitesse pour* Γ=2 lateral.

- Apparition des 2 rouleaux de convection.

Les figures 7-8 montrent que la géométrie est liée directement avec le nombre de rouleaux du fluide , ce qui est en accord avec la théorie où l'augmentation du rapport d'aspect entraine l'augmentation du nombre des rouleaux convectifs.

Influence de la nature du fluide

Les figures 9-10 l'utilisation du mélange eau sucre et du mélange eau acide dont la concentration est 35g/l, 65g/l) respectivement à la place du mélange eau sel nous permet de voir l'effet du mélange fluide sur la partition des rouleaux de convection. Le phénomène est omni présent pour differents mélanges.

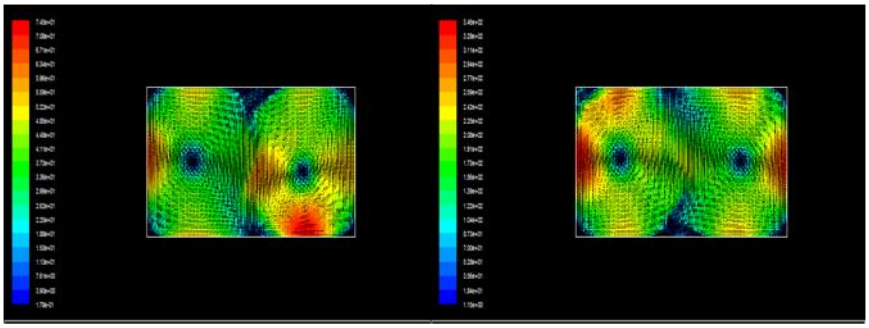


FIGURE 9 : *les contours de la vitesse pour (eau-sucre), (eau –acide).*

4. CONCLUSIONS

Le présent travail est une étude numérique qui détermine et illustre les instabilités naissant du transfert de masse. C'est une simulation numérique de la convection naturelle contenue dans une cavité réctangulaire horizontale où l'écoulement est induit par un gradient vertical de concentration. L'analyse de ce phénomène est controlée par la distribution de la masse volumique du mélange. Les résultats obtenus à l'aide du code de calcul fluent font apparaître la stabilité du phénomène sous l'influence de la fraction massique ,de la concentration, de la taille des parois latérales et la nature du fluide.

Au cours de cette étude nous avons vérifié des résultats théoriques de la convection dûe au gradient de concentration l'existence de l'instabilité hydrodynamique massique. Nous avons montré que les rouleaux convectifs sont omni présents quelque soit le maillage, la concentration, la géométrie et la nature du mélange fluide. Nous avons montré que l'augmentation de l'intensité est liée directemennt à la fraction massique et à la concentration du mélange. La structure convective est liée directement avec la géométrie de la cavité.

REFERENCES

[1] G.lauriat, modélisation et simulation de la convection naturelle dans un mélange binaires des gaz parfaits P.

[2] K.mouslem et M fellous Contribution à l'étude numérique de la convection dans les milieu confiné.2010

[3] B.Glades,S.Ragheb, F.Chakib,A.Mottabi Etudedu transfert de chaleur en convection naturelle dans les nanofluide,*congrés de la société francaise,* 2008

[4] D.Ersan, X.Thibaut,Etude des instabilities Rayleigh-bénard 2010

[5] E.Delouche,G.Labrosse, Convection termosolutale avec effet soret en milieu confine,*université de parie 11 orsay,France*1996

[6] A. Benkhelifa , F. Penot Sur la convection de Rayleigh-Bénard turbulente Caractérisation dynamique par PIV *Revue des Energies Renouvelables Vol. 9 N°4 (2006) 341 – 354*

SIMULATION NUMERIQUE DE L'EFFET THERMOCAPILLAIRE SUR LA CONVECTION NATURELLE DANS UNE CAVITE RECTANGULAIRE.

BEKKOUCHE samia[1], KADJA Mahfoud[2]

[1]Université du 20aout 1955, Skikda; samix21000@yahoo.fr
Laboratoire d'Energétique Appliquée et de Pollution, Constantine, kadja_mahfoud@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Résumé : La présente étude concentre sur l'influence des forces de surface sur l'écoulement convectif d'une huile de silicone contenue dans une enceinte rectangulaire différentiellement chauffée. La surface libre de l'enceinte est indéformable et toute interaction avec l'air est négligée. Les équations qui régissent l'écoulement hydrodynamique et le transfert de chaleur sont décrites par les équations de Navier Stockes et de l'énergie La méthode numérique des volumes finis avec l'Algorithme SIMPLE a été utilisée pour la résolution numérique des équations de conservation de masse de quantité de mouvement et d'énergie.
Les effets du nombre de Rayleigh et de Marangoni sur l'écoulement du fluide et sur les transferts de chaleur dans l'enceinte seront analysés et discutés.

Mots Clés: *convection naturelle, thermocapillaire, enceinte rectangulaire*

NOMENCLATURE

Symboles :

T_0 température de référence, K
T température, K
g accélération de pesanteur, m/s^2
a diffusivité thermique, m^2 s-1

Lettres grecques :

ρ Masse volumique, kgm^{-3}
β Cefficient de dilatationthermique, K^{-1}
σ Tension superficielle,N/m
ν viscosité cinématique, m^2 s-1

Ra Nombre de Rayleigh
Ma Nombre de Marangoni

Indices / Exposants :
x, y composantes selon x, y
des variables dimensionnelles

1. INTRODUCTION

Les écoulements convectifs naturels ou thermocapillaires suscite un grand intérêt dans les activités de recherche en raison de leur importance dans les phénomènes naturels et aussi dans de nombreuses applications industrielles telles que l'évaporation, le séchage des solutions polymère/solvant, la croissance cristalline, les procédés de bombardement électronique d'un métal liquide, etc.

L'écoulement de liquide le long de l'interface de zones de faible tension superficielle vers les zones de forte tension superficielle porte le nom du physicien italien Carlo Marangoni(1840-1925) qui a décrit ce phénomène pour la première fois dans les années 1870. Depuis l'observation des structures hexagonales par Bénard (1901) qui sont dues non seulement aux effets thermogravitaires mais aussi aux effets thermocapillaires, de nombreuses études ont été menées sur la stabilité des écoulements convectifs d'origine thermocapillaire. Ces écoulements sont caractérisés par une multitude de mécanismes physiques interactifs et montrent une grande variété de structures régulières ou complexes.

2. MODELE MATHEMATIQUE

La configuration étudiée dans ce travail est présentée sur la figure.1. Le fluide est une huile de silicone confinée dans une cavité rectangulaire de largeur égale à L= 0.05m et de hauteur h = 0.001m. Les parois verticales droite et gauche de la cavité sont maintenues isothermes à des températures différentes afin de créer un gradient de température horizontale, elles sont portées respectivement aux températures T_{chaude} = (T +ΔT) et T_{froide} = T, tandis que la paroi inferieure est thermiquement isolée et la paroi supérieure est libre (en contact avec de l'air) droite et indéformable.

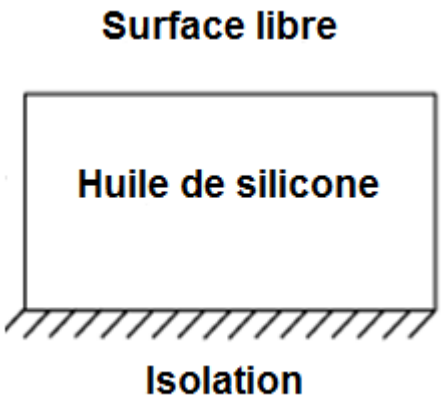


Figure1:Géométrie du problème

La surface du fluide est supposée plane et le fluide est supposé newtonien, incompressible et en écoulement laminaire, stationnaire et bidimensionnel. Les sources des chaleurs internes et la dissipation visqueuse sont supposées négligées. Les propriétés thermophysiques sont supposées constantes sauf pour la masse volumique qui est approchée dans le terme de gravité en considérant l'hypothèse de Boussinesq : $\rho = \rho_0 (1 - \beta(T - T_0))$,

EQUATIONS GOUVERNANTES

Equation de continuité: $$\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0$$

Equation De La Variation de la Quantité de Mouvement selon x

$$-\nu\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right) + \left(u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y}\right) + \frac{1}{\rho}\frac{\partial p}{\partial x} = 0$$

Equation De La Variation dela Quantité deMouvement selon y

$$-\mu\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right) + \rho\left(u\frac{\partial v}{\partial x} + v\frac{\partial v}{\partial y}\right) + \frac{\partial p}{\partial y} = -\rho g$$

Equation d'énergie: $\boldsymbol{u\frac{\partial T}{\partial x}+v\frac{\partial T}{\partial y}=a\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right)}$

Conditions aux limites :A ces équations sont associées des conditions aux limites.La paroi gauche est soumise à une température constante Tc tandis que la paroi froide (la paroi droite) est soumise à une température constante Tf. La condition d'adiabacité $\frac{\partial T}{\partial y}$ 0 est adoptée pour les autres parois (inferieur et superieure). Pour compléter la modélisation de la convection thermocapillaire, à la surface libre on ajoute la condition suivante: $\mu\frac{\partial u}{\partial y}=-\gamma\frac{\partial T}{\partial x}$.

RESULTATS

PREMIER CAS Ma=0

CHAMPS DYNAMIQUES

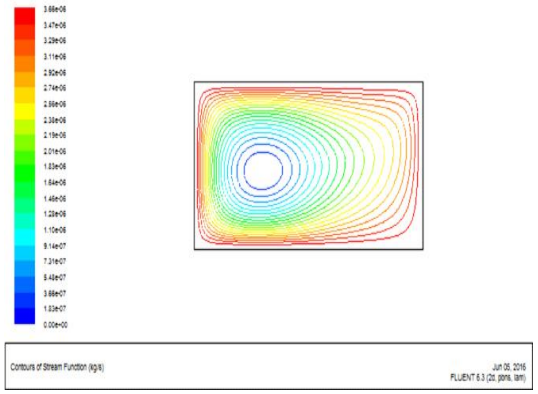


FIG a: Ra= 1.29

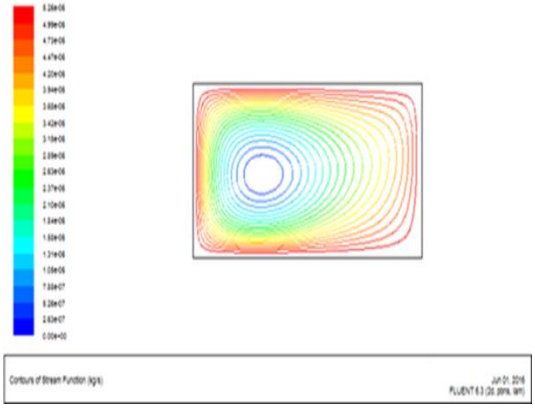
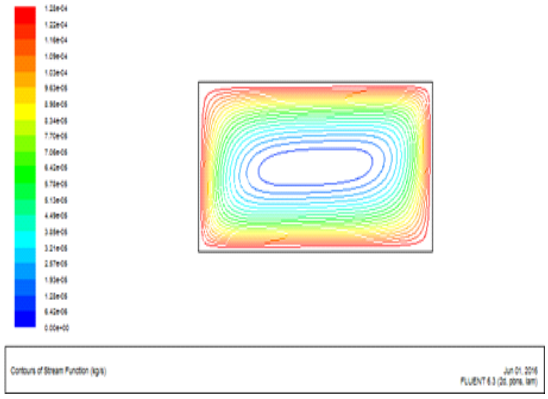


FIG b: Ra=102



FIGc: Ra= 102

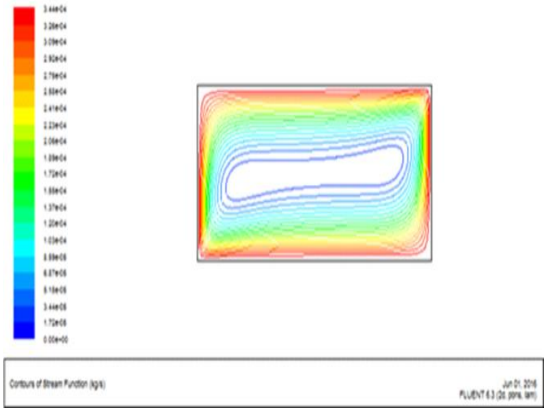


FIG d: Ra=512

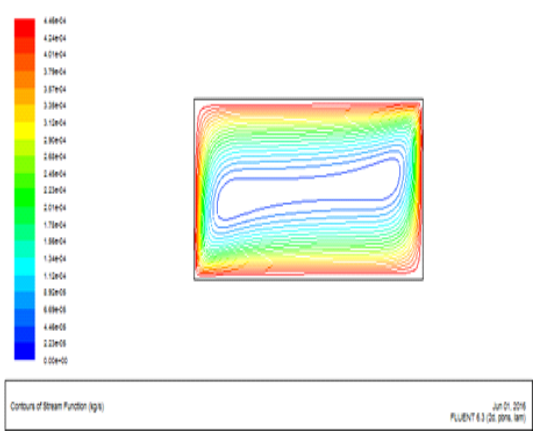


Fig e: Ra= 819

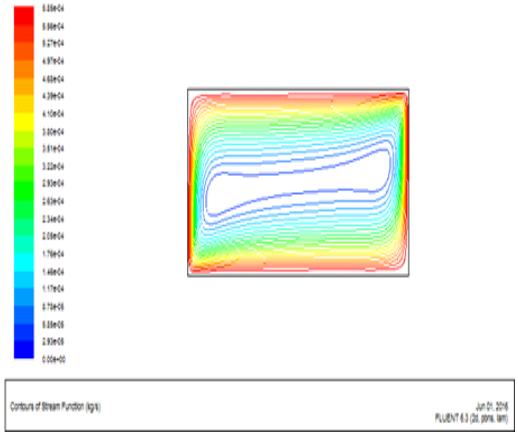


Fig f: Ra=1380

FIGURE 2. Champs dynamique pour différents nombre de Rayleigh

Les effets thermiques engendrent une cellule de convection dans toute la cavité à part la région centrale ou le fluide est resté immobile. Le fluide reste monocellulaire en augmentant le nombre de Rayleigh. L'augmentation du nombre de Rayleigh intensifie la circulation de l'huile de silicone près des parois verticales

CHAMPS THERMIQUE

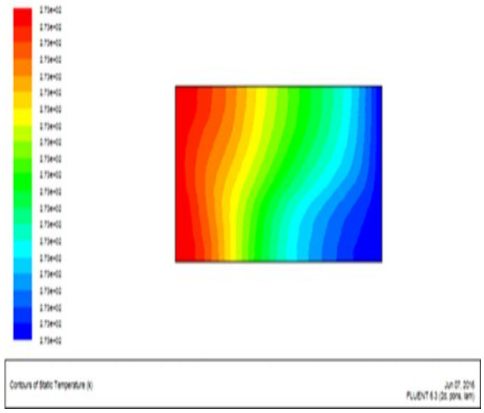


FIG a: Ra= 1.79

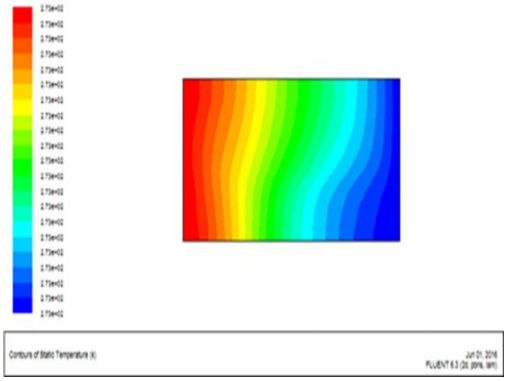


FIG b: Ra=2.56

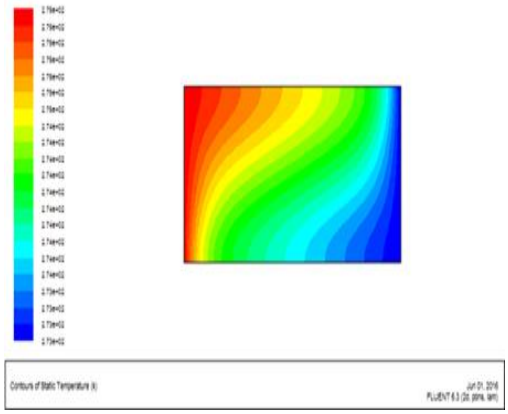


FIG c: Ra= 102

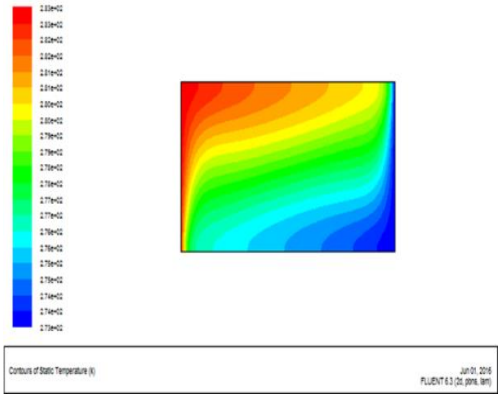


FIG d: Ra =512

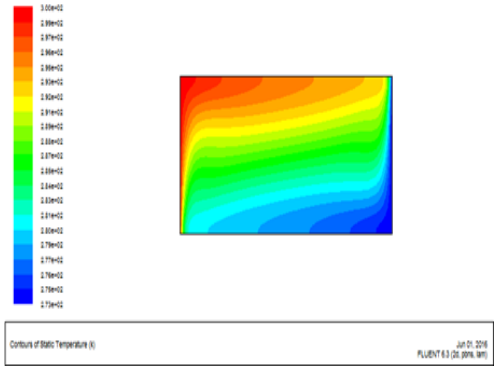


FIG e: Ra= 819

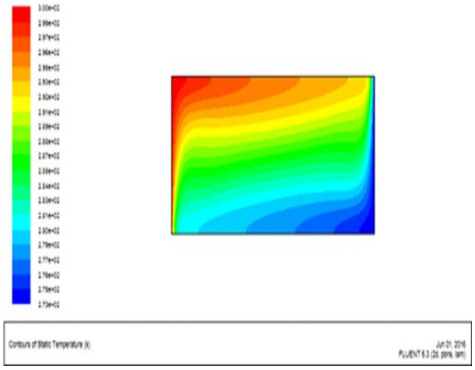


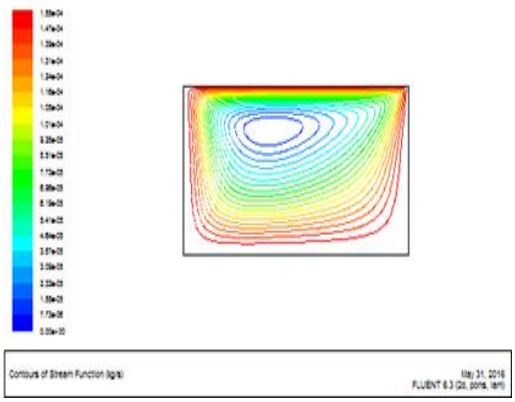
FIG f: Ra=1380

FIGURE3. Champs themique pour différents nombre de Rayleigh

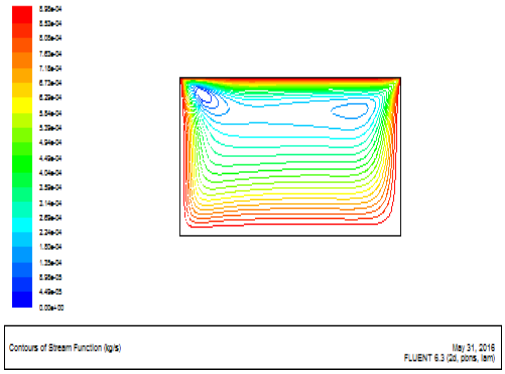
En thermogravité la source du mouvement est la force volumique d'Archimède, le paramètre de contrôl de ce mouvement est le nombre de Rayleigh. La figure 3 montrent les niveaux thermiques atteints dans l'enceinte, et cela pour différent Rayleigh. Au début Le champ thermique est marqué par une stratification verticale à l'intérieur de la cavité et au fur et à mesure qu'on augmente le nombre de Rayleigh (Ra) la stratification devient horizontale.

- **CAS (Ma ≠0)**

CHAMPS DYNAMIQUES



Figa: Ma=-1.310^3 , Ra= 1.79



Figb: Ma= 5.110^4 , Ra= 2.56

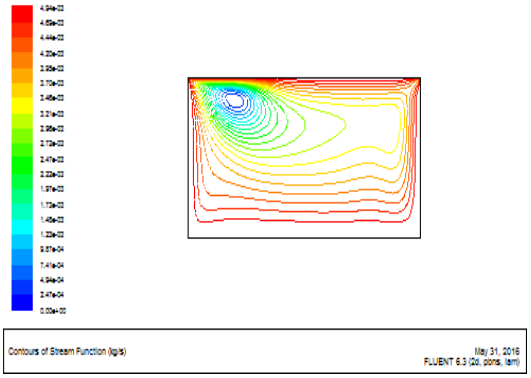


Fig c: Ma=-2.6 10^5 , Ra= 102

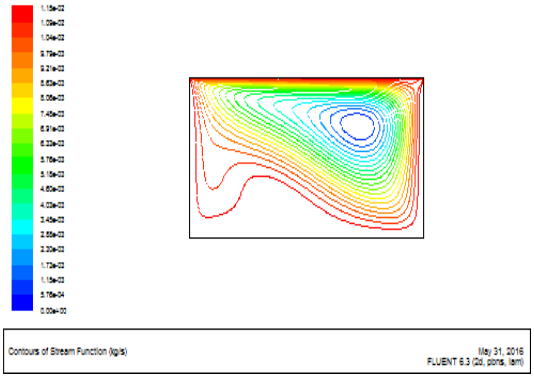


Fig d : Ma=-4.1 10^5 , Ra =512

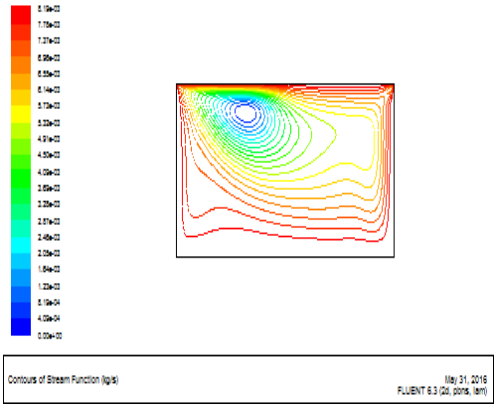


FIG e: Ma=-5.6 10^5 , Ra=819

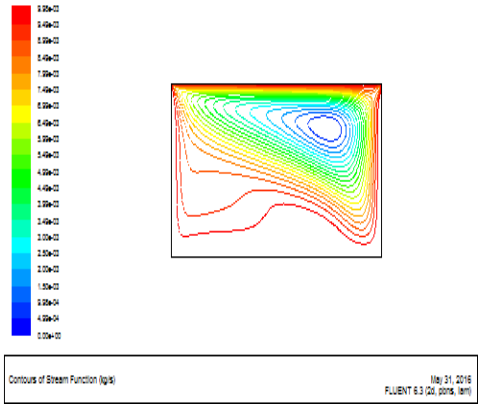


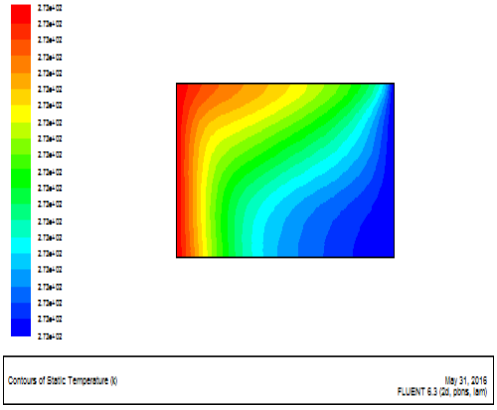
FIG f : Ma=-7.1 10^5 , Ra=1380

Figure 4. Lignes de courant pour différentes valeurs de Ma

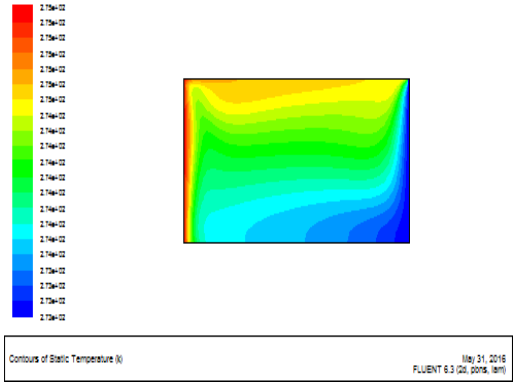
La figure 4 présente les tracés des lignes de courant pour différents Marangoni ; on remarque que le fluide est entrainé à la surface libre, de la paroi chaude vers la paroi froide. Pour Ma=-1.3.la structure de l'écoulement est constituée d'une seule cellule de convection circulant dans le sens des aiguilles d'une montre et occupant l'ensemble du domaine et centrée prés de la surface libre. On remarque aussi un resserrement des isocourants de grande intensité (couleur rouge) au niveau de la surface libre et ceci est du à l'effet thermocapillaire.

En augmentant la valeur de | Ma | le sens de l'écoulement reste le même mais avec un vortex très intense et concentré autour d'un point plus proche une fois de la paroi froide et une autre prés de la paroi chaude.

CHAMPS THERMIQUE



FIGa: Ma=-1.310^{3} , Ra= 1.79



FIGb: Ma= 5.110^{4} , Ra= 2.56

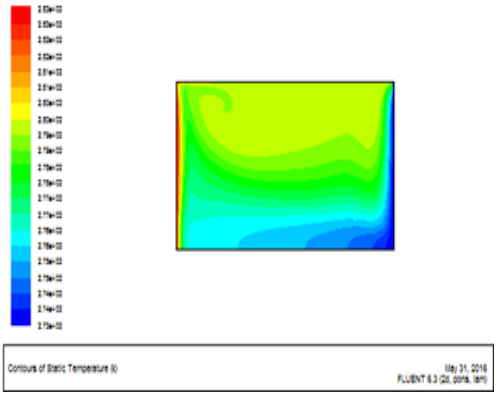


FIG c: Ma=-2.6 10^{5} , Ra= 102

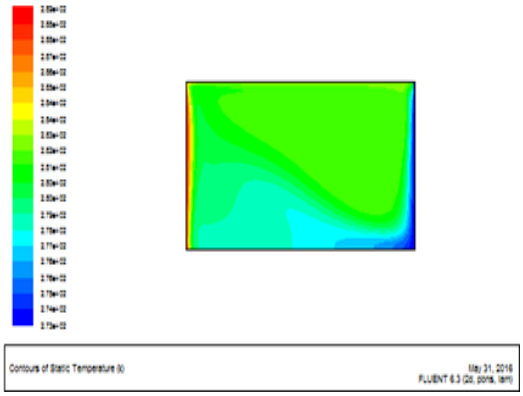


FIG d : Ma=-4.1 10^{5} , Ra =512

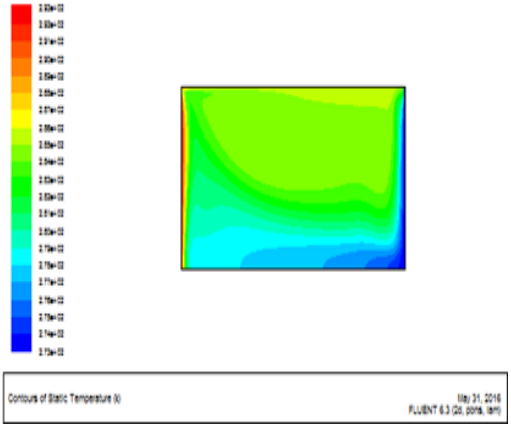


FIG e: Ma=-5.6 10^5 , Ra=819

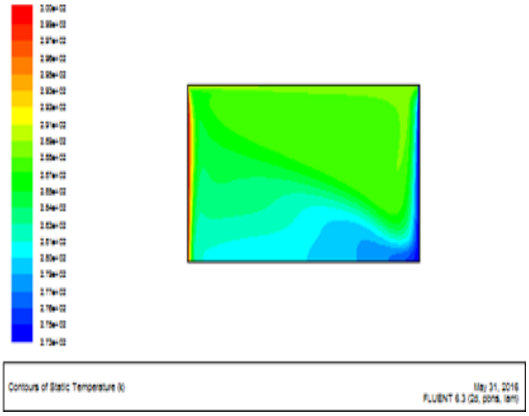


FIG f : Ma=-7.1 10^5 , Ra=1380

FIGURE 5. contours isothermiques pour différentes valeurs de Ma

Au delà de la valeur -1.3.10 ^{3} la convection devient de plus en plus intense, modifie considérablement le champ de température ; les isothermes se déforment progressivement, ce qui laisse déduire qu'il y'a une forte pénétration du fluide chaud dans le centre de la cavité.

4. CONCLUSIONS

L'effet thermocapillaire sur la convection de volume (thermogravitaire) a été analysé et cela pour des nombres de Marangoni négatifs. Le modèle utilisé ainsi que l'ensemble des résultats ont montré que l'effet thermocapillaire même faible peut avoir une influence considérable sur la convection de volume.
A la fin de ce travail nous pouvons dire que les résultats obtenus sont en bon accord qualitatif avec les données disponibles dans la littérature.

REFERENCES

[1] O. Kholai , M.S. Boulahlib, M. Kadja , Modélisation de la convection naturelle et thermocapillaire dans une cavitécontenant un fluide à faible nombre de Prandt, ***Sciences*** *& Technologie* ***B – N°25,*** *Juin 2007, 21-24*

[2] L. Bammou, K..El Omari, S.Blancher, Y.Leguer, B.Benhamou, Effet thermocapillaire sur la convection mixte en canal ouvert, *20ème Congrès Français de Mécanique*

[3] K. Lioua,M. Ben Mna, B. Mohamed Naceur, H.Ben Aïssia , Couplage convection gravitationnelle et thermocapillaire dans une cavité cubique, *1er Congres de l'Association Marocaine de Thermique*

[4] F.penot, Transfert de chaleur par convection naturelle dans une cavité rectangulaire isotherme ouverte sur une face, Revue Phys. App.15 (1980), 207-212.

ECOULEMENT DIPHASIQUE DANS UN ELARGISSEMENT BRUSQUE

R. REZKA[1], M. KADJA[2]

[1] Université 2O Aout Skikda Algérie, rezkara1@yahoo.fr
[2]Laboratoire LEAP, Université Mentouri Constantine Algérie, kadja_mahfoud@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Cette étude à caractére numérique, concerne un écoulement diphasique dans un élargissement brusque. La simulation est faite en régime stationnaire avec prise en considération du changement de phase. L'écoulement est modélisé en se basant sur les principes de conservation. Les équations régissantes avec les conditions aux limites associées sont résolues par le CFD FLUENT en appréhendant la méthode «mixture ». Les résultats obtenus ont révélé que la perte de charge en écoulement diphasique est plus prononcée qu'en écoulement monophasique. L'influence de la géométrie sur ce genre d'écoulement est analysée en considérant trois valeurs du rapport des diamètres de l'élargissement brusque soit r=1.5, r=2 et r=2.5 pour mieux comprendre le phénoméne causé par la présence de ce type de singularité.

Mots Clés: *Elargissement brusque, Changement de phase, Pertes de charges, Fluent.*

NOMENCLATURE

Symboles :

$\vec{f}$	Densité massique des forces extérieures
m	Débit massique , Kgs^{-1}
$\vec{n}_k$	Vecteur normal à l'interface
P	pression, Nm^{-2}
R	Rayon de courbure de l'interface,m
r	rapport de diamètre
S	Abscisse curviligne
$\bar{\bar{T}}$	Tenseur des contraintes
u	vitesse axiale, ms^{-1}
$\vec{V}_i$	vitesse d'un point de l'interface, ms^{-1}

Lettres grecques :

ρ	masse volumique, kgm^{-3}
μ	viscosité, $kgm^{-1}s^{-1}$
α	fraction volumique
σ	Tension superficielle

Indices :

Σ	Surface fermé
k	Indice de phase
v	volumique
1	phase liquide
2	phase vapeur

1. INTRODUCTION

A la différence des écoulements monophasiques, constitués, comme leur nom l'indique d'une seule phase (gaz, liquide ou solide), les écoulements diphasiques mettent en présence deux phases, qu'elles soient ou non relatives au même constituant; en effet il peut s'agir d'un même fluide présent en deux phases différentes (eau et vapeur par exemple), de deux liquides différents dans une même phase (eau et huile liquides par exemple : cela intéresse particulièrement l'industrie pétrolière) ou encore deux fluides différents dans une phase différente (eau et air par exemple)... Le comportement d'un écoulement en présence de deux fluides différents se trouve fortement

modifié par rapport au cas monophasique ; c'est pourquoi il est à l'heure actuelle l'un des sous-domaines les plus actifs au niveau de la mécanique des fluides [1-4].

Le comportement de l'écoulement diffère beaucoup en fonction de divers paramètres entre autre les différents fluides (mélange liquide/gaz ou liquide/liquide) ; la géométrie du système (réservoir, tube horizontal, tube vertical, ...); le chauffage ou non du système et le type de chauffage utilisé en supposant que le chauffage induit l'état diphasique du système par évaporation.

Les écoulements diphasiques dans un élargissement brusque provoquent des modifications importantes des caractéristiques de l'écoulement. Leurs influences sur l'écoulement, peut conduire, par exemple, à la contrainte d'usure mécanique de la structure ou encore à l'augmentation du transfert local de masse et de chaleur[5].
Le problème qui se pose donc est celui de prédire les modifications apportés par un élargissement brusque à un écoulement avec changement de phase établi en amont de celui-ci.
Le but du présent travail est l'étude de l'écoulement diphasique dans une conduite à élargissement brusque. L'outil numérique utilisé est le code FLUENT.

2. MODELE MATHEMATIQUE

On considère une conduite horizontale de longueur 12 m subissant un élargissement brusque. La moitié gauche a un diamètre de 0.08 m et la moitié droite un diamètre de 0.12 m. De l'eau entre avec une pression de 1.9×10^{5} Pa. La pression à la sortie est de 1.5×10^{3} Pa. Ce qui peut engendrer un changement de phase est donc le modèle de calcul en diphasique doit être approprier.

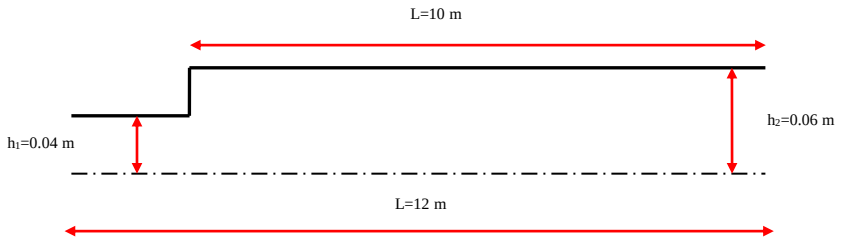


FIGURE 1. Géométrie du problème étudié

L'écoulement est stationnaire, axisymétrique avec prise en compte du changement de phase. Le fluide de base (eau) est Newtonien et incompressible. Sous les hypothèses citées ci-dessus et en rajoutant les conditions d'interfaces des phases pour établir les équations des bilans globaux et locaux de plus l'application de la règle de Leibnitz et le théorème de Gauss [6] nous conduit à l'établissement d'équations locales contenues dans l'intégrale de volume pour chaque phase. Quant aux équations locales contenues dans l'intégrale de surface, elles sont obtenues grâce aux conditions d'interface. Le modèle des équations de conservation (continuité, quantité de mouvement et énergie) s'écrit comme suit :

$$\sum_{k=1}^{2}\left(\frac{D}{Dt}\int_{v_k}\rho_k\,.dv\right)=\frac{D}{Dt}\int_{v_1}\rho_1.dv+\frac{D}{Dt}\int_{v_2}\rho_2\,.dv=0 \qquad (1)$$

$$\sum_{k=1}^{2}\left(\frac{D}{Dt}\int_{v_k}\rho_k.\vec{V}_k\,.dV\right)=\sum_{k=1}^{2}\left(\int_{v_k}\rho_k\,.\vec{f}\,.dV+\int_{\sum_k}\overline{\overline{T}}_k\,.\vec{n}_k.dS\right) \qquad (2)$$

$$\sum_{k=1}^{2}\left(\frac{D}{Dt}\int_{v_k}\rho_k\,.\left(\frac{1}{2}{V_k}^2+U_k\right).dV\right)\sum_{k=1}^{2}\left(\int_{v_k}\rho_k.\vec{f}_k\,.\vec{V}_k.dV+\int_{\sum_k}\left(\overline{\overline{T}}_k.\vec{n}_k\right).\vec{V}_k.dS-\int_{\sum_k}\vec{q}_k\,.\vec{n}_k.dS\right) \quad (3)$$

Pour chaque phase, et en tenant compte également de la tension superficielle les équations s'écrivent de la façon suivante[7] :

$$\begin{cases}\int_{V_1}\left(\frac{\partial\rho_1}{\partial t}+\overrightarrow{div}\left(\rho_1.\vec{V}_1\right)\right).dV=0\\ \int_{V_2}\left(\frac{\partial\rho_2}{\partial t}+\overrightarrow{div}\left(\rho_2.\vec{V}_2\right)\right).dV=0\end{cases} \quad (4)$$

$$\dot{m}_1.\vec{V}_1+\dot{m}_2.\vec{V}_2-\overline{\overline{T}}_1.\vec{n}_1-\overline{\overline{T}}_2.\vec{n}_2+\frac{d\sigma}{ds}.\vec{\tau}-\frac{\sigma}{R}.\vec{n}_1=0 \quad (5)$$

$$\dot{m}_1\left(\frac{1}{2}{V_1}^2+U_1\right)+\dot{m}_2\left(\frac{1}{2}{V_2}^2+U_2\right)+\vec{q}_1.\vec{n}_1+\vec{q}_2.\vec{n}_2-\left(\overline{\overline{T}}_1.\vec{n}_1\right)\vec{V}_1-\left(\overline{\overline{T}}_2.\vec{n}_2\right)\vec{V}_2+\frac{d}{ds}\left(\sigma.\vec{V}_t\right)=0 \quad (6)$$

De plus pour chaque phase une variable est introduite qui est la fraction volumique de la phase, calculée dans le volume contrôle par:

$$\frac{\partial\alpha_k}{\partial t}+\vec{v}\nabla\alpha_k=\frac{S_{\alpha_k}}{\rho_k} \quad (7)$$

En se basant sur la valeur locale de la fraction volumique α_k , les valeurs des paramètres appropriés pour chaque volume de contrôle seront calculés le long du domaine.

3. RESULTATS

Pour prédire la perte du à l'élargissement brusque comme étant une singularité dans l'écoulement d'une part et l'effet du changement de phase d'autre part on a tracé le profils de la pression pour une ligne parallèle à l'axe (Figure 2). Les résultats mettent en évidence le fait que le changement de section entraîne une augmentation de pression, au voisinage immédiat de l'élargissement brusque dans la zone dite de recirculation et de recollement, cette évolution n'est pas linéaire. Plus loin en aval, la distribution rejoint une décroissance linéaire caractéristique de la grande conduite. Le début de la nouvelle évolution linéaire permet de définir une longueur de ré-établissement de l'écoulement selon la pression.

Par ailleurs Comme attendu les résultats de simulation montrent que la chute de pression en écoulement diphasique est plus prononcée qu'en écoulement monophasique. En effet le changement de section brusque donne lieu à une chute brusque des vitesses débitantes de liquide et de gaz, ceci a pour effet l'augmentation de la pression jusqu'à atteindre un maximum à partir duquel la pression décroit linéairement pour tendre vers le régime établit.

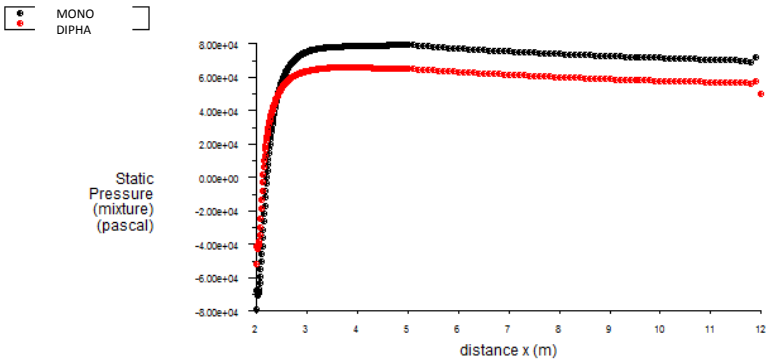


FIGURE 2. Profil de la pression statique en aval de l'élargissement brusque

D'autre par l'effet de l'élargissement sur les caractéristiques de l'écoulement ainsi que les différents phénomènes qui y apparaissent sont étudiés en tenant en compte de trois différents rapports de diamètre $r = \frac{D}{d} = 1.5,\ 2,\ 2.5$

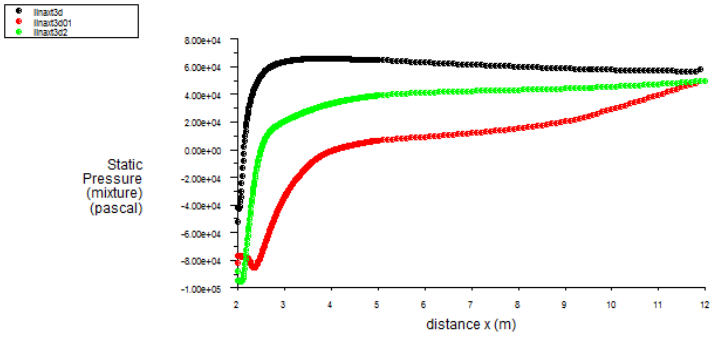
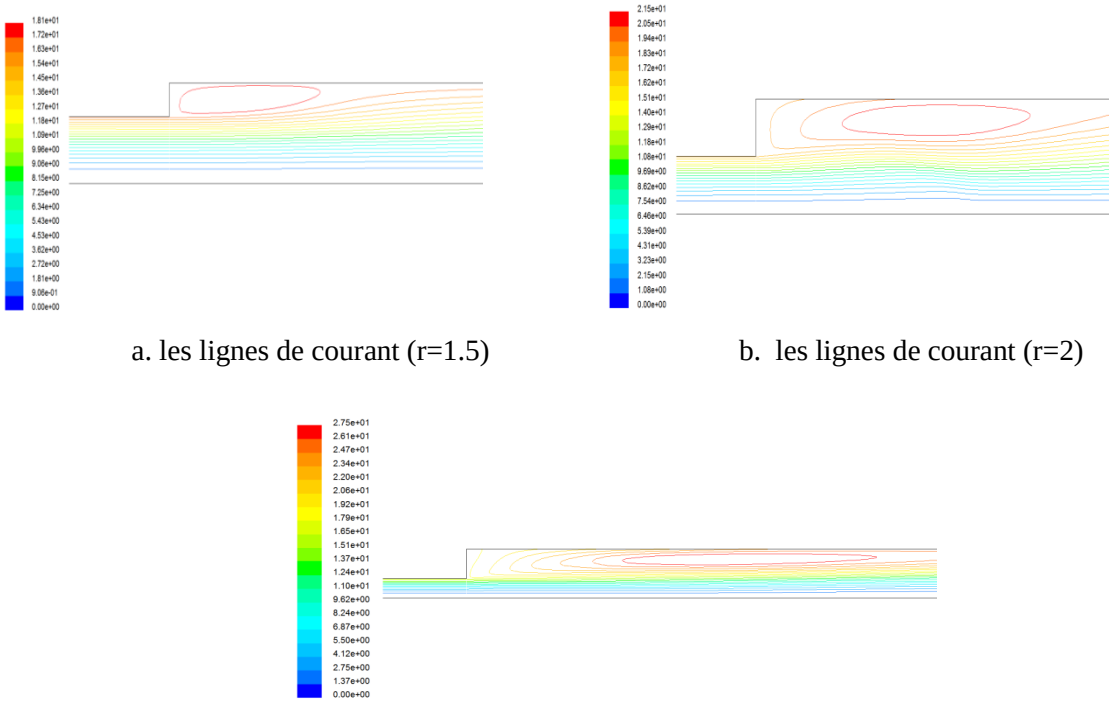


Figure 3. Profils de la pression statique pour différents rapport de diamètre en aval de l'élargissement brusque

Le profil longitudinal de la pression est tracé pour différent rapport de diamètre de l'élargissement (Figure 3). On peut dire que d'une part l'élargissement va augmenter la perte de charge par substitution de sa perte singulière à la perte régulière et d'autre part l'augmentation du rapport de l'élargissement crée une instabilité au niveau de l'écoulement qui engendre des écoulement secondaire tel que les zones de recirculations. Ce ci est claire puisque l'établissement de l'écoulement pour le rapport r=2.5 prend plus de temps.

L'élargissement brusque modifie l'allure des lignes de courant initialement parallèle (Figures 4 (a, b,c)). Une zone de recirculation apparait pour combler le vide créer par l'élargissement, cette zone est importante d'autant plus que le rapport des diamètres est important. Elle devient, à chaque fois que le rapport de diamètre augmente, plus intense et plus large.



a. les lignes de courant (r=1.5)

b. les lignes de courant (r=2)

c. les lignes de courent (r=2.5)

Figure 4. Les lignes de courants pour différents rapports d'élargissement

La présence d'un élargissement brusque, siège d'une variation locale de vitesse et par conséquent de pression, peut conduire, si la pression statique décroît plus bas que la pression de vaporisation du liquide, à la formation des bulles de cavitation. C'est le phénomène d'ébullition à basse pression.

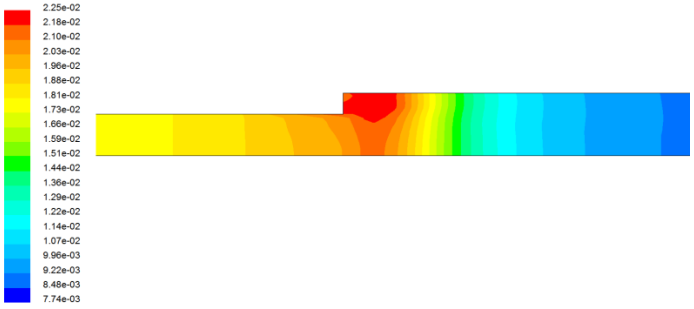


Figure 5. le contour de la fraction volumique (vapeur)

La Figure 5 présente la distribution de la fraction volumique de l'état vapeur le long de la conduite étudiée. Nous remarquons que dans l'écoulement diphasique l'apparition des gouttelettes de vapeur d'eau le long de l'écoulement et une concentration de celles-ci prés des parois. Le collapse de ces bulles transmet des ondes de choc vers l'amont et l'aval de l'élargissement. Ces ondes de choc peuvent causer des dégâts importants à la surface des conduites ainsi que du bruit.

4. CONCLUSIONS

L'écoulement traversant un élargissement brusque rencontre une variation de la pression de part et d'autre causée par le jet qui provoque l'attachement des molécule à la paroi. Cependant pour un écoulement diphasique où le fluide perçoit une ébullition, cet attachement comble l'espace imparti par les bulles de la vapeur. L'écoulement dans ce cas est affecté par des pertes en plus, par des discontinuités, des bruits soit des ondes sonores et bien d'autre phénomènes, qui ont pour conséquence que l'écoulement diphasique subit une perte de pression spécifique à travers la singularité, et celle-ci peut être très importante par rapport à la perte de pression totale dans les conduites.

REFERENCES

[1] W.Yao and C.Morel, Volumetric interfacial area prediction in upward bubbly two-phase flow, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 47:307-328, 2004.

[2] Ruzicka, M.C.J Drahos and M. Fialova et al, Effect of bubble column dimensions on flow regime transition, *Chemical Engineering Sciences*, 56, 20-24, 2001.

[3] D.Yuguang, *Modelling gas-liquid flow in pipes flow pattern transitions and drift-flux modelling* , Stanford University, 2001.

[4] A.Tomiyama, I. Zun, A. Sou and T. Sckaguchi, Numerical analysis of bubble motion, *Nuclear Engineering and Design*, 141, 69-82,1993.

[5] W.H.Ahmed, C.Y.Ching and M.Shoukri, Pressure recovery of two phase flow across sudden expansion, *Int.J. Multiphase flow*,33,575-594,2007.

[6] J. M. Delhaye, Equations fondamentales dans les écoulements diphasiques, *Rapport CEA- R-3429* , *France* (1968).

[7] F. Ozkan, M. Wörner, A. Wenka, and H. S. Soyhan, Critical evaluation of CFD codes for interfacial simulation of bubble-train flow in a narrow channel. *Int. J. Numer. Meth. Fluids*, 55,537, 2007.

.

ETUDE DES EFFETS DE LA POLLUTION SOLIDE DES HUILES LUBRIFIANTES SUR LES PERFORMANCES STATIQUES DES PALIERS HYDRODYNAIQUES DES MACHINES TOURNANTES

H. Boucherit[1], M. Lahmar[1], H. Bensouilah[1], A. Mouassa
[1]Laboratoire de Mécanique & Structures (LMS), Université 8 mai 1945-Guelma, Algérie, bouchrit_f @yahoo.fr

RÉSUMÉ

Le travail proposé s'intéresse à l'étude théorique et numérique des effets de la pollution des huiles lubrifiantes sur les performances statiques des paliers compliants hydrodynamiques des machines tournantes. La méthode la plus simple pour décrire la structure microscopique ou macroscopique d'une huile lubrifiante polluée est de voir celui-ci comme une suspension des particules solides de forme sphères dans un solvant newtonien. Cette théorie peut être utilisée dans l'étude des effets des contaminants solides en lubrification. Les modèles rhéologiques les plus simples retenus dans cette étude sont le modèle d'Einstein, modèle de Batchelor et Green, modèle de Ball et Richmond et modèle de Phan-Thien et Pham. L'étude paramétrique réalisée, permet de mettre en évidence l'influence des effets de la pollution solide dans les huiles lubrifiantes sur le champ de pression dans le film, la déformée géométrique élastique du revêtement de surface du palier, les forces de frottement sur le coussinet et le début de fuite volumique moyen de palier.

Mots Clés : *pollution des huiles lubrifiantes, lubrification elastohydrodynamique (EHD), paliers fluides, lubrifiants non newtoniens.*

NOMENCLATURE

Symboles :

C	jeu radial de palier, m
E	module de Young, GPa
H	épaisseur du film lubrifiant, m
L	longueur du palier, m
R	rayon de palier de l'arbre
P	pression, Pa
U_r	déplacement radial, m

Lettres grecques :

ν	coefficient de Poisson
ε	eccentricité relative de palier
θ	coordonnée circonférentielle
Φ	concentration volumique
μ_s	viscosité du solvant, Pa.s
μ	viscosité effective du fluide, Pa.s
ω	vitesse angulaire de l'arbre, rpm

1. INTRODUCTION

La contamination est la cause principale des pannes produites dans les machines tournantes et réductrices car, elle influe directement sur les propriétés du lubrifiant et la dégradation des organes de machines tournantes (paliers, roulements, engrenages, etc.). 75% des pannes des systèmes lubrifiés sont causées par la contamination, la plupart des composants machines sont endommagés par la pollution solide contenue dans les fluides lubrifiants. Au cours du fonctionnement, la pollution solide peut conduire jusqu'à l'arrêt total de l'installation. En effet, l'intensité de la détérioration des composantes de machines tournantes dépend

essentiellement du type de polluant, de la taille et du nombre des particules présentes entre les surfaces en contact et de la pression dans le film lubrifiant. Souvent une grande partie de ces particules solides est inférieur à 30µm qui ne sont pas détectables à l'œil nu, ceci signifie qu'un fluide propre à première vue peut être en réalité fortement pollué. Les huiles lubrifiantes utilisées contiennent de nombreux polluants avant même leur mise en service [1, 2]. Ces polluants sont présents dans les huiles lubrifiantes neuves ou introduits lors de la fabrication ou des opérations de montage même en service, de nouveaux polluants sont produits soit par le rodage et l'usure, soit par ingestion de l'extérieur selon l'étanchéité des joints et l'environnement de fonctionnement. Des filtres sont habituellement utilisés pour atténuer ces risques. Malheureusement, la filtration n'élimine pas complètement le problème car les petites particules ne sont pas toutes arrêtées. L'existence des polluants solides dans les huiles lubrifiantes est inévitable et jamais la filtration peuvent éliminer les petites particules existantes dans les fluides lubrifiants [1, 2, 3]. Au cours des dernières décennies, l'effet de contamination solide des huiles lubrifiantes est hautement reconnu comme un problème d'ingénierie sérieux et par conséquent a attiré l'attention de nombreux chercheurs. L'objectif principal de ce travail est tenté de modéliser et d'étudier les effets de la pollution solide des huiles lubrifiantes sur les performances statiques des paliers hydrodynamiques des machines tournantes.

2. EQUATIONS DE LA LUBRIFICATION HYDRODYNAMIQUE

2.1. Lois de comportement rhéologique des huiles lubrifiantes en film mince

La plus simple de ces lois de comportement rhéologique, qui présente le plus grand intérêt en lubrification, est celle du fluide newtonien. En lubrification et plus particulièrement en film mince où seulement les contraintes de cisaillement τ_{xy} et τ_{xy} sont prises en compte, les lois constitutives d'un fluide newtonien s'écrivent [4]:

$$\begin{cases} \tau_{xy} = \mu\left(\dfrac{\partial u}{\partial y}\right) \\ \tau_{zy} = \mu\left(\dfrac{\partial w}{\partial y}\right) \end{cases} \tag{1}$$

Où, u et w sont les composantes du vecteur vitesse d'écoulement d'une particule fluide selon l'axe x et z.

2.2. Théorie de suspension de particules solides dans un solvant

La méthode la plus simple pour décrire la structure des fluides avec des suspensions diluées des particules dans un solvant est de voir celui-ci comme une suspension des particules solides de forme sphères dans un solvant. La loi de comportement rhéologique du fluide newtonien (éq.1) reste la même seulement la valeur de la viscosité effective du fluide se change ; il s'agit de la théorie des suspensions diluées [5], dont les prémices remontent à 1960 avec les résultats d'Einstein, qui furent ensuite largement repris et modifiés.

a) Modèle d'Einstein

Les travaux d'Einstein en rhéologie portent sur les suspensions très diluées des sphères rigides de concentration volumique (Φ) dans un solvant newtonien de viscosité dynamique (μ_s) [5]. Einstein fut le premier à calculer l'évolution de la viscosité d'une suspension diluée en fonction de la fraction volumique, il propose la formule valable pour tout type d'écoulement du fluide pour une faible concentration volumique ($\Phi \leq$ 15%) [6 7]:

$$\mu = \mu_s\left(1 + 2.5 \times \Phi\right) \tag{2}$$

b) Modèle de Batchelor et Green

En 1972, Batchelor et Green ajoutent à la formule d'Einstein un terme quadratique, pour tenir compte du mouvement brownien des particules, la formule Einstein devient :

$$\mu = \mu_s\left(1 + 2.5 \times \Phi + 6.2 \times \Phi^2\right) \tag{3}$$

Cette formule valable pour une concentration volumique, $\Phi \leq$ 30% [6 7].

c) Modèle de Ball et Richmond

Pour une suspension concentrée, en 1980 Ball et Richmond modifient le modèle de Batchelor et Green, en faisant intervenir une concentration maximale admissible ($\Phi_m \approx 0.64$ pour des particules solides de forme sphères dans le solvant):

$$\mu = \mu_s \left(1 - \frac{\Phi}{\Phi_m}\right)^{-2.5\times\Phi_m} \tag{4}$$

Dans cette relation la concentration maximale admissible (Φ_m) représente la compacité maximale en particules. c'est-à-dire le volume maximal de particules par unité de volume total que l'on puisse inclure dans la suspension Cette formule valable pour une concentration volumique, $\Phi \leq 45\%$ [6 7].

d) Modèle de Phan-Thien et Pham

Phan-Thien et Pham, en 1987 proposent une expression plus complexe de la viscosité effective des fluides avec des suspensions diluées des particules solides, qui est donnée par la formule suivante :

$$\mu = \mu_s (1 - \Phi)^{-2.5} \tag{5}$$

2.3. Equation Reynolds

L'équation de Reynolds dans le cas d'un palier compliant (figure 1) lubrifié par fluide avec la présence des particules solides dans un solvant newtonien isovisqueux fonctionnant en régime isotherme et permanent est :

$$\frac{\partial}{R\partial\theta}\left[\frac{h^3}{\mu_s G(\Phi)}\frac{\partial p}{R\partial\theta}\right] + \frac{\partial}{\partial z}\left[\frac{h^3}{\mu_s G(\Phi)}\frac{\partial p}{\partial z}\right] = 6\omega\frac{\partial h}{\partial\theta} \tag{6}$$

Où, la fonction G(Φ) est due la présence des particules solides dans le lubrifiant.

Pour un fluide propre ou fluide sans particules solides (fluide Newtonien) : $G(\Phi) = 1$

Pour un fluide pollué par particules solides (pollution solide) :

- Modèle d'Einstein : $G(\Phi) = (1 + 2.5\times\Phi)$
- Modèle de Batchelor et Green : $G(\Phi) = \left(1 + 2.5\times\Phi + 6.2\times\Phi^2\right)$
- Modèle de Ball et Richmond : $G(\Phi) = \left(1 - \frac{\Phi}{\Phi_m}\right)^{-2.5\times\Phi_m}$
- Modèle de Phan-Thien et Pham : $G(\Phi) = (1 - \Phi)^{-2.5}$

Avec, p est la pression hydrodynamique engendrée dans le film lubrifiant.

Dans le cas d'un palier aligné lisse et compliant (déformable) (figure 1), l'équation géométrique qui définit en chaque point l'épaisseur du film lubrifiant est donnée par [8]:

$$h(\theta, p) = C(1 + \varepsilon\cos\theta) + U_r \tag{7}$$

où,U_r est le déplacement radial défini par : $U_r = L_0 \times p$

avec, L_0 est l'opérateur de compliance qui s'exprime comme suit : $L_0 = \frac{(1+\nu)(1-2\nu)}{(1-\nu)}\frac{t_h}{E}$

E et ν sont respectivement le module d'Young et le coefficient de Poisson de la couche élastique mince représentant le revêtement du palier et th est l'épaisseur du revêtement de surface du palier.

L'équation de Reynolds (6) est discrétisée par la méthode des différences finies centrées. Le système linéaire des équations obtenu est résolu par la méthode itérative de Gauss-Seidel.

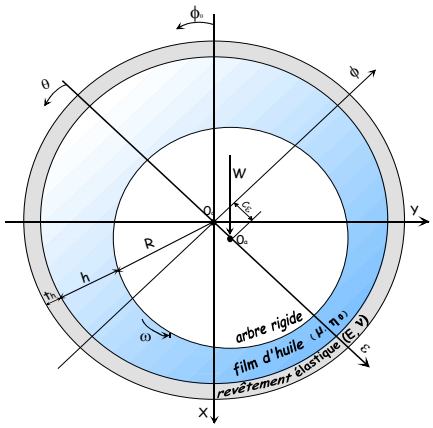


FIGURE 1. Section droite d'un palier compliant

3. RESULTATS

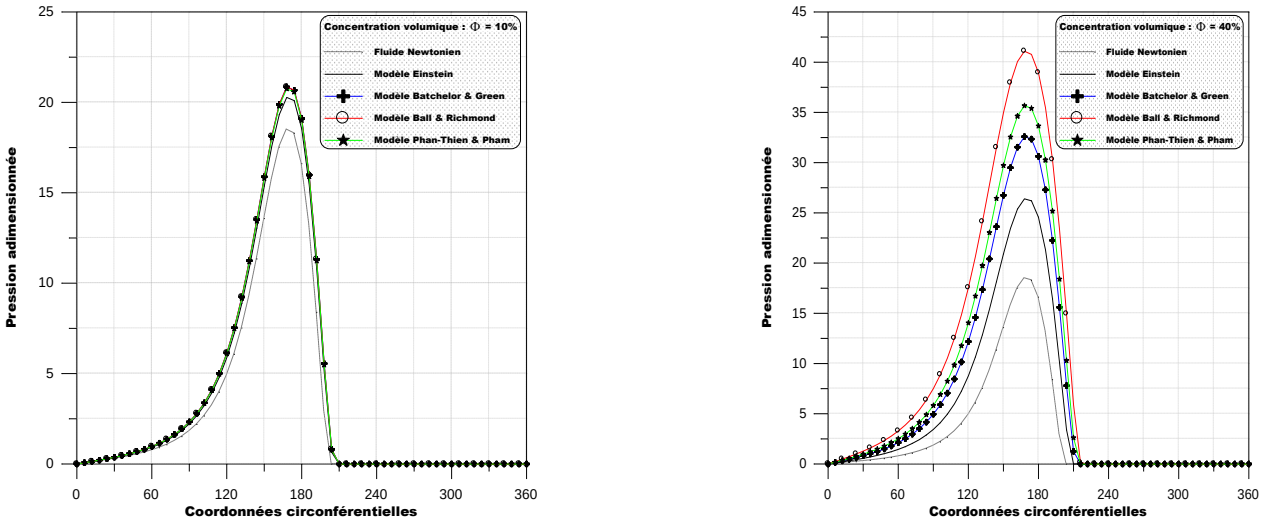
L'étude paramétrique menée dans ce travail permet de mettre en évidence l'influence des effets de concentration volumique des particules solides (pollution solide) dans une base d'huile minimale, par exemples huile lubrifiante pollué ou contaminé par poussiers, sable ou des particules solides dues à l'usure des surfaces de contact dans un solvant newtonien sur le champ de pression, la déformée géométrique du revêtement de surface du palier, la force de frottement sur le coussinet et début de fuite volumique moyen d'un palier lisse compliant de longueur finie, dont les caractéristiques géométrique, les conditions de fonctionnement et les propriétés physiques du lubrifiant sont portés dans le tableau 1.

Caractéristiques	valeurs
Diamètre du palier, L	50×10^{-3}m
Rayon de l'arbre, R	25×10^{-3} m
Jeu radial, C	50×10^{-6} m
Vitesse angulaire de l'arbre, ω	300rpm
Viscosité dynamique mesurée à la pression atmosphérique, μ_s	0.03 Pa.s
Masse volumique, ρ	870 kg/m^3

TABLEAU 1. Caractéristiques géométriques et conditions de fonctionnement

3.1. Effets de concentration volumique de la pollution solide sur le pic de pression dans le film lubrifiant

La figure 2, présente l'influence des effets de concentration volumique de la pollution solide (Φ) dans un solvant de viscosité dynamique μ_s sur le pic de pression statique adimensionnée en 2D dans la section médiane d'un palier compliant, pour une excentricité relative statique imposée, $\varepsilon = 0.90$ et trois valeurs de concentration volumique de la pollution solide : $\Phi = 0$ (fluide sans particules solide ou fluide newtonien), 10 et 40 % [6].
On observe une augmentation significative du pic de pression dans le film lubrifiant avec l'augmentation de concentration volumique de la pollution solide dans l'huile lubrifiante. Cette augmentation du pic de pression est due à l'augmentation de la viscosité effective de mélange (huile lubrifiante + particules solides) [6]. En outre, cette augmentation est d'autant plus importante pour forte concentrations volumiques de la pollution solide dans le solvant (Φ = 40%) est de l'ordre de 122% par rapport au fluide lubrifiant sans particules solides (figure 2-b) pour le modèle Ball & Richmond qui est le modèle le plus valable et plus recommandé de l'utiliser pour tenir en compte de la présence des fortes concentrations volumiques dans le solvant ($\Phi \leq 45\%$) [6].

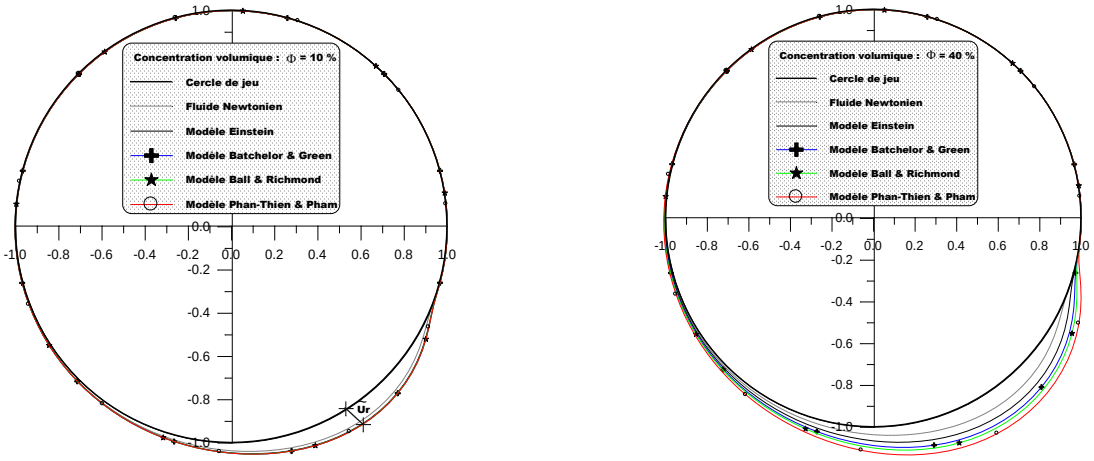


a) Concentration volumique : Φ = 10% b) Concentration volumique : Φ = 40%

FIGURE 2. Variations circonférentielles de la pression adimensionnée dans la section médiane du palier

3.2. Effets de concentration volumique de la pollution solide sur les déformations élastiques du revêtement

Sur la figure 3, on compare la déformée géométrique (déplacement radial) du revêtement de surface du coussinet de la section médiane du palier pour une épaisseur du revêtement de surface du palier, t_h= 0.5mm et d'un matériau compressibles (E = 3GPa, ν = 0.36) correspondant aux caractéristiques élastiques de polyamide (PA). On observe une augmentation remarquable de la déformée de surface du revêtement du palier avec l'augmentation de la concentration volumique des particules rigides dans le fluide lubrifiant. Cette déformée devient plus importante avec forte concentration volumique de la pollution solide (Φ = 40%) (figure 3-b). Notant que la déformée géométrique de surface du revêtement du palier est due à l'augmentation importante du pic de pression dans le film (figure 2-b). Il est intéressant de noter aussi, que cette déformée permet de modifier la géométrie du palier et augmenter le jeu de fonctionnement.



a) Concentration volumique : Φ = 10% b) Concentration volumique : Φ = 40%

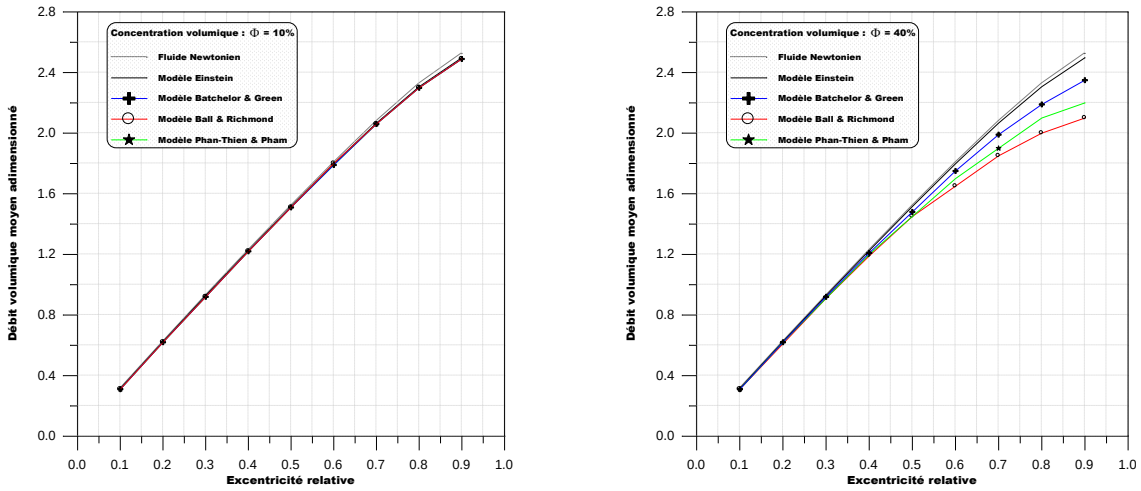
FIGURE 3. Déformée géométrique du revêtement de surface du coussinet dans la section médiane du palier

3.3. Effets de concentration volumique de la pollution solide sur les performances statiques du palier

Les performances statiques ont été obtenues pour une excentricité relative statique variant de 0.01 à 0.90 et trois valeurs de concentration volumique : Φ = 0 (fluide newtonien ou fluide propre), 10, et 40 % [6].

La figure 4 présente les variations de débit volumique moyen adimensionné d'écoulement du palier en fonction de l'excentricité relative statique pour différentes valeurs de concentration volumique proposées.

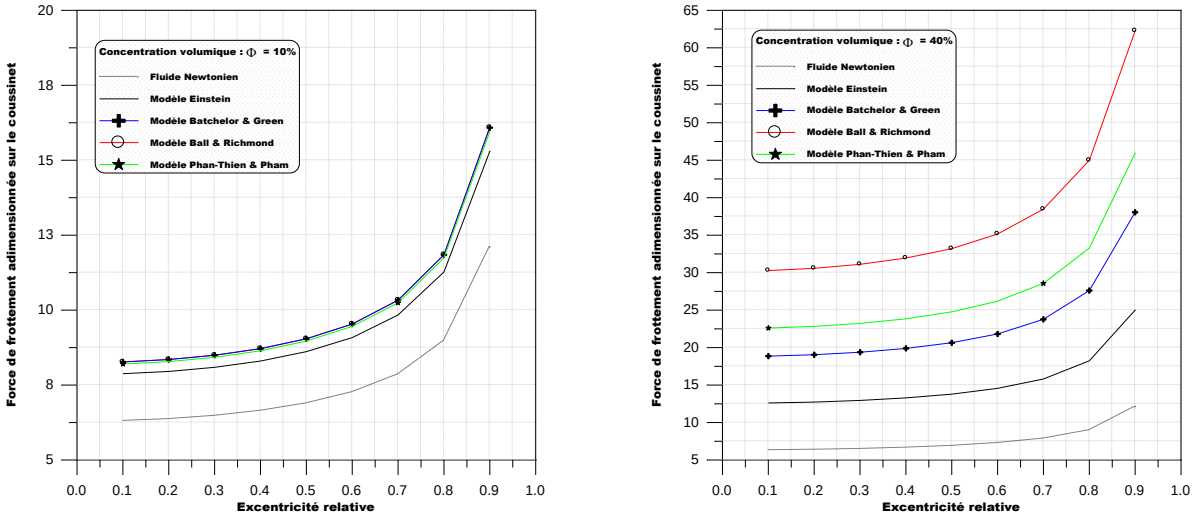
Le débit de fuite moyen volumique diminue avec l'augmentation de la concentration volumique de la pollution solide pour les grandes valeurs de l'excentricité relative statique (palier lourdement chargé) surtout pour les deux modèles rhéologiques de Ball & Richmond et Phan-Thien et Tham les plus recommandés à forte concentration volumique. Notant que cette diminution significative est due à l'augmentation de la viscosité effective de l'huile lubrifiante qui augmente la résistance du lubrifiant à l'écoulement [6].



a) Concentration volumique : Φ = 10% b) Concentration volumique : Φ = 40%

FIGURE 4. Variations du débit de fuite moyen volumique en fonction de l'excentricité relative statique

Les variations de force de frottement adimensionnée de l'huile lubrifiante sur le coussinet du palier en fonction de l'excentricité relative statique pour trois valeurs de concentration volumique de la pollution solide, est présentée sur la figure 5. Comme montre la figure, l'effet de la concentration volumique de la pollution solide dans le solvant conduit à une augmentation importante de la force du frottement de l'huile lubrifiante. Cette augmentation significative devient plus importante avec forte concentration volumique (Φ = 40%) (figure 5-b) pour des grandes valeurs de l'excentricité relative statique. On peut conclure que la présence de la pollution solide dans les huiles lubrifiantes conduit d'augmenter les pertes d'énergie par frottement dans le film.



a) Concentration volumique : Φ = 10% b) Concentration volumique : Φ = 40%

FIGURE 5. Variations de la force de frottement sur le coussinet du palier en fonction de l'excentricité relative

4. CONCLUSIONS

Le présent travail s'intéresse à l'étude théorique et numérique des effets de la pollution solide des huiles lubrifiantes sur les performances statiques des paliers hydrodynamiques : Effets de concentration volumique. Le problème d'interaction fluide-structure est résolu numériquement par des processus itératifs. L'étude paramétrique réalisée, dans ce travail présente une étape vers une meilleure connaissance théorique et numérique de l'influence des effets de concentration volumique de la pollution solide dans une base d'huile minimale sur les performances statiques des palier fluides fonctionnant en régime hydrodynamique. Cette étude paramétrique a montré en évidence la présence des particules solides (pollution solide) dans une huile lubrifiante conduit d'augmenter sensiblement : les pertes d'énergie par frottement dans le film lubrifiant, la déformée géométrique de surface du revêtement du palier et le pic de pression dans le palier pour des fortes concentrations volumiques et surtout dans le cas où le palier est fortement chargé.

REFERENCES

[1] D. Nicolas, Etude du Glissement dans les roulements à billes grandes vitesse, Le turbomachine- influence de la pollution du lubrifiant, Thèse de Docteur Ingénieur, Institut National des sciences appliquées de Lyon, 1989.
[2] F. Ville, pollution solide des lubrifiants, indentation et fatigue des surfaces, Thèse de Docteur Ingénieur, Institut National des sciences appliquées de Lyon, 1998.
[3] S. A. McKee, Effect of abrasive in lubricant, *SAE Trans.*, 22 , 73-77, 1927.
[4] N.s. Nicola, Les paliers hydrodynamiques soumis à un torseur de forces quelconque, Thèse de Docteur Ingénieur, Lyon, 1972.
[5] I. Tanner Roger, Engineering Rheology, *Oxford Engineering Science Series*, 2nd Edition, 2000.
[6] D.G. Thomas, Transport characteristics of suspension: a note on the viscosity of Newtonian suspensions of uniform spherical particles, *J. Colloid Sci*, (20) :267–277, 1965.
[7] L. T. kein, Approche par changement d'échelle des caractéristiques rhéologiques d'une suspension de particules dans un fluide à seuil, Thèse de Docteur, l'école nationale des ponts et chaussées, 2009
[8] H. Boucherit, M. Lahmar, B. Bou-Saïd, Misalignment effects on steady-state and dynamic behaviour of compliant journal bearings lubricated with couple stress fluids, *Journal of Lubrication Science*, John Wiley Editor, pp. 241-268, 2008.

EFFET DE L'HUMIDITE SUR LES PROPRIETES MECANIQUES DU POLYMERE THERMOPLASTIQUE TAKMID PA6

B. GUERIRA[1], N. DERIAS[2], S. DERFOUF[3], M. HADID[4]

[1]UMKB/FST/LLGM, BP 145 RP, 07000 Biskra, Alger-Algérie, guerirabelhi04@yahoo.fr
[2]UMKB/FST/LLGM, BP 145 RP, 07000 Biskra, Alger-Algérie, n.derias@univ.biskra.dz

RÉSUMÉ

Les matériaux polyamides de par leur comportement, possèdent des caractéristiques mécaniques modérées relativement à leur état initial tel que le polyamide de nomenclature technique PA6 et d'appellation commerciale Takmid. L'utilisation de ce matériau est étroitement liée à une connaissance détaillée de son comportement en service plus spécialement face au phénomène de vieillissement hygrothermique. La sensibilité à l'humidité est considérée comme étant une cause majeure responsable de la dégradation et de la chute des valeurs des propriétés mécaniques. La démarche de ce travail consiste à faire une poursuite de caractérisations afin de faire valoir le caractère de l'étude expérimentale mettant en évidence l'influence du paramètre de l'humidité sur les caractéristiques mécaniques.

Mots Clés: *Polymères thermoplastiques, vieillissement, comportement mécanique.*

NOMENCLATURE

Symboles :

E module de young, Gpa
Cp capacité calorifique, $Jkg^{-1}K^{-1}$
m_0 masse initial de l'échantillon
m_t masse de l'échantillon au cours temps t
M(%) gain massique en pourecnt
T température de fusion, C°
t temps
D coefficient de diffusion, ms^{-1}

Lettres grecques :

ρ masse volumique, kgm^{-3}
ν coefficient de poison,
σ_r contraintre, Mpa
ε déformation
λth conducivité thermique

Indices :

0 Initial
t au cours du temps
r rupture
% en pourcent

1. INTRODUCTION

Aujourd'hui les polymères thermoplastiques sont fréquemment utilisés dans le but de remplacer les structures solides métalliques durs, permettant un gain de masse important qui, couplé aux préoccupations actuelles en termes d'économie d'énergie, suggère un intérêt grandissant pour la substitution de structures métalliques industrielles ces matériaux sont essentiellement composée des matériaux composites et qui est le résultat de la composition d'au moins deux matériaux de catégories différentes [1]. Toutefois, ces structures en polymères devant répondre aux mêmes contraintes que les structures métalliques, une analyse approfondie de

leur comportement s'avère nécessaire, notamment pour s'assurer de leur tenue dans le temps selon leurs configurations dans leur réseau approprié [2]. Les débouchés industriels pour de tels matériaux sont donc étroitement liés à une meilleure connaissance de leur durabilité [3-5].
Les polyamides, sont couramment utilisés dans les structures industrielles, notamment dans le secteur automobile, où la substitution de pièces métalliques par des matériaux plus légers est devenue un avantage concurrentiel [6].

Les polymères thermoplastiques étant généralement sensibles à l'environnement, la prise en compte des effets du vieillissement, qu'il soit chimique ou physique, apparait essentielle dans l'analyse de leur comportement [6].

2. MATERIEL ET DISPOSITIFS

2.1. Matériau et méthode

Cette partie décrit le dispositif mis en place pour nos essais. Ces essais ont été effectués au Hall technologique du département mécanique faculté des sciences et de la technologie université de BISKRA. Le mode de préparation des éprouvettes ainsi que la description du protocole expérimental y sont également détaillés. Le matériau étudié est le Polyamide de marque Takmed PA6 sous forme de plaque blanche d'épaisseur 07 mm de dimension 400 x 600 (figure 1). Ces caractéristiques physiques et mécaniques sont résumées dans le tableau1:

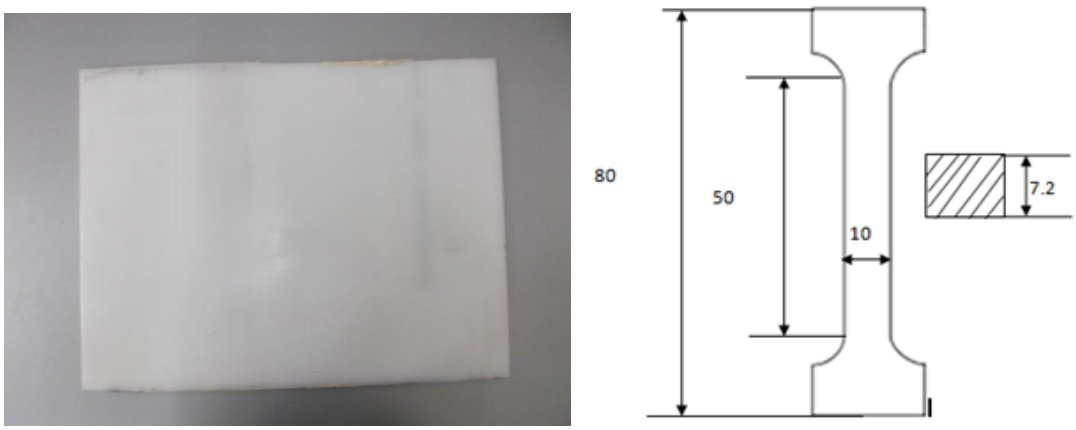


FIGURE 1. Dimension de l'éprouvette

E (Gpa)	C_p (J/kgK)	λth (W/m/K)	ν	ρ	T	Absorption de l'eau (%)
3.3	4179	0.25	0.35-0.41	1.14	220	8.5

TABLEAU 1. Caractéristique physiques et mécaniques du PA6 [7]

2.1.1 Préparation des éprouvettes

Les essais de traction uniaxiale sont réalisés sur des éprouvettes normalisées découpées directement à partir des plaques, à l'aide d'une Scie électrique circulaire à table et ensuite usinée par la commande numérique EMCO. Les dimensions de l'éprouvette sont représentées dans la Figure 2.Les éprouvettes provenant de la plaque de polyamide PA6 vierge sont soumises au vieillissement physique pendant cinq semaines au contact de solutions d'eau distillée.

2.1.2 Interaction physique eau /matériau

L'interaction physique du matériau avec l'eau est liée à l'absorption de l'eau dans le polymère. Nous étudierons les propriétés d'absorption d'eau dans le polymère, puis les conséquences de cette absorption sur les propriétés de ce matériau [7-9].Deux grandeurs caractérisent l'absorption d'eau : la concentration d'eau à l'équilibre dans

le matériau et la diffusivité. Dans la plupart des études, on fait l'hypothèse d'un processus de diffusion fickien [5, 7]. Une représentation schématique de la courbe $m_t/m_0 = f(\sqrt{t})$ est donnée par la figure .3. C'est une fonction linéaire en début d'absorption et qui s'incurve au moment de la saturation, quand le matériau se met en équilibre avec l'environnement.

2.1.3 Suivi gravimétrique des cinétiques d'absorption d'eau

Le suivi gravimétrique est une méthode classique pour suivre le vieillissement d'un matériau en milieu aqueux. Un protocole très précis pour le prélèvement, le séchage superficiel et la pesée doit être mis au point. En effet, cette méthode nécessite une grande précision et une bonne répétitivité, car en fonction du séchage, la masse de l'échantillon pesé peut varier dans des proportions importantes.

Chaque échantillon d'environ 11.86 mg, préalablement séché, est pesé (masse m_0) puis immergé de nouveau dans un bac en verre (température ambiante) contenant de l'eau distillée.les prélèvements sont effectués périodiquement. Le temps de la pesée (d'environ 1 minute après la sortie du bain) est considéré suffisamment court pour que l'évaporation d'eau soit négligeable. Avant chaque pesée, la couche d'eau éventuelle à la surface de l'échantillon est éliminée à l'aide d'un papier absorbant.

Le pourcentage de gain massique au temps t est calculé selon l'équation (1) suivante [6-10]

$$M_t(\%) = \frac{m_t - m_0}{m_0} * 100 \qquad (1)$$

m_0 et m_t sont respectivement la masse initiale et la masse de l'échantillon au temps t.

La relation expérimentale de l'évolution spatiale et temporelle de la concentration de solvant lorsque $(m_t/m_{sat}) < 0.5$ (temps courts) s'écrit sous la forme suivante m_{sat} étant la masse à saturation. Cette expression est valable uniquement dans la partie linéaire initiale de la courbe. L'évolution de la prise de masse à l'instant t par rapport à la prise de masse à saturation est donc tracée pour le polyamide en fonction de la racine carrée du temps (Figure 2).L'allure de la courbe suggère une diffusion à une phase en adéquation avec le modèle de Fick. Le coefficient de diffusion D du polyamide est calculé à partir de l'équation (1).

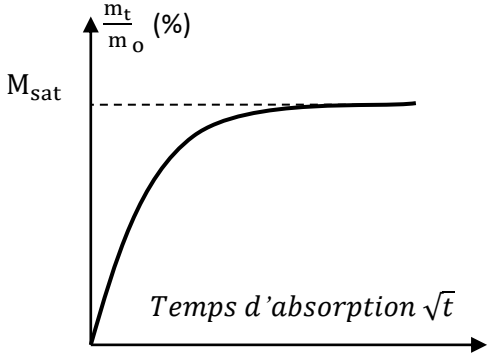


FIGURE 2. Courbe d'absorption Fickienne

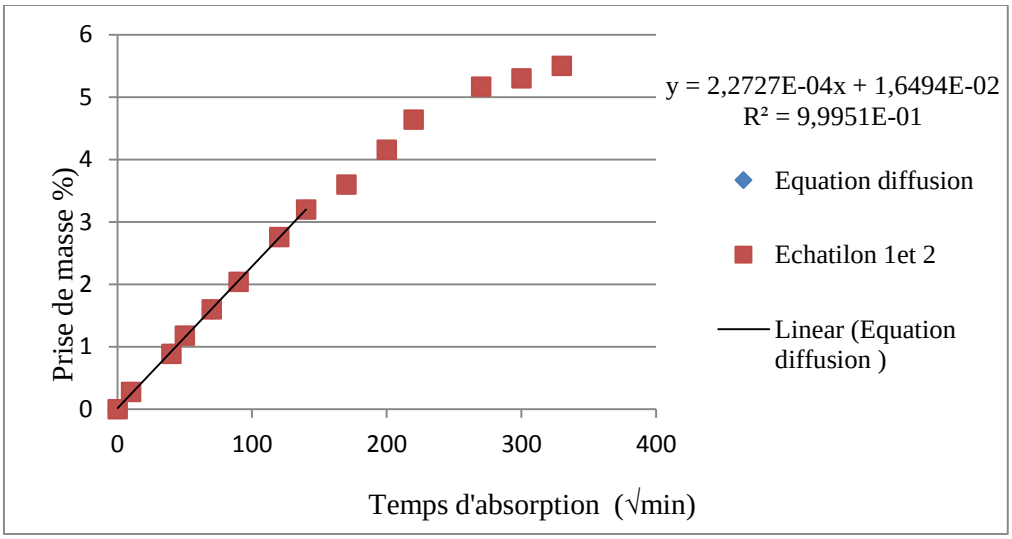


FIGURE 3. Evolution de la prise de masse des échantillons immergés dans l'eau distillée à température ambiante en fonction du temps

La première partie de la courbe représente la phase de diffusion de l'eau dans le polyamide. Sa pente permet de déterminer à partir de l'équation 1, le coefficient de diffusion de l'eau dans le polyamide. Il est égal à $0,259839\mathrm{E}^{-12}$ m/sec. Les valeurs de ce coefficient relevées dans la littérature sont usuellement comprises entre 0.1^{-12} et 10.10^{-12} $\mathrm{m.s}^{-1}$ pour un polymère d'immersion en milieu humide. Ces résultats expérimentaux constitueront la référence expérimentale pour le vieillissement des éprouvettes utilisées pour étudier le comportement mécanique du PA6 en fonction de l'humidité. Dans un souci de reproductibilité de nos résultats, nous choisirons de solliciter les éprouvettes lorsque leur prise de masse se situera entre le minimum et le maximum défini par la courbe de la Figure 3.

Le dispositif d'essai utilisé pour Les essais de traction ont été effectués sur une machine de traction universelle INSTRON dont la capacité maximale de charge est de 50 KN. Elle permet d'effectuer des essais à une vitesse de déplacement de 2 mm/min. Elle est reliée à un ordinateur autorisant le lancement des essais et l'acquisition des données par le logiciel d'interface de la machine appelé Blue Hill3. Ce logiciel permet le pilotage d'essais à vitesse de déformation imposée ou à vitesse de charge imposée ainsi que la programmation de cycles complexes. C'est le mode de pilotage en vitesse de déformation nominale imposée qui a été utilisé pour nos essais pendant la phase de chargement. L'éprouvette est placée au centre des mors supérieur et inférieur. Ceci reste fixe pendant l'essai. Le déplacement du mors supérieur est contrôlé par le logiciel Blue Hill3. C'est dans ce logiciel que l'on a défini au préalable les différentes étapes des essais et que l'on récupère aussi le déplacement de la traverse et l'effort associé avec une fréquence d'acquisition préprogrammée. Tous nos essais sont effectués à température ambiante et pour des vitesses de déformations quasi statiques. La figure 4. Illustre le dispositif expérimental mis en place, avec un détail des différents éléments



FIGURE 4. Dispositif de l'essai de traction uniaxiale

3. RESULTATS

Les tests de traction uniaxiale du PA6 sec permettent de déterminer les grandeurs caractéristiques mécaniques : module de traction, seuil d'écoulement, allongement et contrainte à la rupture pour chacun des deux matériaux.

Sur les graphes suivants est présentée l'allure générale de la courbe rationnelle contrainte-déformation pour un essai à vitesse de déformation constante ($6{,}67.10^{-4}\ s^{-1}$).

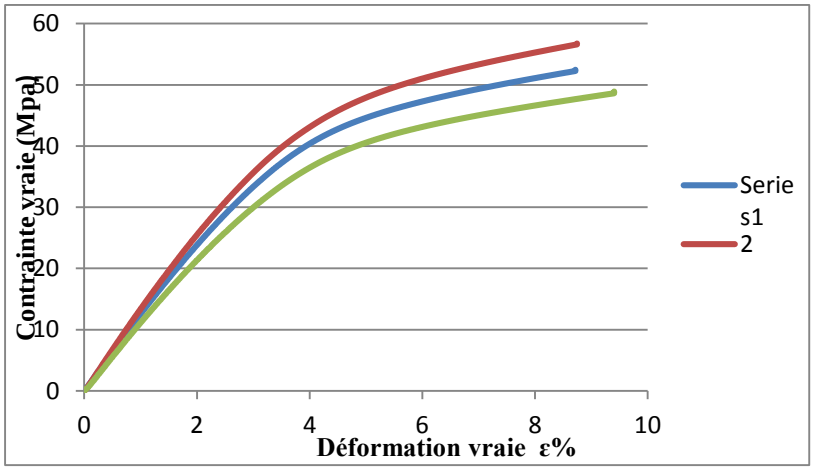


FIGURE 5. Courbe contrainte – déformation échantillon neuf

La figures 5 illustre la réponse du PA6 à un essai de traction uniaxiale jusqu'à une déformation de 9.24% à température ambiante.

D'après les courbes de la figure 5 on obtient les caractéristiques mécaniques présentées au tableau 2.

Caractéristiques mécaniques du PA6	$E\ (Mpa)$	1268
	σ_r(Mpa)	46.128
	ε_r(%)	9.5

TABLEAU 2. Propriétés mécaniques en traction uniaxiale

Après avoir caractérisé le matériau polyamide à l'état initial non vieilli, la suite de l'étude est focalisée sur l'évolution des propriétés lorsque ce matériau est immergé dans l'eau. L'étude du vieillissement se fera sous un seul aspect.

4. 1 Résultats des testes mécaniques des éprouvettes vieillies

Les résultats des essais concernant le PA 6, pour différentes durée de vieillissement à température ambiante, sont représentés sur le tableau 3.
D'après les essais de traction réalisés sur 12 éprouvettes dont la durée de vieillissement varie de 4 à 28 jours ; on obtient les caractéristiques mécaniques portées sur le tableau 3. Pour simplifier, on se limitera à la présentation de deux courbes (fig. 6 et 7), pour lesquelles les caractéristiques mécaniques sont données par la troisième colonne (correspondant à 4 jours) et la dernières (à 28 j.).

Temps de vieillissement	0	4 jours	8 jours	12jours	16jours	24jours	28jours
Module de Young (MPa)	1268	763.35	779.8	404.9	674.1	433.15	527.95
Déformation élastique (%)	2.12	0.12819	0.31341	0.36563	0.30768	0.307525	0.307215
Contrainte maximale (MPa)	52	52.67964	54.1348	49.0003	50.1025	40.2041	41.20414
Contrainte à la rupture (MPa)	46.128	43.9667	42.342525	40.53797	40.4980	4.25625	3.8337
Déformation à la rupture (%)	9.5	2.34205	1.1265	1.98205	1.26428	2.45798	2.66888

TABLEAU3. Différentes valeurs de comportement mécanique pour différents temps de vieillissement

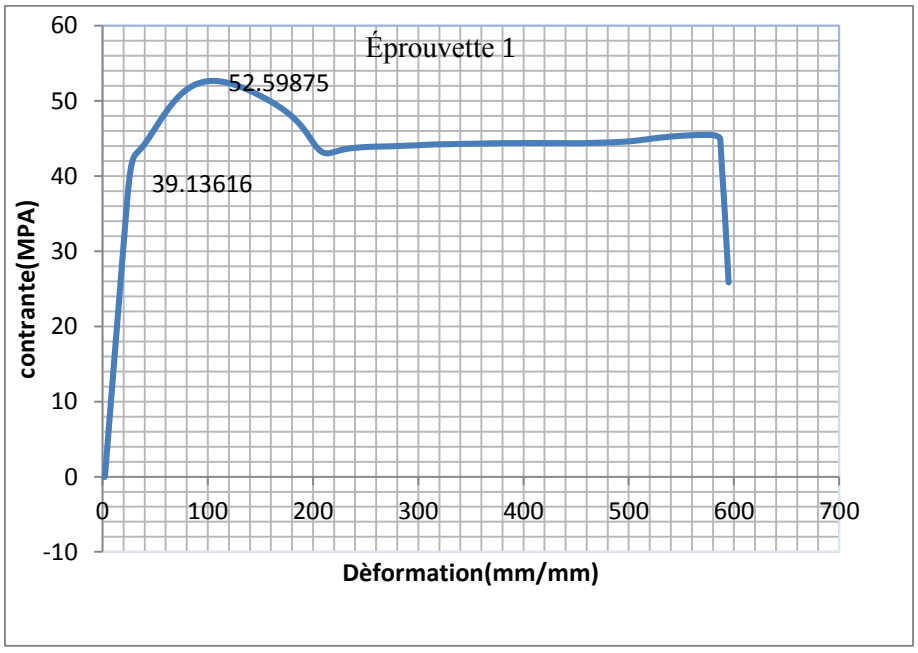


FIGURE 6. Courbe contrainte – déformation du PA 6 vieilli 4 jours

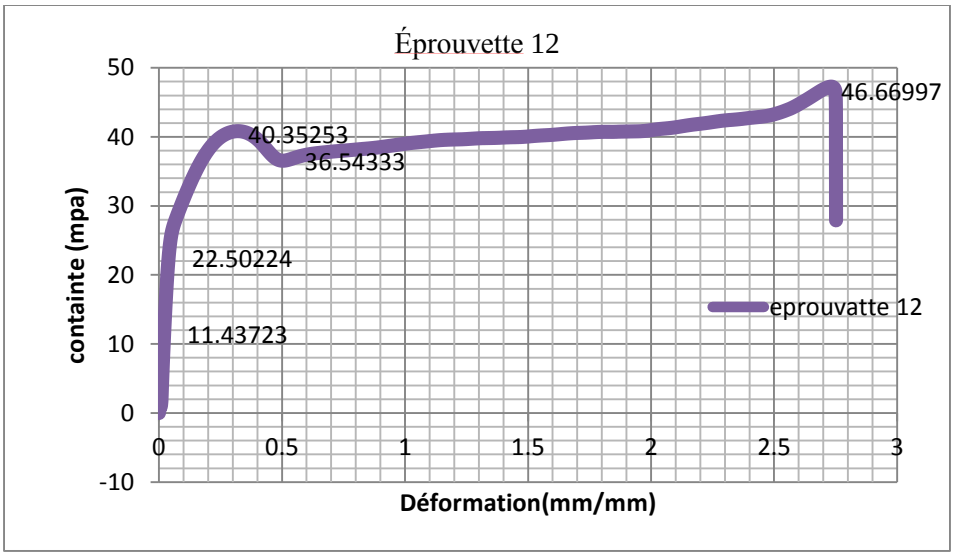


FIGURE 7. Courbe contrainte –déformation du PA 6 vieilli 28 jours

5. Discussion

5.1 L'influence de l'humidité sur la déformation

La figure (8) montre l'influence de l'humidité sur la déformation, durant la période de vieillissement. Qui représente les résultats de déformation par rapport du temps collectées durant 28 jours des échantillons de polyamide (PA6) immergés dans l'eau distillé on distingue que :

La première colonne qui représente le PA6 sèche 5.4% ou la déformation à la rupture est très élevés par rapport au PA6 immergé dans l'eau 2.3%.

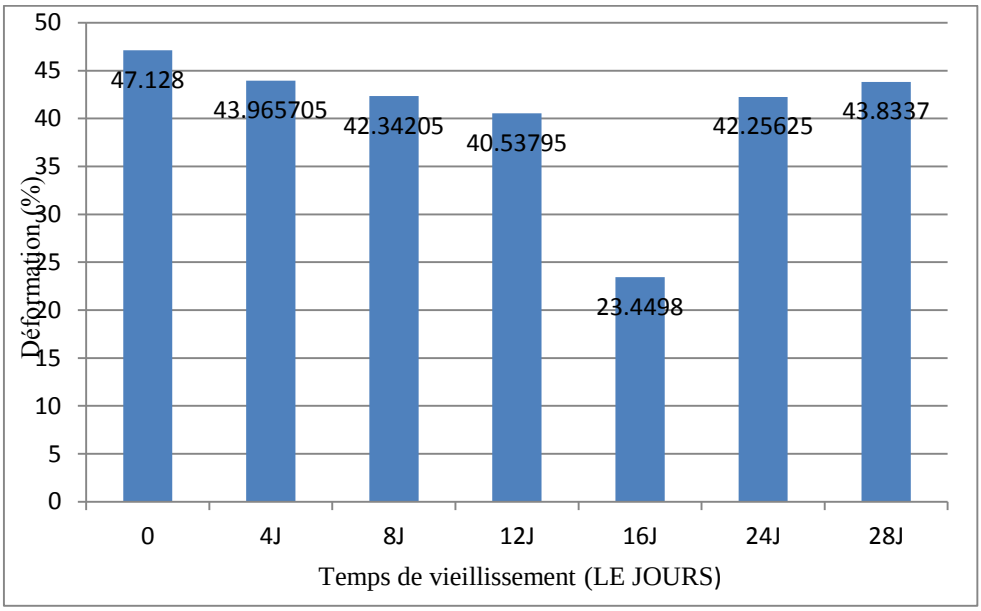


FIGURE 8. Influence du temps de vieillissement sur la contrainte à la rupture

5.2. L'influence de l'humidité sur la contrainte

La figure 9 représente la contrainte à la rupture ; qu'est inversement proportionnelle avec la proportion d'absorption d'eau en polymère PA6 durant les jours des essais (28 jours) le comportement de la matière devient fragile avec l'augmentation de la quantité d'eau absorbé.

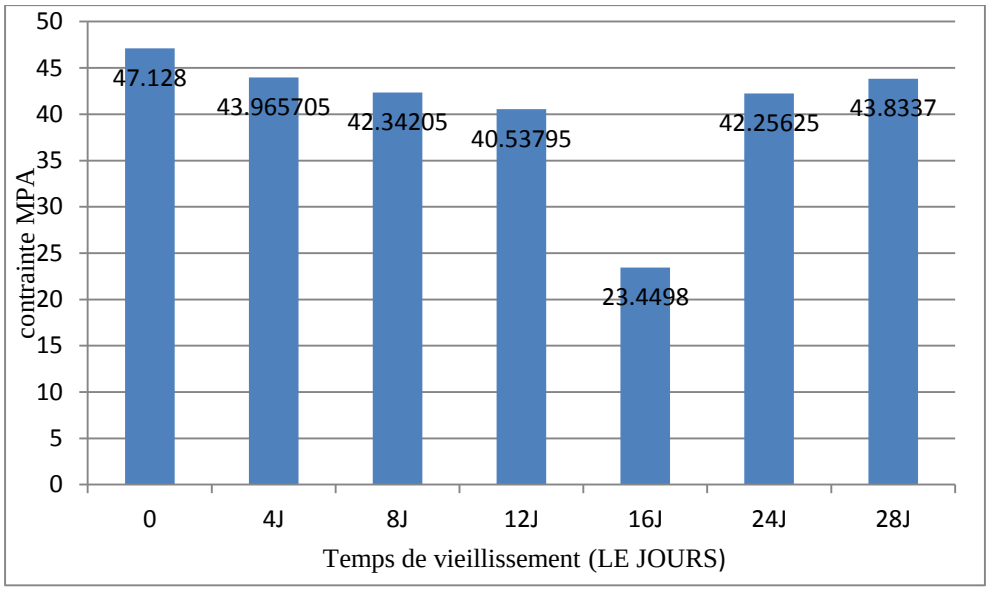


FIGURE 9. Influence du temps de vieillissement sur la contrainte à la rupture

5.3. L'influence de l'humidité sur le module de Young

La figure 10 montre que la diminution du module de Young avec l'augmentation de la quantité d'eau absorbé

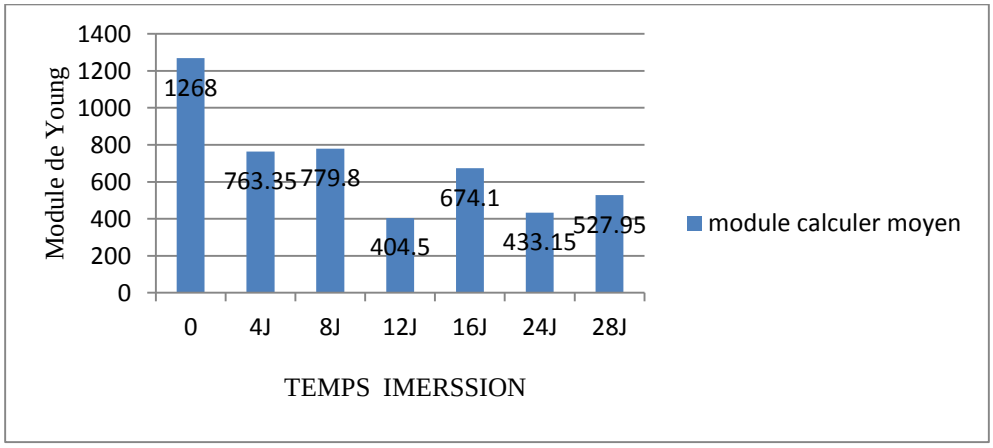


Figure 10 : Influence du temps de vieillissement sur le module de Young

6. Conclusion

Les résultats obtenus montrent que l'immersion de l'échantillon dans l'eau distillée provoque le vieillissement du polyamide PA6 insaturé pour des temps courts d'immersion, l'absorption suit la loi de Fick.

D'après l'étude de l'influence de l'humidité sur le comportement mécanique et selon la courbe montrant la quantité d'eau absorbée au cours de des essais. Il a été observé une baisse des caractéristiques mécaniques des échantillons avec le temps de vieillissement allant de 4 à 28 jours, et à température ambiante. On a constaté ainsi une baisse de 68% du module de Young E (qui passe 1268 à 404 MPa), la contrainte à la rupture σ_r passe de 47.13 à 23.45 MPa ce qui constitue une baisse de 50%, de même, on a enregistré une baisse de 6% de la déformation à la rupture ε_r.
Ce phénomène, de dégradation des propriétés mécaniques, s'explique par la pénétration des molécules d'eau dans la structure (polymère) brisant les liaisons secondaires de type Van der Waals ou les liaisons hydrogènes entre les groupes polaires des chaînes macromoléculaires voisines venant se lier préférentiellement à une molécule d'eau. La rupture des liaisons entre les chaînes, qui assuraient en bonne partie la rigidité du matériau, va permettre une augmentation de mobilité des chaînes ou des segments de chaînes macromoléculaires. Cette mobilité accrue a des conséquences sur les propriétés mécaniques du polymère.

REFERENCES

[1] Mercier, J. P., Zambelli, G., & Kurz, W. (1999). Introduction à la science des matériaux (Vol. 1). PPUR presses polytechniques.

[2] Agassant, J. F., & Haudin, J. M. (2012). Mise en forme des polymères thermoplastiques. Matières plastiques, Propriétés, mise en forme et applications industrielles des matériaux polymères, Pages-53.

[3] Eyring, H. (1936). Viscosity, plasticity, and diffusion as examples of absolute reaction rates. The Journal of chemical physics, 4(4), 283-291.

[4] Bacharan, C. (1999). Étude de la relaxation structurale du poly (éthylène Terephtalate) par analyse enthalpique différentielle et courants thermostimulés. Thèse de doctorat.

[5] Cohen, M. H., & Turnbull, D. (1959). Molecular transport in liquids and glasses. The Journal of Chemical Physics, 31(5), 1164-1169.

[6] SAFA, H. L. Sorption–desorption of aromas on multi-use PET bottles. A test procedure. *Packaging Technology and Science*, 1999, vol. 12, no 1, p. 37-44

[7] RAGOUBI, Mohamed. Contribution à l'amélioration de la compatiblilité interfaciale fibres naturelles/matrice thermoplastique via un traitement sous décharge couronne. 2010. Thèse de doctorat. Nancy 1.

[8] KAUSCH, Hans-Henning. Matériaux polymères: propriétés mécaniques et physiques. *PPUR presses polytechniques*, 2001.

[9] Marque, G. (2009). Absorption de l'eau par les polymères (Doctoral dissertation, Université de Savoie).

[10] LIM, H. S., MARGERUM, J. D., VERZWYVELT, S. A., et al. Degradation Mechanisms of Nylon Separator Materials for a Nickel- Cadmium Cell in KOH Electrolytes. *Journal of The Electrochemical Society*, 1989, vol. 136, no 3, p. 605-612

[11] SHANAHAN, M. E. R. et AURIAC, Y. Water absorption and leaching effects in cellulose diacetate. *Polymer*, *1998*, vol. 39, no 5, p. 1155-1164.

[12] CRANK, J. The mathematics of diffusion. Clarendon–Oxford university press. 1975

[13] BARR, Christopher D., GIACIN, Jack R., et HERNANDEZ, Ruben J. A determination of solubility coefficient values determined by gravimetric and isostatic permeability techniques. *Packaging Technology and Science*, 2000, vol. 13, no 4, p. 157-167.

ETUDE DE L'EFFET DE LA VITESSE DE COUPE SUR L'USURE DES OUTILS DE COUPE EN CARBURE METALLIQUE REVETU ET NON REVETU.

A. BOUZIANE, L. BOULANOUAR, M.W. AZIZI, O. KEBLOUTI

Laboratoire de Recherche des Technologies Avancées en Production Mécanique (LRTAPM)
Département de Génie Mécanique, Faculté des Sciences de l'Ingéniorat
Université Badji Mokhtar, BP. 12 Annaba 23000
E-Mail: rahim_bou23@yahoo.fr,
Lakhdar.boulanouar@univ-annaba.org
Kebmec2007@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Cette étude expérimentale a pour but de déterminer la tenue à l'usure de deux nuances d'outils de coupe lors de l'usinage de l'acier C30. L'action est mise sur l'influence de la vitesse de coupe sur le comportement à l'usure des outils de coupe carbure métallique revêtus (GC4015) et non revêtus (P35). La méthodologie entreprise pour la réalisation des essais est celle de planification des expériences. Les résultats expérimentaux montrent que pour les vitesses de coupe (120 – 150) m/min et quand le rapport des vitesses est égal à 1,25, les durées de vie des outils chutent de 8% et 17% respectivement pour GC4015 et P35. Pour la plage des vitesses plus élevées (180 – 250) m/min, avec un rapport de vitesse égal à 1,38 les durées de vie des outils GC4015 et P35 chutent respectivement de 40% et 55%. Le traitement des résultats expérimentaux obtenus a permis la détermination des modèles mathématiques qui expriment la relation entre la vitesse de coupe et la tenue des outils GC4015 et P35.

Mots Clés: *usinage, usure, tournage, carbure métallique, revêtement.*

NOMENCLATURE

Symboles :	Vc Vitesse de coupe [m/min]
a_p profondeur de passe [mm]	Lettres grecques :
f Avance [mm/tr]	α Angle de dépouille [degré]
T Tenue de l'outil [mn]	γ Angle d'attaque [degré]
[VB] Usure en dépouille admissible	λ Angle d'inclinaison d'arête [degré]
VB Usure en dépouille [mm]	χ_r Angle de direction principale

1. INTRODUCTION

L'usinage par enlèvement de matière reste le procédé de fabrication le plus important dans l'industrie mécanique. Cependant, l'influence de l'usure des outils coupants sur la qualité de l'état de surface et la durée de vie de l'outil coupant demeure le problème principal auquel sont confrontés les professionnels de l'usinage. En principe, ce sont les frottements à haute température générés entre l'outil, le copeau et la pièce lors de l'usinage qui provoquent l'usure de l'outil de coupe pouvant aller dans des cas extrêmes jusqu'à la rupture.

Les trois principaux mécanismes responsables de l'usure des outils de coupe sont l'adhésion, l'abrasion et la diffusion [1]. L'usure de l'outil est un phénomène évolutif, qui se développe en coupe. Une usure excessive nuit à la qualité de l'usinage et surtout conduit à un effondrement de l'outil. D'où l'intérêt vital d'une surveillance en ligne (pendant l'usinage) s'impose. En principe, ce sont les frottements entre le couple outil-matière générés lors de l'usinage qui provoquent l'usure de l'outil de coupe [2].

La vitesse de coupe a une grande influence sur l'usure car la température à l'interface pièce-outil augmente avec la vitesse [3].

2. GENERALITES SUR LES MECANISMES D'USURE

L'arête de coupe de l'outil qui constitue l'élément actif effectuant le travail de déformation et de cisaillement est soumis à des sollicitations mécaniques et thermiques très sévères qui provoquent son usure et sa détérioration. Le frottement à l'interface copeau-outil s'effectue à des pressions et des températures élevées, d'où la naissance des effets physico-chimiques aggravant l'usure. Les formes les plus courantes d'usure que l'on peut observer sont représentées sur la (fig.1) [4].

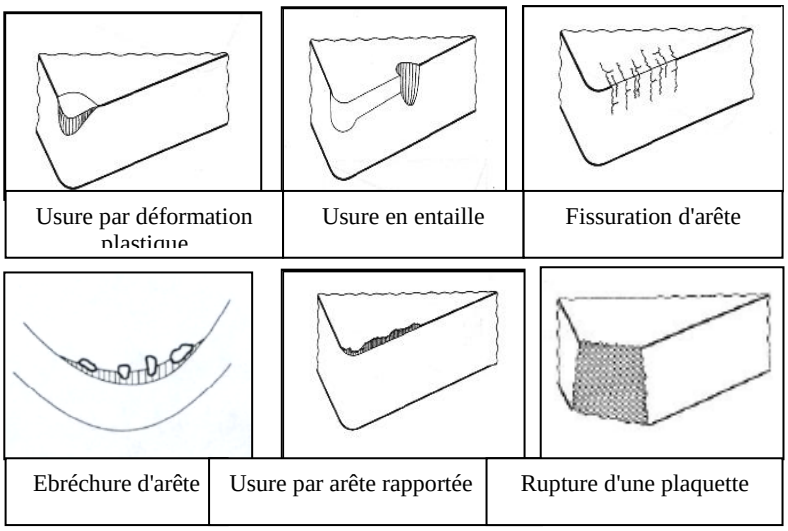


FIGURE 1. Principaux types d'usures.

3. PROCEDURE EXPERIMENTALE

Les expériences d'usure ont été exécutées conformément aux essais d'usure de longue durée, en accord avec la norme internationale ISO 3685 [5.6]. Le but est d'évaluer la durée de vie des outils en carbures revêtu GC4015 et non revêtu P35 à différentes vitesses de coupe (Vc=120, 150, 180 et 250 m/mn), avec l'avance et la profondeur de passe prises comme constantes (f=0.08 mm/tr, ap=0,25 mm). L'usinage a été effectué sur des éprouvettes cylindriques en acier C30, de 58mm de diamètre et de 500mm de longueur. Sa composition chimique est donnée comme suit : 0,32%C ; 1.62%Mo ; 0,41%V ; 0,37%Mn ; 0,32%Si ; 0,30%Cr ; 0,166%Ni ; 0,08%Cu ; 0,026%AL ; 0,021%Sn ; 0,019%P ; 0,015%S. Un tour de marque TOS TRENCIN, modèle SN40, d'une puissance de 6,6 kW sur la broche a été utilisé pour les opérations d'usinage. Les plaquettes utilisées sont des plaquettes en carbure revêtu et non revêtu, ayant respectivement les désignations suivantes : SNMG 12.04.08 et SNMA12.04.08. La nuance GC4015 est revêtue de trois couches de revêtement ($TiN + AL_2O_3 + TiCN$), ayant une épaisseur totale d'environ 14 micron. La nuance P35 est sans revêtement. Le porte outil est de désignation PSBNR2525K12 avec une géométrie de la partie active matérialisée par les angles suivants: $\chi_r = 75°$; $\alpha = 6°$; $\gamma = -6°$; $\lambda = -6°$.

Le suivi de l'évolution de l'usure des plaquettes testées en fonction du temps et des conditions de travail choisies à été effectué avec un microscope optique modèle [MMN-2] ayant une précision de 5 µm. Les tenues relatives aux deux matériaux ont été déterminées sur la base d'une usure admissible [VB] = 0,30mm. Dans le but d'observer le comportement global des outils dans des conditions extrêmes, des valeurs d'usure au-delà de cette limite ont été obtenues. Enfin, un microscope optique doté d'une caméra (Motic) a été utilisé pour observer la morphologie de l'usure des plaquettes.

4. RESULTATS ET DISCUSSION

Les figures 2 et 3 illustrent l'évolution de l'usure en dépouille du (GC4015 et P35) en fonction du temps pour différentes vitesses de coupe. L'analyse de ces courbes d'usure montre également que la vitesse de coupe a une influence importante sur l'évolution de l'usure. On remarque que si on augmente la vitesse de coupe l'usure s'accroît d'une façon remarquable. Cet accroissement brusque de l'usure peut réduire considérablement l'étendue de la zone d'usure normale ceci est bien clair sur les figures surtout lors de l'utilisation de la vitesse Vc=250 m/min. Par contre pour l'utilisation de la vitesse Vc=120 m/min la zone de l'usure normale est plus étendue. L'usure admissible [VB=0.3mm] est illustrée sur les figures par une ligne horizontale parallèle à l'axe des abscisses.

Afin d'expliquer l'aspect de l'évolution de l'usure en dépouille VB en fonction du temps pour les différentes vitesses de coupe testées, les figures 4 et 5 ont été introduites pour exprimer et montrer l'aspect final de la morphologie de l'usure VB. Il ressort de ces figures que l'usure VB se manifeste par une bande striée régulière [5].

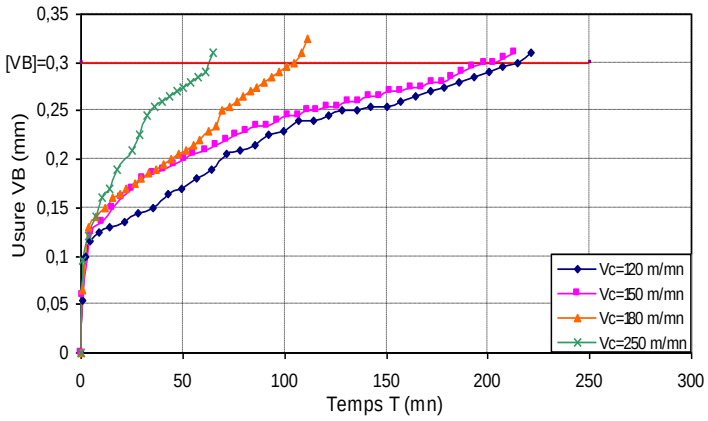


FIGURE 2. Evolution de l'usure en dépouille (VB) du GC4015 en fonction du temps pour différentes vitesses de coupe lors de l'usinage de l'acier C30.

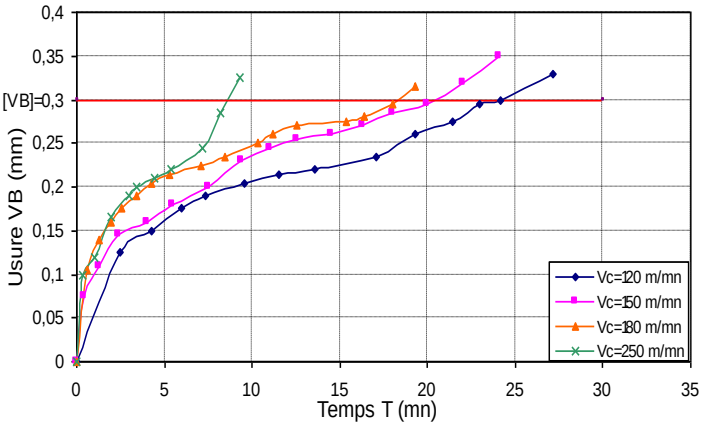
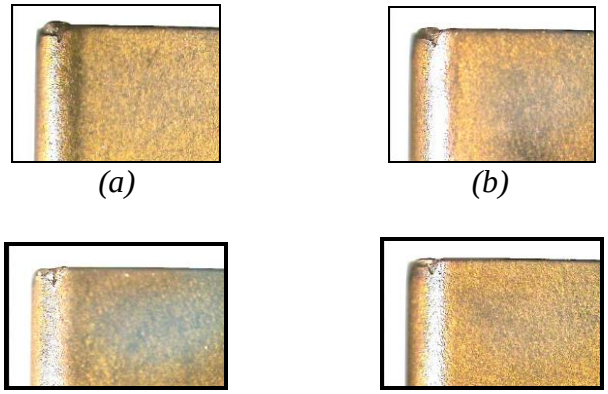


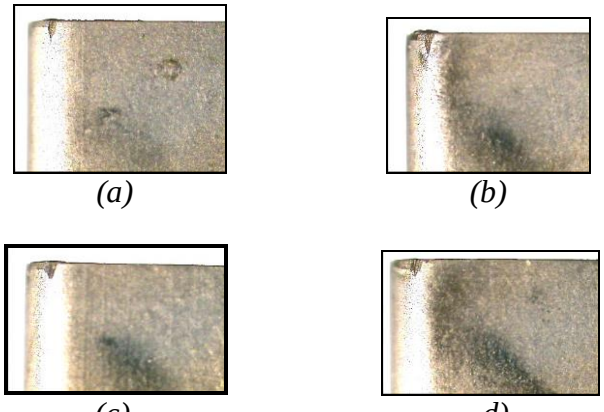
FIGURE 3**.** Evolution de l'usure en dépouille (VB) du P35 en fonction du temps pour différentes vitesses de coupe lors de l'usinage de l'acier C30.



(a) *(b)*

(c) *d)*

FIGURE 4. Aspect final de l'usure en dépouille principale VB de GC4015: a) Vc=120m/mn, b) Vc=150m/mn, c) Vc=180m/mn, d) Vc=250m/mn,



(a) *(b)*

(c) *d)*

FIGURE 5. Aspect final de l'usure en dépouille principale VB de P35: a) Vc=120m/mn, b) Vc=150m/mn, c) Vc=180m/mn, d) Vc=250m/mn,

5. MODELES DE LA TENUE EN FONCTION DE LA VITESSE DE COUPE

Pour déterminer les constantes du modèle mathématique ayant la forme suivante:

$$Y=C.X^{b} \quad (1)$$

Nous avons utilisé un programme (Matlab) qui donne directement les valeurs des constantes du modèle ainsi que le cœfficient de détermination R^2. Par conséquent, selon ce même programme on peut déterminer les constantes d_0 et d_1 du modèle mathématique suivant:

$$T = e^{d_0} \cdot V^{d_1} \cdot \quad (2)$$

où T est la durée de vie de l'outil

Le traitement des résultats de l'usure émanant des figures 2 et 3 a permis la détermination des modèles de la tenue en fonction de la vitesse de coupe pour [VB]=0.3 mm.

Matériau de coupe	Paramètre d'entrée	Paramètre de sortie (T)	
		Modèles mathématiques	Coefficient de correlation
P35	Vc	$T= e^{38.82} Vc^{-0.12}$	R=0.94
GC4015		$T= e^{361.16} Vc^{-1.23}$	R=0.96

TABLEAU 1. Modèles de la tenue en fonction de la vitesse de coupe.

Les modèles mathématiques déterminés (tableau .1), montrent la relation entre la vitesse de coupe et la durée de vie du GC4015 et de P35. Ils permettent donc de déterminer, pour des conditions de coupe stabilisées la vitesse de coupe à utiliser en fonction des durées de vie souhaitées. Selon ces modèles, la vitesse de coupe a une influence capitale sur la durée de vie des outils. Avec son augmentation la tenue des deux matériaux de coupe diminue. Ces modèles sont très utiles pour l'élaboration des abaques et aussi pour l'optimisation éventuelle du processus de coupe.

6. CONCLUSION

Cette étude comparative a permis d'établir les écarts de performance entre les outils non revêtus et les outils revêtus en termes d'usure, de tenue d'outils et de productivité dans des conditions similaires.

Les résultats des essais d'usure ont montré que, chaque matériau de coupe testé présente différents comportements à l'usure. Ceci est fonction principalement de la composition chimique et de la structure. Par conséquent le meilleur comportement à l'usure est observé avec le carbure revêtu (GC4015) suivi par le carbure non revêtu (P35).

L'usure en dépouille est principalement due à l'abrasion, suite aux frottements entre l'outil et la pièce. Cette usure résulte d'un arrachement en surface de l'outil causé par des particules souvent anguleuses et de grande dureté contenues dans le matériau usiné C30 (précipités en inclusion).

Dans l'intervalle des vitesses de coupe (120 – 150)m/min, les durées de vie des outils (GC4015 et P35) chutent respectivement de 8% et de 17%. Par contre, pour la plage des vitesses de coupe plus élevées (180 – 250) m/min, les durées de vie de ces mêmes outils (GC4015 et P35) chutent respectivement de 40% et de 55%.

Les modèles mathématiques déterminés, montrent que la vitesse de coupe a une influence capitale sur la durée de vie des outils. En effet, avec son augmentation la tenue des deux matériaux de coupe diminue. Ces modèles sont très utiles pour l'élaboration des abaques et aussi pour l'optimisation éventuelle du processus de coupe.

REFERENCES

[1] R. Serra, W. Rmili, A. Ouahabi , *Suivi de l'usure des outils de coupe en tournage `a sec de la fonte FT25 par analyse vibratoire, 19 éme Congrés Francais de Mécanique*, Marseille, 24-28 aout 2009

[2] W. Rmili, R. Serra, A. Ouahabi, C. Gontier, *surveillance de l'usure des outils de coupe par analyse vibratoire, Université François-Rabelais, Tours – France 2006*.

[3] D. Gelin, M. Vincent , *Elément de fabrication, Edition Ellipses* 1995.

[4] S. Ben Salem, B. Hadj Sassi, A. Moisan, *Evaluation des performances des outils de coupe en UGV par la méthode des plans d'expériences, 16ème Congrès Français de Mécanique*, Nice, 1-5 septembre 2003

[5] M.A. Yallese, L. Boulanouar, K. Chaoui, *Usinage de l'acier 100Cr6 trempé par un outil en nitrure de bore cubique, Revue Mécanique & Industries*, Volume 5, N°4, 2004, pp 355-368.

[6] M.A. Yallese, *Etude de comportement a l'usure des matériaux de coupe modernes en tournage dur, Thèse de doctorat d'Etat*, Université Badji Mokhtar-Annaba 2005.

EFFECT OF POTASSIUM MONOPERSULFATE ON SONOCHEMICAL DEGRADATION OF CATIONIC DYE IN AN AQUEOUS SOLUTION

Soumia FASSI[1], Christian PETRIER[2]

[1]Department of Chemistry. Faculty of Sciences. University of Constantine, Algeria.
[2] Laboratoire de Rhéologie et Procédés, 1301 rue de la Piscine, Domaine Universitaire, BP 53, 38041 Grenoble cedex 9, France

RÉSUMÉ

In this study, removal of Cresol Red (CR), a cationic triphenylmethane dye, by 300 kHz ultrasound was investigated. The effect of additive such as potassium monopersulfate (oxone) was studied. Additionally, sonolytic degradation of CR was investigated at varying ultrasonic power . RC can be readily eliminated by the ultrasound process. The obtained results showed that. Sonochemical degradation of CR was strongly affected by ultrasonic power .The degradation rate of the dye increased substantially with increasing ultrasonic power in the range of 20W to 80 W. This improvement could be explained by the increase in the number of active cavitation bubbles. The ultrasonic degradation of dye was enhanced by potassium monopersulfarte (oxone) addition. It was found that the degradation of the dye was accelerated with increased concentrations of oxone for a reaction time of 75 minutes.

Keywords: Cresol Red, Sonochemistry Degradation, Additive, Water.

1. INTRODUCTION

The release of colored wastewaters from the textile industry is a current problem encountered by developed and under developed countries over the world. This release in natural environment, mainly in aqueous medium, is undesirable because of the potential transformation of these compounds to toxic and carcinogenic of speicies. Organic dyes represent one of the large groups of these effluents. However, several treatment processes are available for the removal of this type of pollutants

For instance, several decontamination methods, such as precipitation, biological treatment [1], coagulation [2], adsorption on various supports [3] Many advanced oxidation processes (AOPs) were also used for the oxidation of dyes in water [4,5]. These techniques (AOPs), which involve an in situ generation of highly oxidizing agents such as •OH radical, have emerged as an important class of technologies to accelerate the non-selective oxidation.

Sonochemical oxidation has been investigated as a viable AOP for the destruction of various pollutants in water. In this technique, the free radicals are generated through transient collapse of cavitation bubbles driven by an ultrasound wave. Ultrasonic irradiation induces the production of cavitation bubbles in the liquid through which it is transmitted. These microbubbles grow during the subsequent compression–rarefaction cycles until they reach a critical size. Further compression leads to the collapse of the bubbles, with the concomitant release of heat and production of chemically active species during the last phase of the bubble collapse [6-8].This collapse induces localized extreme conditions. It has been reported that the gaseous contents of a collapsing cavity reach temperatures as high as 5200 K and pressures higher than 500 atm, and about 1900 K in the interfacial region between the solution and the collapsing bubble [9]. Under such conditions, molecules trapped in the bubble (water vapor, gases and vaporized solutes) can be brought to an excited-state and dissociate [10]. The radical species produced can recombine, react with other gaseous species present in the cavity, or diffuse out of the bubble into the bulk fluid medium where they are able to react with solute molecules.

In the present work, an cationic dye, Cresol Red (CR), was chosen as a model substrate for a systematic study of the sonochemical degradation process The aim of this work was to investigate the influence of additive such as potassium monopersulfate (oxone) on the sonolytic degradation of CR. Additionally, the effects of some experimental parameters such as ultrasonic power and pH on the sonochemical degradation of dye was studied.

2. MATERIELS AND METHODES

The cationic acidic dye, Cresol Red sulfonat salt, (molecular formula $C_{21}H_{18}O_5S$), was obtained from Sigma–Aldrich and used without further purification(molecular weight: 382.43 g mol^{-1}) which is a highly water soluble, was used as a model solute. The structure CR is shown in Fig. 1. Elemental iron, monopersulfate (oxone), hydrogen peroxide were commercial products of the purest grade available. All solutions were prepared with distilled water.

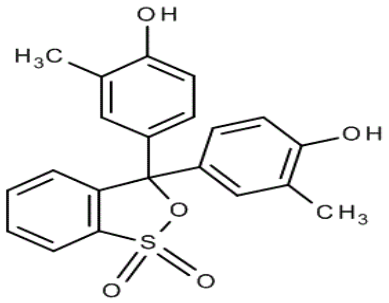


Fig. 1. Chemical structure of Cresol Red.

2.2. REACTOR

Sonolysis experiments were performed in a cylindrical waterjacketed glass reactor operating at 300 kHz. Ultrasonic waves introduced from the bottom of the solution through a plate Pyrex surface (diameter 5 cm) holding the piezoelectric disk (Saint- Gobain Quartz, France) with a diameter of 4 cm. The temperature of the solution was monitored using a thermocouple immersed in the reacting medium. The temperature inside the reactor was maintained at 25±1 ◦C by circulating cooling water through a jacket surrounding the cell. Acoustic power dissipated in the reactor was estimated using standard calorimetric method [11,12]. The reactor was periodically sampled for analysis

3. RESULTATS

3.1. EFFECT OF POWER

Operating power is an important parameter affecting the cavitational activity and hence the extent of degradation. In order to investigate the influence of ultrasonic power on the sonolytic degradation of CR, experiments were conducted by varying ultrasonic power from 20 to 80W and using 300mL of 6 10^{-5}M CR aqueous solution.The CR degradation rate increased with an increase in the ultrasonic power as depicted in Fig. 2.

The increase in dye degradation with an increase in ultrasonic power may be explained by the increase in the number of active cavitation bubbles.So because of the increasing acoustic amplitudes. When power is increased, transmittance of ultrasonic energy into the reactor increases. Due to this energy, the pulsation and collapse of bubble occur more rapidly, the number of cavitation bubbles increases and realizing a higher concentration of •OH radicals into the aqueous solution of CR [12,13].The results of an increase in the sound power are greater sonochemical effects, resulting in higher degradation rates of CR for 30 min of sonication time .

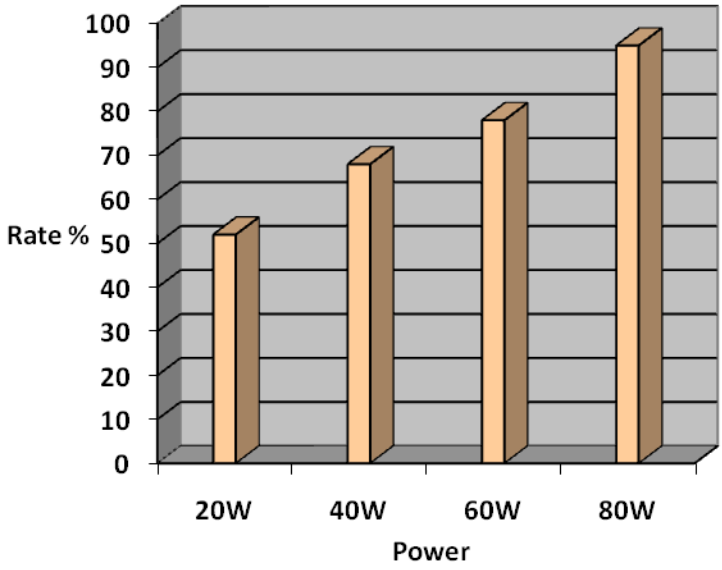


Fig.2. Effect of ultrasonic power on sonochemical degradation of CR (conditions:volume: 300 mL; initial dye concentration: 6 10^{-5}M; temperature: 25°C; pH: 4.5; frequency: 300 kHz).

3.2. EFFECT OF OXONE ADDITION

Sonochemical degradation of Cresol red was investigated in presence of potassium monopersulfate (oxone).The result obtained is shown in Fig.3.The degradation rate was enhanced by the addition of oxone. The sonolytic destruction increased with increasing oxone concentration. An initial removal rate of 90% was attained upon sonolysis of the 6 10^{-5}M CR solution alone for a reaction time of 120 min,While in the presence of oxone, the color removal increased to 96%, 97%,98% and 99% for oxone concentrations of 10^{-4} M, 10^{-3} M , 10^{-2} M and 10^{-1}M respectively for a reaction time of 75 minutes, Besides the degradation process, the ultrasonic treatment in presence of oxone resulted in the formation of hydroxyl radical and sulphate radical anion according to the Reaction (1),

$$HSO_5^- +))) \rightarrow SO_4^{\bullet -} + OH^{\bullet} \quad (1)$$

The sulphate radical anion ($SO_4^{\bullet -}$) is a strong oxidant (E_0 = 2:6 eV) and engages in the following three possible modes of reactions with organic pollutants: (i) by abstracting a hydrogen atom from saturated carbon, (ii) by adding to unsaturated or aromatic carbon, and (iii) by removing an electron from the carboxylate anions and form certain neutral molecules [14].The formation of hydroxyl radical and sulphate radical anion are powerful oxidant that can degrade dye molecules at faster rate. As with radicals OH$^{\bullet}$, $SO_4^{\bullet -}$ have the unique nature of attacking the dye molecule at same positions, hence, leading to a rapid fragmentation of dye molecules [28].Reactions (2) and (3),

$$SO_4^{\bullet -} + dye \rightarrow SO_4^{2-} + dye^{\bullet +}(\text{int}\, ermediated) \quad (2)$$

$$SO_4^{\bullet -} + dye^{\bullet +}(\text{int}\, ermediate) \rightarrow SO_4^{2-} + CO_2 + HNO_3 + other - inorganics \quad (3)$$

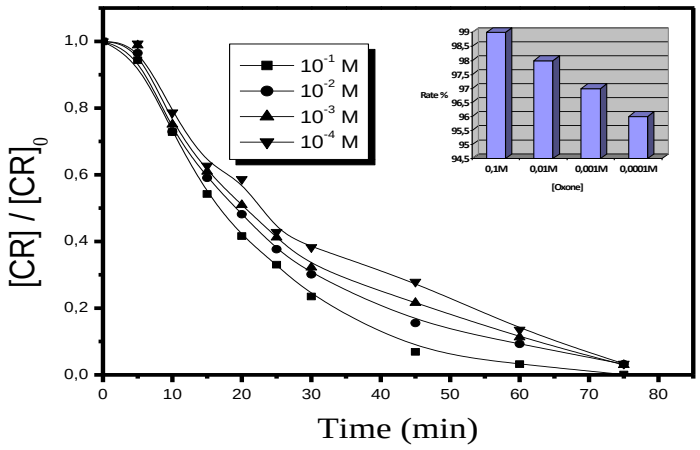


Fig.3. Effect of oxone addition on sonochemical degradation of CR (conditions:volume: 300 mL; initial dye concentration: 6 10^{-5}M; temperature: 25°C; pH: 4.5; frequency: 300 kHz).

Moreover, the bleaching process of CR by Oxone /US is described correctly by an apparent kinetics law of order 1 Fig.4..In addition, the measure of the half time for each curve ($t_{1/2}$) allowed us to compare the performance of this process: $t_{1/2}$ (10^{-1} M) < $t_{1/2}$ (10^{-2} M) < $t_{1/2}$ (10^{-3} M) < $t_{1/2}$ (10^{-4}M) (a short half time means a fast rate of decolourization).The calculated rate and $t_{50\%}$ are recapitulated in Table (I).

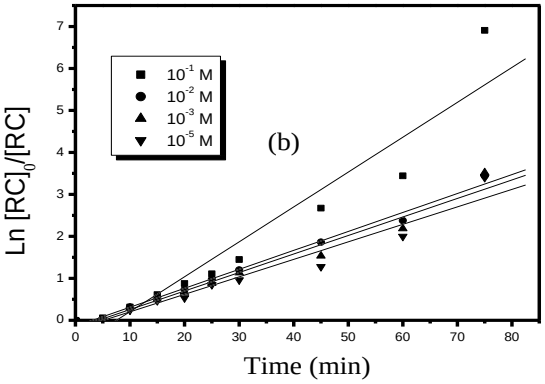


Fig.4. Kinetics of CR decolourization (linear transform Ln (C_0/C_t) vs t) in US/Oxone process. (conditions:volume: 300 mL; initial dye concentration: 6 10^{-5}M; temperature: 25°C; pH: 4.5; frequency: 300 kHz).

Table (I): Values of parameters characterizing the US /Oxone process.

[Oxone] M	**$t_{50\%}$(min)**	**R^2**	**Apparent rate constants (min^{-1})**
10^{-1}	16.2	0.95586	0.08312
10^{-2}	18.8	0.99549	0.04516
10^{-3}	20.2	0.98417	0.04411
10^{-4}	22.8	0.97267	0.04168

4. CONCLUSIONS

The present work has shown that removal of the triphenylmethane dye CR can be effectively reached from water by 300 kHz ultrasound irradiation. CR sonochemical degradation in water occurs mainly through reactions with hydroxyl radicals. The degradation rate of the dye was strongly affected by the operational conditions. The degradation rate increased proportionally with increasing ultrasonic power from 20 to 80 W.The most favorable condition for the degradation was observed in acidic media. The sonolytic degradation of CR was drastically improved by the addition of potassium monopersulfate (oxone). The degradation increased with the increase of oxone concentration.Therefore, ultrasound irradiation represents a very interesting technique for the treatment of water contaminated with this pollutant.Nevertheless, further efforts should be carried out to assess the mechanism of CR degradation by analyzing the degradation by-products of the dye.

REFERENCES

[1] T. Kurbus, Y. March Stokar, L. Marechal, The study of the effects of the variables on H_2O_2/UV decoloration of vinylsulphone dye, Dyes Pigm. 54 (2002) 67–78.

[2] J. Garcı´a-Montan˜ o, X. Dome`nech, J.A. Garcı´a-Hortal, F. Torrades, J. Peral, The testing of several biological and chemical coupled treatments for Cibacron Red FN-R azo dye removal, J. Hazard. Mater. 154 (2008) 484–490

[3]. M.N. Ahmed, R.N. Ram, Removal of basic dye from wastewater using silica as adsorbent, Environ. Pollut. 77 (1992) 79–86.

[4] H.J. Hsing, P.C. Chiang, E.E. Change, M.Y. Chen, The decolorization and mineralization of Acide Orange 6 azo dye in aqueous solution by advanced oxidation processes: a comparative study, J. Hazard. Mater. 141 (2007) 8–16.

[5] N. Tripathy, R. Ahmad, J.E. Song, H.A. Ko, Y.-B. Hahn, G. Khang, Photocatalytic degradation of methyl orange dye by ZnO nanoneedle under UV irradiation, Mater. Lett. 136 (2014) 171–174.

[6] A.J. Colussi, L.K. Weavers, M.R. Hoffmann, Chemical bubble dynamics and quantitative sonochemistry, J. Phys. Chem. A 102 (1998) 6927–6934.

[7] Y.G. Adewuyi, Sonochemistry: environmental science and engineering applications, Ind. Eng. Chem. Res. 40 (2001) 4681–4715.

[8] L.H. Thompson, L.K. Doraiswamy, Sonochemistry: science and engineering, Ind. Eng. Chem. Res. 38 (1999) 1215–1249.

[9] K.S. Suslick, D.A. Hammerton, R.E.J. Cline, Sonochemical hotspot, J. Am. Chem. Soc. 108 (1986) 5641–5642.

[10] L.H. Thompson, L.K. Doraiswamy, Sonochemistry: science and engineering, Ind. Eng. Chem. Res. 38 (1999) 1215–1249.

[11] S. Koda, T. Kimura, T. Kondo, H. Mitome, A standard method to calibrate sonochemical efficiency of an individual reaction system, Ultrasonics Sonochemistry 10 (2003) 149–156.

[12] R. Emery, M. Papadaki, L.M. Freitas dos Santosb, D. Mantzavinos, Extent of sonochemical degradation and change of toxicity of a pharmaceutical precursor
(triphenylphosphine oxide) in water as a function of treatment conditions, Environment International 31 (2005) 207–211.

[13] M.H. Lim, S.H. Kim, Y.U. Kim, J. Khim, Sonolysis of chlorinated compounds in aqueous solution, Ultrasonics Sonochemistry 14 (2007) 93–98.

[14] C.Nasr ,K. Vinodgopal, S.Hotchandani, A.K.Chattopadhyay , P.V.Kamat . Photocatalytic reduction of azo dyes naphthol blue black and disperse blue. Res Chem Intermed 23 (1997) 219–31.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds..).

OPTIMAL SIZING OF A HYBRID RENEWABLE ENERGY SYSTEM TO FEED A CLINIC IN THE REGION OF TAMANRASSET

Toufik SEBBAGH[1] and Abdelouahab ZAATRI[2]

[1]Department of Mechanical Engineering, University of Skikda, BP 26 Route elhadaiek Skikda Algeria,
sebb_t@yahoo.fr
[2] Department of Mechanical Engineering, University of Constantine1, Constantine, Algeria
azaatri@yahoo.com

ABSTRACT

This paper presents a techno-economical study for the optimal sizing of a hybrid renewable energy system dedicated for the electrification of a health care clinic, installed in the region of Tamanrasset, in the extreme south of Algeria.

The proposed hybrid system is constituted of PV arrays, wind turbine, storage batteries, inverters, regulators and a Liquefied Petroleum Gas (LPG) genset as a backup system.

The analysis of our hybrid system and its optimal sizing will be performed by means of HOMER software which has been developed for designing and analyzing hybrid power systems incorporating various type of energy sources.

Key Words: *Renewable energy, clinic, optimal sizing, Hybrid system, Homer.*

NOMENCLATURE

I_{PH}: Photocurrent	IS: Cell's saturation current
q: Charge of electron. q=1.6*10-19C	k: Boltzmann's constant k=1.38*10-23J/K
T_C: Cell effective temperature (°C)	A: Ideal factor dependent of the PV characteristic, A=1.3 for poly-crystalline solar cell
RSH: shunt resistance (Ω)	R_S: Series resistance
I_{SC}: Short circuit current at STC (A)	VOC: Open circuit Voltage (V)
K_1: Temperature coefficient of short circuit current	T_{ref}: Cell reference temperature
G: Solar irradiation (in Wh/m2)	IRS: Cell Inverse saturation current (A)
E_G: Gap energy (for crystalline silicium = 1.12 eV)	N_P: Number of parallel cells
NS: Number of series cells	η_r: Reference module efficiency

β: Temperature coefficient

$Tcref$: Reference cell temperature (in °C)

G(t): Solar irradiation (in Wh/m2)

S : Area swept by the turbine [m2] blades,

C_p: Rotor power coefficient

R_r: Rotor radius [m]

T_c: Cell effective temperature (in °C)

A: PV generator area (in m2)

ρ : Air density

V_w: Wind speed [m/s]

wr: Rotor angular speed [rad/s]

1. INTRODUCTION

One of the important challenges in Algeria is the provision of electricity for empowering health care services in isolated Saharan locations. Standalone hybrid renewable energy systems can play a strategic role in solving this issue and in providing sustainable development of the region.

In particular, Algeria has the highest solar potential in the world. Algeria has also quite windy. 78% of its surface is characterized by velocities exceeding 3 m/s with about 40% of these speeds are above 5 m/s [1].

Tamanrasset is a large province located at the south of Algeria (22.78 5.51 378m). It is characterized by an average annual global solar irradiation of 6300 Wh/m2 and an average sunshine hours of 9.32 h [2]. The LPG gas is cheap, environmentally friendly, and available in Algeria.

This paper focuses on the technico-economic study of a hybrid energy system constituted of three sources of energy: a photovoltaic generator, a wind turbine generator and an LPG generator, intended to feed a public clinical building such as a clinic to be installed in the region of Tamanrasset.

The analysis of the proposed hybrid system and its optimal sizing will be performed by means of HOMER software, which has been developed for designing and analyzing hybrid power systems, which contain a mix of conventional generators, cogeneration, wind turbines, solar photovoltaics, hydropower, batteries, fuel cells, hydropower, biomass and other inputs [3].

2. LOCATION AND RESSOURCES

The clinic is to be located in Tamanrasset, Algeria (22°47’19” N, 5°31’32” E). Figures 1 and 2 show the monthly average wind speed [4] and solar radiation [5], respectively, for this location.

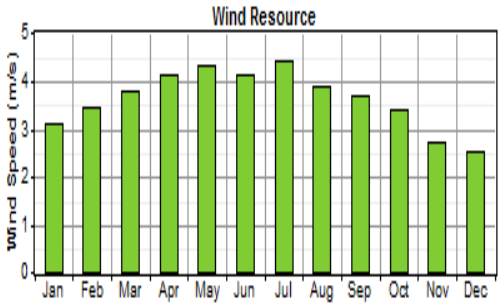


FIGURE 1. Monthly variation of mean wind speed at Tamanrasset

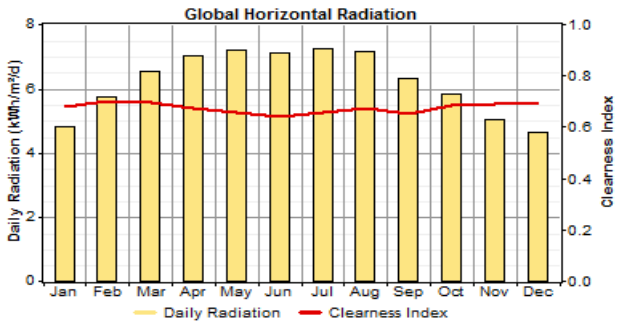


FIGURE 2. Average solar radiation at Tamanrasset

The studied location has a high solar irradiance and a considerable speed wind. The average radiation is 6.3 kW/m2/day, and the average wind speed is estimated at 3.63 m/s. These data are used as inputs for the software.

3. LOAD PROFILE

A typical clinic building consists of: a doctor room, nurses' room, two treatment rooms, an administration room, a small pharmacy, two restrooms and a waiting room. Medical equipment, lighting and other devices used in the clinic are summarized along with the required electric consumption in Table 1.

	Quantity	Power (Watts)	Time of use (h)	Energy required (W/h)
Lamps	13	20	12	3120
Lamps (out)	2	20	2	80
Refrigerator	1	80	14	1120
Freezer	1	80	14	1120
Vaporizer	1	50	3	150
Oxygen concentrator	1	300	2	600
Electric sterilizer	1	1500	3	4500
Water pump	1	100	6	600
TV set	1	150	12	1800
Ceiling fan	7	60	12	3840
Evaporative cooler	3	500	12	18000
Total AC average daily load = 34.93 KWh				

TABLE 1. Illustration of clinic load profile [6,7]

4. SYSTEM COMPONENTS

The proposed hybrid system is composed of the PV array, wind turbine, storage batteries, inverter, charge regulator and an LP gas genset as a backup system. The initial choice of component's size is based on a load profile. The architecture of the proposed hybrid system is shown below in Figure 3.

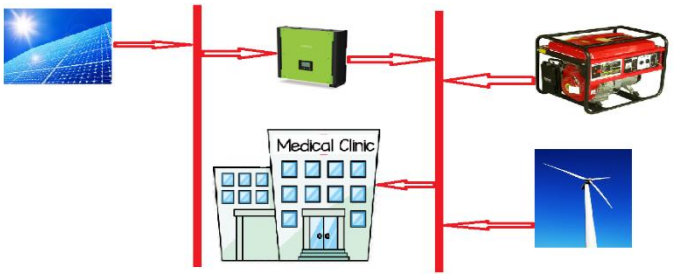


FIGURE 3. Architecture of the proposed system

Table 2 summarizes technical and economical data for different components of the proposed hybrid system as required by HOMER.

Parameters	Values	Parameters	Values
PV Array (CEM235-P 60 / polycrystalline)		Wind turbine (FD4.0-3000)	
Rated capacity	235 w	Rated power	3KW
Capital cost	30000 DA	Hub weight	3.8 m
Replacement cost	30000 DA	Capital cost	552812,86 DA
O & M cost	2332,36 DA	Replacement cost	552812,86 DA
Estimated life cycle	25 years	Estimated life cycle	25 years
GPL genset		O & M cost	4442,58DA
Rated Power	4,5 kW, 8 A	Power converter	
Capital cost	39000 DA	Rated Power	2kW
Replacement cost	39000 DA	Efficiency	90%
O & M cost	300 DA/hr	Capital cost	21000 DA/kW
Fuel cost (GPL)	9 DA/l	Replacement cost	21000 DA/kW
Operational life	15,000hrs	O&M cost	1200 DA/yr
		Operational lifetime	15 year

TABLE 2. Hybrid renewable energy system components details

Mathematical modeling of the different component is given in the following subsection.

4.1. PV ARRAY:

The mathematical model of the PV array is given in [8].
Equation (1) represents the characteristic I(V) of the PV panel

$$I = N_P I_{PH} - N_P I_S \left[exp\left(\frac{q}{K_1 T_C A} * \left(\frac{V}{N_S} + \frac{IR_S}{N_P} \right) \right) - 1 \right] - \frac{1}{R_{SH}} * \left(\frac{N_P V}{N_S} + IR_S \right) \text{..... (1)}$$

The photocurrent is given as:

$$I_{PH} = \left[I_{SC} + K_1 (T_C - T_{ref}) \right] * G \text{ ..... (2)}$$

Equation (3)

$$I_S = I_{RS} \left(\frac{T_C}{T_{ref}} \right)^3 * exp\left[\frac{qE_G}{KA} \left(\frac{1}{T_{ref}} - \frac{1}{T_C} \right) \right] \text{ ..... (3)}$$

The Cell's saturation and Inverse saturation currents are presented in (4) and (5) respectively.

$$I_{RS} = \frac{I_{SC}}{exp\left(\frac{qV_{OC}}{N_S kAT_C} \right) - 1} \text{ ..... (4)}$$

$$T_C = T_{Air} + \frac{NOCT - 20}{800} A \text{ ..... (5)}$$

The energy provided by solar panels is expressed by the following formula [9]:

$$P(t) = \eta_r * \left[1 - \beta * \left(T_c - T_{cref} \right) * A * G(t) \right] \text{ ..... (6)}$$

4.2. WIND TURBINE:

Wind turbine converts kinetic wind energy into mechanical energy and then to electrical energy by means of an electrical generator.

The power produced by a wind turbine mainly depends on the interaction between its rotor and the wind. The available wind Power can be expressed by:

$$P_{wind} = \frac{1}{2} \rho S V_w^3 \text{ ..... (7)}$$

The extractable power can be written as:

$$P_{Rotor} = \frac{1}{2} C_p \rho S V_w^3 \text{ ..... (8)}$$

C_p: Rotor power coefficient, defined as the ratio of extractable power to available power. Betz [10] proved that C_p= 0.5926 under ideal conditions.

The ratio of the blade-tip linear speed to the wind speed, known as teep speed ratio and denoted λ can be expressed as [11]:

$$\lambda = \frac{w_r . R_r}{V_w} \text{ ..... (9)}$$

4.3. LPG GENERATOR:

The choice of the proposed LPG genset is due to the availability of LPG in Algeria, its concurrent price and less ecological impact. The GPL gas current delivered by the generator is given by the formula (10), and the rated power is given by formula (11).

$$I_{DG}(t) = I_{DG_max} * x_{DG}(t) \text{ ..... (10)}$$

$$P_{DG}(t) = \sqrt{3} * I_{DG}(t) * U_{DG_{nom}.AC} * cos\varphi \text{ ..... (11)}$$

4. RESULTS

This paper aims to determine the size of the hybrid system with the imposed following assumptions:

- Renewable energy penetration is at least 90% of the total energy produced.

- The annual loss of load probability value is 5% max.
- There is no loss of load probability.

The proposed system is simulated using Homer software. The provided economic inputs (capital, replacement and O&M costs, fuel cost… etc.), allow the software to evaluate the economics of the project.
The obtained optimal result by simulation is illustrated in Table 3. The proposed configuration requires 15 kW obtained from the PV system, 2 wind generators, 0.1 kW and 3 kW obtained respectively by LPG genset and the inverter.
The economics of the system are competitive, with a cost of 14.74 DA per kWh and an annual cost of fuel of 35576 DA, the total net present cost (NPC) is evaluated at 2200704
Environmentally, the renewable energy fraction of the proposed system is very close to 100%, and the quantities of different pollutant emissions are too low with a maximum of 60.6 kg/ year of the greenhouse effect, Nitrogen oxides emission is about 1.82 kg/year and the other emissions are under 1 kg/year.

Parameters

	Architecture	PV (kW)	Wind generator (N°)	LPG Genset (kW)	Inverter (kW)		
		15	2	0.1	3		
	Costs	Initial cost (DA)	Operating cost (DA/Year)	Total NPC (DA)	COE (DA/kWh)	Annual fuel cost (DA)	
		1545823	51202	2200704	14.74	35576	
	Environmental (kg/year)	Carbon dioxide	Carbon monoxide	Unburned hydrocarbons	Particulate matter	Sulfur dioxide	Nitrogen oxides
		60.6	0.204	0.0226	0.0154	0.16	1.82

TABLE 3. Performance evaluation of the optimal solution

4. CONCLUSIONS

This paper has presented an analysis of the techno-economical feasibility for powering a Saharan health center with renewable energy options combined with LPG. The proposed solution is economic, and environmentally friendly, comprised 15 kW PV array, 2 wind generator units, 0.1 LPG generator and a 3kW inverter.

REFERENCES

[1] F. Chellali et al., A contribution in the actualization of wind map of Algeria, Renewable and Sustainable Energy Reviews, 15, 993–1002, 2011.

[2] M.R. Yaiche et al., Revised solar maps of Algeria based on sunshine duration, Energy Conversion and Management, 82, 114–123, 2014.

[3] www.homerenergy.com

[4] Algerian ONM

[5] http://re.jrc.ec.europa.eu/pvgis/apps4/pvest.php?lang=en&map=africa#, (checked on 14/05/2015)

[6] Suresh Kumar and P.S. Manoharan, Optimization and Cost of Energy of Renewable Energy System in Health Clinic Building for a Coastal Area in Tamil Nadu, India Using Homer, Research Journal of Applied Sciences, Engineering and Technology 8(19): 2048-2056, 2014,

[7] Ali Al-Karaghouli, L.L. Kazmerski, "Optimization and life-cycle cost of health clinic PV system for a rural area in southern Iraq using HOMER software", Solar Energy 84 710–714, 2010

[8] Sebbagh T. Abdelouahed A. "Etude de l'impact des facteurs climatique (Température, ensoleillement) sur la puissance des cellules Photovoltaïques", JSN02, Ecole Normale Supérieure d'Enseignement Technologique de Skikda, December 2014

[9] Acakpovi, A., Hagan, E. B., Michael M. B. Cost Benefit Analysis of Self-Optimized Hybrid SolarWind-Hydro Electrical Energy Supply as compared with HOMER Optimization, International Journal of Computer Applications (IJCA), 114(18), 32-38, 2015.

[10] A. Betz, "Wind Energy and its Exploitation by Windmills," Gottingen: Van-denhoeck und Ruprccht, p. 64, 1926

[11] J. Manwell and J. McGowan, Wind energy explained: theory, design and application. Wiley Chichester, 2003.

ETUDE NUMERIQUE D'UN CONTACT NONLINEAIRE ELASTOPLASTIQUE BIDIMENSIONNEL EN UTILISANT LA METHODE DES ELEMENTS FINIS

I. Samir DANOUNI[1] , Abdellah ABDELLAH EL-HADJ[2], Farouk ZIANE[3]
[1] LMP2M, Université de Médéa,26000. Algérie, danounis@yahoo.fr
[2] LMP2M, Université de Médéa,26000. Algérie, a_a_elhadj@hotmail.com
[3] LMP2M, Université de Médéa,26000. Algérie, zianefarouk@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Ce document discute le développement d'un modèle numérique de simulation d'un contact élastoplastique bidimensionnel non linéaire entre un demi- cylindre en Aluminium 2024-T3 et un substrat en tungstène WC avec un comportement des matériaux multilinéaires isotrope (MISO), en utilisant la méthode des éléments finis avec le code ANSYS (APDL). Au début, pour valider le présent modèle numérique, nous avons utilisé un modèle analytique qui est basé sur la théorie Hertzienne. On a étudié un contact élastique pour des faibles charges (0.3 à 2 KN), pour assurer une déformation purement élastique. Après on a élaboré un modèle de contact élastoplastique. On a vu que la considération élastoplastique est très importante pour les charges et les déformations assez importantes.

Mots clés : *contact, élastique, élasto-plastique, bidimensionnel, non-linéaire.*

NOMENCLATURE

Symboles :

a rayon de contact, m
A coefficient d'élasticité, Pa
b sensibilité de la souche
d diamètre de cylindre, m
E module de Young
F charge appliquée, N
l longueur de contact, m
$p_{C,max}$ pression maximale, Pa
S résistance à la compression Pa

Lettre greques :

σ_0 limite d'élasticité initiale, Pa
ν coefficient de Poisson
ε déformation mécanique, m

1. INTRODUCTION

Le contact entre les pièces est un phénomène important dans les conceptions mécaniques, telles que les contacts électriques, les raccordements, les tubes d'échangeur de chaleur (comme dans les applications nucléaires, les dispositifs de stockage de données), les véhicules, la soudure, la projection thermique, et dans d'autres applications. Le contact à une forte non-linéarité, parce que la rigidité normale et tangentielle aux surfaces de contact change d'une manière significative avec le changement du statut de contact. Zhao J. H et autres (2012) [1], ont constaté que le comportement non-élastique du matériel, le frottement, la rugosité, et la lubrification provoquent la non-linéarité. Plusieurs études analytiques, expérimentales, et numériques ont été réalisées afin de simuler et étudier le contact élasto-plastique lisse, rugueux ou indenté. Pour le contact élastique, Hertz H, (1982)

[2], a développé un modèle analytique considérant deux sphères élastiques, il décrit effectivement la relation de force de contact-déplacement dans le cas d'une petite déformation (contrainte de contact moins de 1%). Après celle, beaucoup de recherches théoriques significatives ont été faites. En outre, des recherches ont été faites par Antaluca E (2005) [3], pour étudier un contact élastoplastique pour des déformations plus importantes.

beaucoup de recherches ont été faites pour l'étude d'un contact entre un hémisphère et une surface plate. Dont pour la plupart des études l'un des objets de contact est considéré rigide. Les modèles de contact peuvent être classés en deux groupes principaux, l'indentation et l'étalement. Pour le premier modèle l'hémisphère est considéré rigide, et la surface plate est considéré déformable, dont Brinell. J (1900) [4], a développé un modèle du contact afin de déterminer la dureté des matériaux, Hardy C et autres (1971) [5], ont étudié des cas plus complexes du contact qui ont pris en considération l'élasticité, plasticité, élastoplasticité, rugosité, écrouissage. Pour le second modèle, la surface plate est considérée rigide, et l'hémisphère est déformable, plusieurs recherches ont été faites pour ce cas, Johnson K (1968) [6] a considéré un substrat plat rigide et un indenter qui se déforme purement plastic. Après Thornton C et autres (1994) [7], ont considèré que l'indenter se déforme d'une manière élastoplastique avec une dureté constante, comme elle a été considéré variable par Jackson R et autres (2005) [8]. Doca T (2014) [9] a utilisé des formules empiriques pour la phase élastoplastique pour déterminer la relation déformation-contrainte. Brake M (2012) [10], a développé un modèle d'un contact considérant que les deux corps de contact sont déformables.

Le but de cette étude est de modéliser un contact entre deux corps déformables (demi-cylindre et plat), et qui ont un comportement élastoplastique multilinéaires isotrope (MISO). Ce modèle est résolu par la méthode des éléments finis utilisant ANSYS (APDL). Le modèle numérique (FEM) est validé en comparant ses résultats avec ceux du modèle analytique hertzien pour le cas élastique. En conclusion, des résultats du contact élastoplastique ont été analysés.

2. MODELE MATHEMATIQUE ANALYTIQUE

Nous considérons un contact entre un demi-cylindre en aluminium et un substrat plat en tungstène. Un modèle analytique basé sur la théorie hertzienne a été utilisé pour valider le modèle numérique. Selon la théorie de l'élasticité, la largeur de contact (a) et les valeurs maximales de pression ($p_{C,max}$) sont indiquées par :

$$a = \sqrt{\frac{2Fd}{\pi l E^*}} \tag{1}$$

Et $$p_{C,\max} = \frac{2F}{\pi a l} \tag{2}$$

Où F est la charge appliquée, l est la longueur de cylindre, d est le diamètre de cylindre, a est le rayon de contact, et $p_{C,max}$ est la pression maximum. E^* est le module élastique équivalent, défini par :

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \tag{3}$$

Où ν est le coefficient de Poisson du matériel.

Pour le cas d'une déformation non linéaire et non-élastique (élasto-plastique), on a adopté le modèle de Von Mises [4.5]. Ce modèle, suppose que la déformation plastique se produite quand la contrainte équivalente atteinte la valeur critique.

$$\phi = \sigma_{eq} - \sigma_y = \sqrt{\frac{3}{2}[S:S]} - \sigma_y \tag{4}$$

La contrainte uni-axiale des matériaux est décrite par l'équation de Ludwik-Hollomon,

$$\sigma_y = \sigma_0 + A\varepsilon^b \tag{5}$$

Où σ_0 représente la limite d'élasticité initiale, A, le coefficient de force, et b la sensibilité de contrainte.

Nous avons illustré les propriétés des matériaux (figure 1), dont nous avons basé sur l'équation (5)

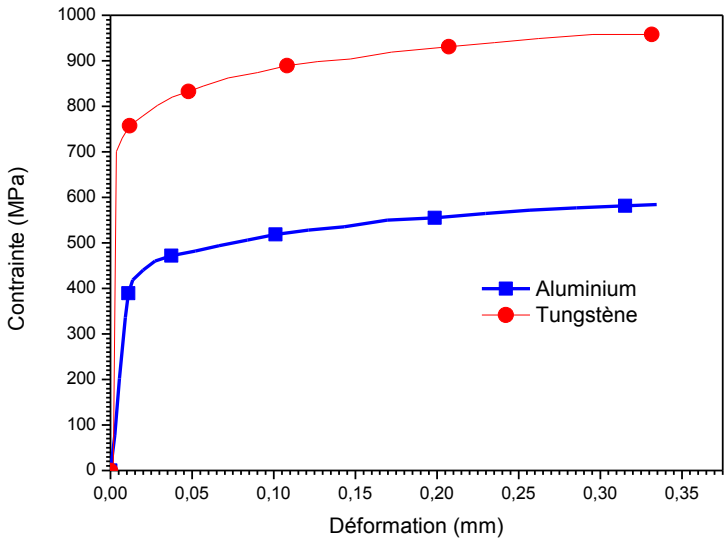


FIGURE 1. Les courbes des caractéristiques multilinéaires isotropiques (MISO) des matériaux

3. MODELISATION NUMERIQUE

Dans cette étude, on a utilisé une méthode des éléments finis pour résoudre un problème de contact non linéaire pour un cas élastique et un autre élastoplastique. Les calculs des éléments finis ont été exécutés en utilisant le code de calcul ANSYS (APDL). Au début, et dans le but de validation du présent programme, on a étudié un contact élastique pour des faibles charges (0.3 à 3 KN), pour que la déformation soit purement élastique. Après on a élaboré un modèle de contact élastoplastique, dont les valeurs des forces appliquées sont plus élevées.

La figure 2, illustre le maillage du domaine physique. Le maillage utilisée dans cette étude est un maillage structuré, et contient 70713 nœuds et 70280 éléments. F est la force appliquée en dessus du demi-cylindre. Le bas de la structure est fixé dans les toutes les directions.

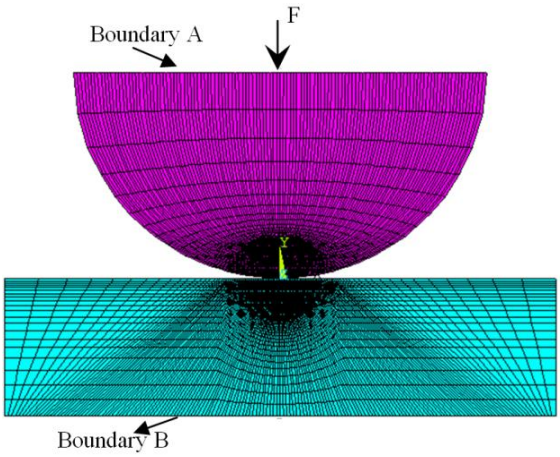


FIGURE 2.Le maillage du domaine physique

4. RESULTATS ET DISCUSSIONS

La première partie de l'étude est consacrée pour la validation du modèle numérique, commençant par un modèle d'un contact élastique entre un demi-cylindre en Aluminium 2024-T3 et un substrat en tungstène WC, en comparant ses résultats avec ceux d'un modèle analytique d'Hertz, et cela pour des faibles forces du chargement, après on a représenté les résultats d'un modèle numérique pour un contact élastoplastique non linéaire. Dans la première partie la force appliquée *F* est choisie dans une gamme pour assurer un comportement purement élastique.

4.1. Domaine élastique : Les variations de la pression maximale et de la largeur du contact en fonction de la force appliquée sont illustrées dans la figure.3. Les valeurs de la pression maximale du contact obtenues par ce modèle sont adéquates à ceux obtenues par le modèle analytique Hertzien. Comme on a remarqué une petite différence entre les valeurs de la largeur du contact entre les deux modèles.

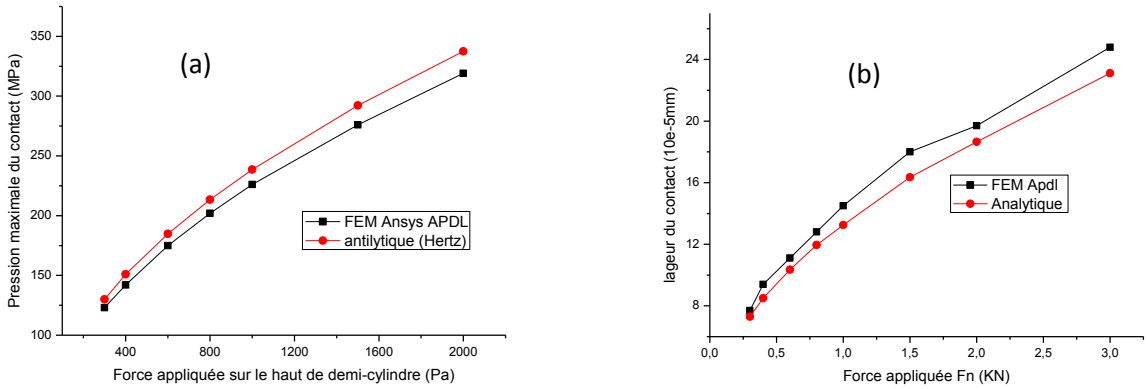


FIGURE 3. Pression maximale (a) et la largeur du contact (b) analytique et numérique en fonction de la force du chargement, pour un contact élastique.

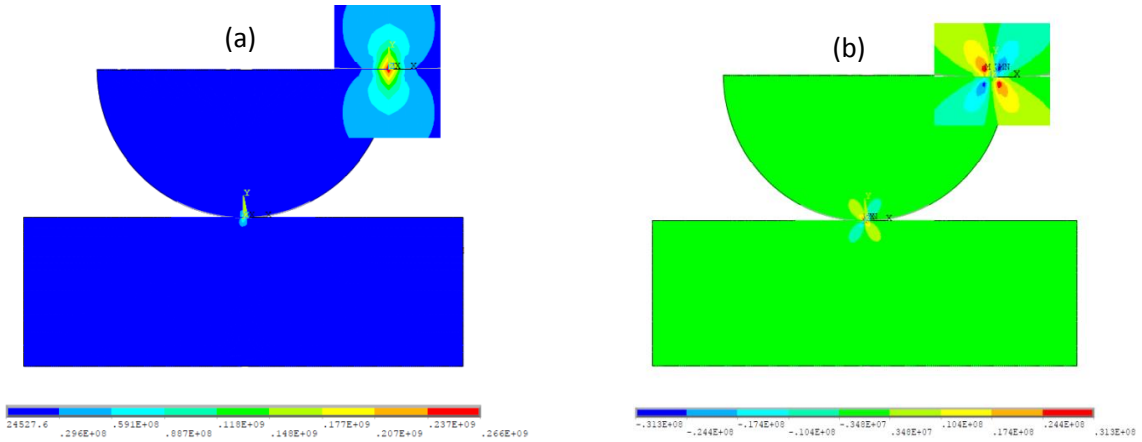


FIGURE 4. Un contact élastique Al-tungstène avec l'agrandissement de la zone de contact (*F=1KN*), a) contraintes de Von-Mises b) contraintes de cisaillement.

La figure 4, représente les contraintes de Von Mises et de cisaillement pour un contact élastique pour une faible charge, dont on a observé que les valeurs maximales sont petites et elles sont condensées autours de la zone du contact.

4.2. Régime plastique : On peut considérer l'aluminium comme un métal malléable, donc pour des forces appliquées assez élevées, on va obtenir une déformation principalement plastique, alors le modèle d'Hertz n est plus utilisé pour ce cas.

La figure 5, Représente les contraintes de Von Mises et de cisaillement pour un contact élastoplastique Al-tungstène (*F=80KN*), on a constaté que les valeurs maximale des contraintes de Von Mises et de cisaillement sont maximale dans la zone de contact et atteint 593 MPa et 206 MPa respectivement. Ses valeurs se diminuant on éloignant de la zone du contact.

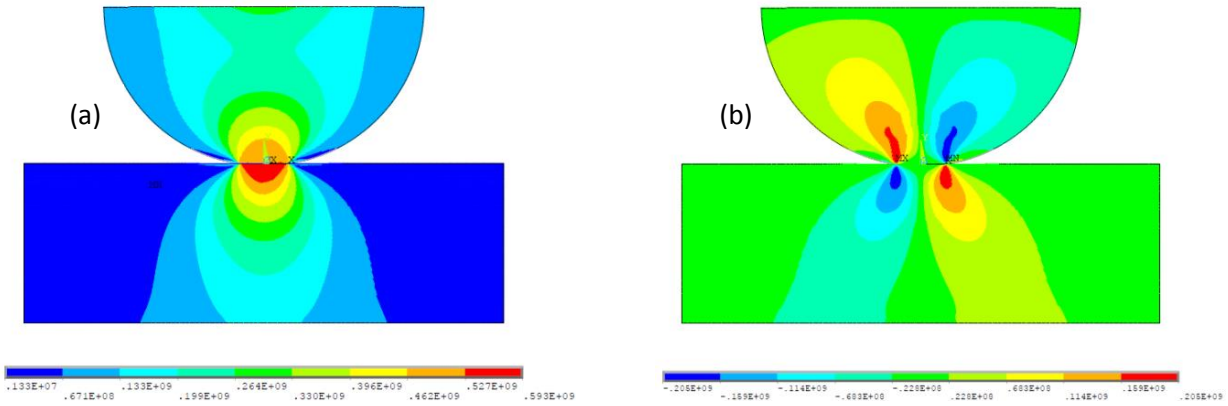


FIGURE 5. Un contact élastoplastique Al-tungstène (*F=80KN*)

a) contraintes de Von-Mises, b) contraintes de cisaillement.

5. CONCLUSIONS

Dans ce travail, un modèle numérique a été développé afin de comprendre le comportement élasto-plastique multilinéaire isotrope (MISO) d'un contact non-linéaire bidimensionnel. Le modèle analytique Hertzienne a été utilisé pour valider le modèle numérique qui est basé sur la méthode des éléments finis résolus par le programme Ansys (APDL) en utilisant l'élément (plane 182). Nous avons constaté que la considération élastoplastique des comportements pour les matériaux est très importante dans le cas des grandes forces de chargement et pour les déformations importantes.

REFERENCES

[1] N. Massarotti, F. Arpino, R.W. Lewis, and P. Nithiarasu, Fully explicit and semi-implicit CBS procedures for incompressible flows, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 66, 1618-40, 2006.

[2] O.C. Zienkiewicz and R.C. Taylor, *The Finite Element Method*, 4th Edition, Vol. I, McGraw Hill, 1989, Vol. II, 1991.

[1] N. Massarotti, F. Arpino, R.W. Lewis, and P. Nithiarasu, Fully explicit and semi-implicit CBS procedures for incompressible flows, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 66, 1618-40, 2006.

[2] O.C. Zienkiewicz and R.C. Taylor, *The Finite Element Method*, 4th Edition, Vol. I, McGraw Hill, 1989, Vol. II, 1991.

[1] N. Massarotti, F. Arpino, R.W. Lewis, and P. Nithiarasu, Fully explicit and semi-implicit CBS procedures for incompressible flows, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 66, 1618-40, 2006.

[2] O.C. Zienkiewicz and R.C. Taylor, *The Finite Element Method*, 4th Edition, Vol. I, McGraw Hill, 1989, Vol. II, 1991.

[1] N. Massarotti, F. Arpino, R.W. Lewis, and P. Nithiarasu, Fully explicit and semi-implicit CBS procedures

[1] J. H. Zhao, S. Nagao, Z. L. Zhang, Loading and unloading of a spherical contact: from elastic to elastic-perfectly plastic materials, *Int J Mech Sci*, 56, (2012) 70-76.

[2] Hertz H., Ueber die Beruhrung fester etastischerkorper; J. ReineAngew Math. 1981: 92-156.

[3] E. Antaluca Contribution à l'étude des Contacts élato-plastiques-effet d'un chargement normal et tangential, Ph.D. thesis, INSA Lyon, France (2005).

[4] Brinell J. Way of determining the hardness of bodies and some applications of the same. Teknisk Tidskrift 1900;5:69.

[5] Hardy C, Baronet C, Tordion G. The elasto-plastic indentation of a half-space by a rigid sphere. Int J Numer Methods Eng 1971; 3 (4):451e62.

[6] Johnson K. Experimental determination of the contact stresses between plastically deformed cylinders and spheres. In: Engineering plasticity. Cambridge: Cambridge University Press; 1968. p. 341e61.

[7] Thornton C, Ning Z. Oblique impact of elasto-plastic spheres. In: Proc. 1st int. particle technology forum, vol. 2; 1994. p. 14e9.

[8] Jackson R, Green I. A finite element study of elasto-plastic hemispherical contact against a rigid flat. J Tribol 2005;127 (2):343e54.

[9] T. Doca, F.M. Andrade Pires Analysis of a cylinder-to-flat contact problem at finite elasto-plastic strains Original Research Article *Tribology* International, Volume 79, November 2014, Pages 92-98.

[10] Brake M. An analytical elastic-perfectly plastic contact model. Int J Solids Struct 2012;49:3129e41.

SIMULATION NUMERIQUE DE L'ECOULEMENT D'UN FLUIDE INCOMPRESSIBLE SE PRODUISANT AUTOUR D'UN CYLINDRE.

MEKHBI oussila[1] D. OMEIRI[2]

[1] Département de technologie faculté de technologie universités du 20 Août 1955 Skikda Algérie, 19 mars beni Bachir Skikda, Wmekhbi@yahoo.com
[2]Laboratoire de recherche LRPCSI, universités du 20 Août 1955 Skikda Algérie

RÉSUMÉ

Le présent travail porte, sur la simulation numérique de l'écoulement bidimensionnel d'un fluide incompressible se produisant autour d'un cylindre placé perpendiculairement à l'écoulement sans transfert de chaleur. Le code de calcul Fluent a été utilisé pour la résolution des équations de conservations régissant l'écoulement considéré. Pour le traitement du couplage vitesse-pression l'algorithme Simple a été utilisé. Les champs de vitesses, ont été représentés. Le phénomène de lâchée de Von Kàrmàn a été mis en évidence.

Mots Clés: Ecoulement bidimensionnel, Cylindre perpendiculaire à l'écoulement, Flent

NOMENCLATURE

Symboles :

D daimetre m

U_∞ vitesse longitudinale $\mathrm{m}\,.\,\mathrm{s}^{-1}$

U, Composantes de la vitesse $\mathrm{m}\,.\,\mathrm{s}^{-1}$

P Pression, Nm^{-2}

t Temps s

x Coordonnée cartésienne m

Lettres grecques :

ρ masse volumique, kgm^{-3}

λ conductivité thermique, $W{\cdot}m^{-1}{\cdot}K^{-1}$

Nombres adimensionnels

Re Nombre de Reynolds

1. INTRODUCTION

Les écoulements autour des objets sont à l'origine de phénomènes dynamiques dont la maitrise de l'énergie est indispensable pour résoudre un bon nombre de problèmes pratiques posés lors de la conception et de l'exploitation d'installation industrielle. Les résultats de ces études ont permis d'importantes améliorations de système industriel, notamment dans, les raffineries, les unités chimiques et pétrochimiques, etc. L'écoulement autour d'un cylindre dépend en grande partie du type de l'écoulement qui détermine le nombre de Reynolds,.. Le sillage derrière un cylindre a fait l'objet de plusieurs études, expérimentales et numériques, fournissant une large gamme de résultats pour différents nombres de Reynolds et permettant de mettre en évidence les différents régimes de l'écoulement en fonction du nombre de Reynolds.Le choix de l'étude d'un cylindre découle de sa géométrie simple permettant d'avoir des facilités expérimentales et numériques.

2. MODELE MATHEMATIQUE

La figure ci –dessous représente la géométrie et le domaine de calcul de l'écoulement bidimensionnel se produisant autour d'un cylindre placé perpendiculairement à l'écoulement sans transfert de chaleur. Le cylindre considéré a un diamètre D = 6 mm et une longueur πD.

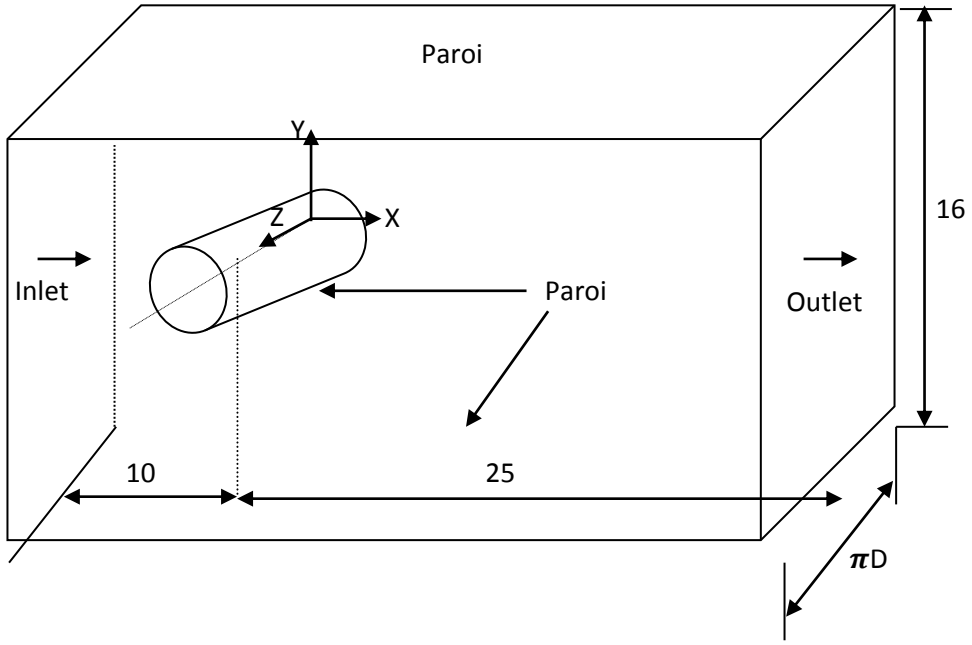


FIGURE 1. Configuration étudiée et les conditions aux limites

Pour les simulations numériques effectuées dans cette étude, les conditions aux limites suivantes ont été adoptées. À l'entrée, la vitesse longitudinale $U_\infty = 0.365\ \mathrm{m}\ .\ \mathrm{s}^{-1}$Correspondant à un nombre de Reynolds $Re = 150$ a la sortie une pression a été choisie égale à la pression atmosphérique $P = 101325\ Pa$. Les côtés et les surfaces sont des parois solides. Le fluide utilisé est l'air avec les propriétés suivantes .Masse volumique $1.225\ kg/m^3$ Chaleur spécifique $1006.43\ J/(kg \cdot K)$ Viscosité 1 .7894 : $1.7894 \times 10^{-5}\ kg/(m.s)$.Le maillage utilisé dans cette étude est un maillage structuré obtenu à l'aide du préprocesseur Gambit. Les figures montrent, respectivement, le maillage du domaine de calcul et le raffinement de celui-ci autour du cylindre.

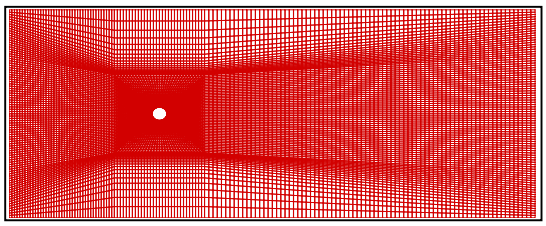


FIGURE 2. domine de calcul

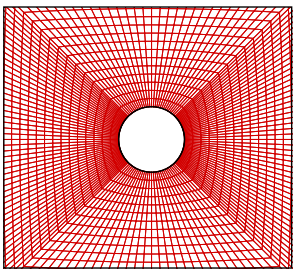


FIGURE 3. maillage autour d'un cylindre

Les équations de conservation (continuité, mouvement)

Équation de continuité

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho U_i) = 0 \qquad (1)$$

Équations de quantité de mouvement (de Navier Stokes)

$$\frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{x_j}\left(\nu \frac{\partial U_i}{\partial x_j}\right) \qquad (2)$$

$\frac{\partial U_i}{\partial t} + U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j}$ Représente la force d'inertie

$-\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{x_j}\left(\nu \frac{\partial U_i}{\partial x_j}\right)$ Représente la force appliquée

. $\frac{\partial U_i}{\partial t}$ Représente le terme instationnaire

$U_j \frac{\partial U_i}{\partial x_j}$ Représente le terme convectif.

$-\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial x_i}$ Représente le terme de pression

$\frac{\partial}{x_j}\left(\nu \frac{\partial U_i}{\partial x_j}\right)$ Représente le terme instationnaire

3. RESULTATS

Nous allons représenter les champs de vitesses, de la vorticité. Les résultats numériques obtenus à partir des différentes simulations sont traités à l'aide du logiciel « Tecplot » Sur les figures (4.5.6) nous avons représenté les champs de vitesse aux instants (t = 0.6s, t = 0.75s et t = 1s). Ces figures montrent le décollement du fluide à la paroi et mettent en évidence une zone de recirculation dans le sillage. On constate que le sillage devient dissymétrique et commence à osciller. Cette dissymétrie est due à l'augmentation de l'amplitude des fluctuations de vitesse dans le sillage. Des instabilités se développent dans la zone de recirculation et s'amplifient avec l'augmentation du nombre de Reynolds. On assiste alors à l'apparition de paire de tourbillons alternés de signes opposés qui se détachent derrière le cylindre. L'oscillation dans le sillage est purement périodique dans ce régime. On observe que l'écoulement se divise au point d'arrêt du cylindre et une couche limite se forme le long de la surface. On note une accélération de la vitesse du fluide lorsqu'il passe sur la surface du cylindre. Nous pouvons constater aussi que le fluide se détache de l'obstacle en fonction du nombre de Reynolds.

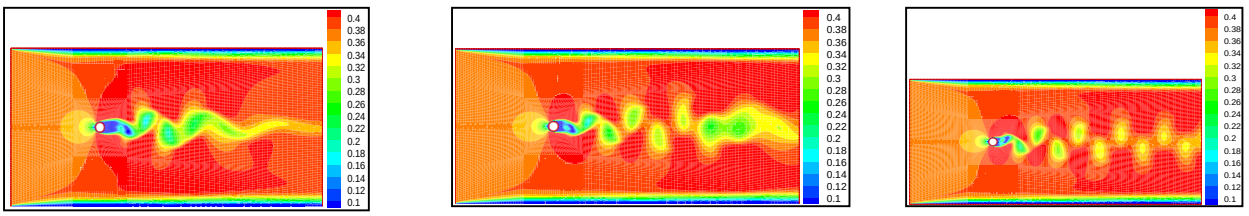


FIGURE 5 Champ de vitesse à t =0.6s

FIGURE 5 Champ de vitesse à t =0.75s

FIGURE 5 Champ de vitesse à t =1s

Les figures (7.8.9.10.11) montrent l'évolution de la vorticité de l'écoulement au cours du temps(t = 0.12s -t =0.96s). Al' instant (t = 0.12s) on constate un écoulement symétrique qui montre la présence de deux tourbillons fixes contrarotatifs et symétriques dans le sillage derrière l'obstacle. Par la suite on note ce changement au fil du temps. Où on constate un changement net de vortex qui se développe en visualisant l'allée tourbillonnaire de Von Kàrmàn avec un allongement de la zone de sillage. On constate ainsi à l'apparition de deux tourbillons alternés de signes opposés qui se détachent derrière le cylindre. Les instabilités de l'écoulement augmentent et l'écoulement prend une forme oscillatoire quand le pas du temps augmente. Ainsi, la fluctuation dans le sillage est purement périodique montrant une augmentation de l'amplitude et une fréquence variable. On constaté aussi, qu'il y a des gros tourbillons qui se développent et ils sont éjectés en alternance parfois vers la paroi supérieure et par fois vers la paroi inférieure. On peut dire qu'il ya un roulement des tourbillons dans la zone de sillage et non pas glissement.

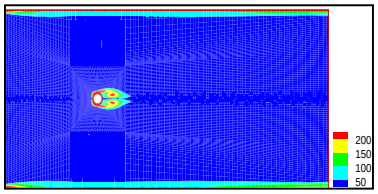


FIGURE 7 Champ de vitesse à t =0.12 s

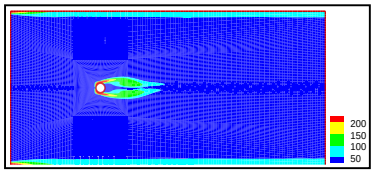


FIGURE 7 Champ de vitesse à t =0.36s

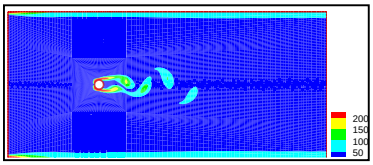


FIGURE9 Champ de vitesse t=0.6s.

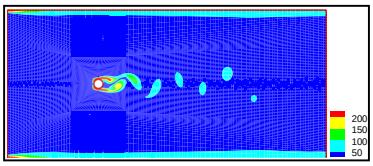


FIGURE 7 Champ de vitesse à t =0.72 s

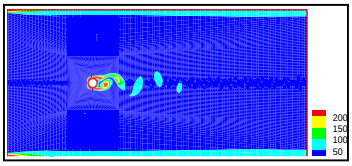


FIGURE 7 Champ de vitesse à t =0.96 s

4. CONCLUSIONS

Dans le présent travail une étude numérique de l'écoulement d'un fluide incompressible produisant autour d'un cylindre a été effectuée. Les équations de conservations du cas étudié sont résolues numériquement à l'aide du code fluent. Cette étude numérique nous a permis, de déterminer les champs de vitesse.Nous avons pu également mettre en évidence le phénomène des lâchées de Von Karman. Plusieurs simulations pour différents régime d'écoulements. Pour tester le code de calcul nous avons d'abord effectué une simulation de l'écoulement laminaire (Re = 40) en régime stationnaire . A partir des champs de vitesse et de vorticité, nous avons pu ainsi vérifier les résultats bien connus par la présence de deux tourbillons contrarotatifs à l'aval des cylindres.

.REFERENCES

[1] K. Sreenivasan et A. Ramachandran**,** Effect of Vibration on heat transfer from a horizontal cylinder to a normal air stream , .International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 3, pp.60-67. 1961.

[2] H .M.Blackburn et S.Schmidt,Large Eddy Simulation of Flow Past a Circular Cylinder, 14th Australasian Fluid Mechanics Conference Adelaide University, Adelaide, Australia 10-14 December 2001.

[3] M.Tuta et A.E.Holdo Computational modeling of flow around a circular cylinder in sub-critical flow regime with various turbulence models", International Journal for Numerical Methods, 35: 763–784, 2001.

[4] N. Zhang, Z. C. Zheng,S. Eckels Study of heat-transfer on the surface of a circular cylinder in flow using an immersed-boundary method, International Journal of Heat and Fluid Flow ,29 ,1558–1566,2008.

[5] Sandip Sarkar, Amaresh Dalal, G. Biswas**,** Unsteady wake dynamics and heat transfer in forced and mixed convection past a circular cylinder in cross flow for high Prandtl numbers, International Journal of Heat and Mass Transfer ,54 ,3536–3551,2011.

[6] Ph. Marty**,** Mécanique des fluides, IUP Génie des Systèmes industriels de Grenoble, 2001.

[7] Patankar. V**,** Numerical Heat Transfer and
Fluid Flow,Mac Graw-Hall,New York, 1980 .

[8] Vijaya K. Patnana, Ram P. Bharti, Raj P. Chhabra , Two-dimensional unsteady forced convection heat transfer in power-law from a cylinder ,International Journal of Heat and Mass Transfer ,53, 4152–4167,2010.

[9] Fluent 6.1 documentation. User's Guide. Fluent. Inc.2003.

SIMULATION DE L'EFFICACITÉ OPTIQUE ET GEOMÉTRIQUE D'UN CONCENTRATEUR SOLAIRE CYLINDRO-PARABOLIQUE

T. REDDAH[1], H. BENMOUSSA[2], T.E. BOUKELIA[3], M. AISSANI[4]

[1,4]Research Center in Industriel Technologies CRTI, p.o.box 64, Chéraga 16014 Algiers, Algeria, t.reddah@csc.dz, m.aissani@csc.dz
[2]LESEI, Université de Batna, avenue Chahid Boukhlouf, 05000 Batna, Algérie, hocine_b@hotmail.com
[3] Departement de Génie Mécanique, Université des Frères Mentouri, Bp 325, Route de Ain El Bey, 25000 Constantine, Algérie, taqy25000@hotmail.com

RÉSUMÉ

L'utilisation des énergies solaires n'est pas liée uniquement à ses avantages économiques mais surtout à la protection de l'environnement ou il faut trouver des solutions aux problèmes de pollution (énergie propre). Dans la nature, il ya beaucoup de sources d'énergies renouvelables, l'énergie solaire est la plus importante. Le présent travail propose une étude numérique des performances optiques et géométriques d'un concentrateur cylindro-parabolique à eau, nous avans simulé la distribution du flux solaire autour du tube absorbeur à l'aide d'un logiciel SOLRACE en utilisant la méthode de Monté Carlo. La détermination des différents facteurs notament le modificateur de l'angle d'incidence, le facteur d'ombre et les perte d'éxtrimités permet d'avoir les performances optiques du concentrateur.

Mots Clés: *Concentrateur cylindro-parabolique, Facteur optiques et géométriques, Simulation.*

NOMENCLATURE

Symboles :

Am	Surface du collecteur, m²
D	Diamètre, m
f	Distance focale du concentrateur, m
F_{ombre}	Facteur d'ombre
IAM	Modificateur de l'angle d'incidence
L	Largeur d'ouverture, m
L_{esp}	Espace entre les collecteurs solaires, m
L_{sca}	Longueur du concentrateur, m
$P_{extrimité}$	Perte d'extrémité du concentrateur

Lettres grecques :

η_{opt}	Rendement optique du Concentrateur
θ_i	Angle d'incidence, degré
θ_z	Angle de zénith, degré

1. INTRODUCTION

L'Algérie bénéficie d'une puissance de rayonnement solaire parmi les plus élevées en méditerranée. Selon les données d'ensoleillement, l'énergie moyenne reçue sur une surface horizontale est de l'ordre de 1700 kWh/m² annuellement sur les régions côtières, 1900 kWh/m²/an sur les Hauts Plateaux et 2650 kWh/m²/an au Sahara [1]. Le concentrateur cylindro-paraboliques est actuellement le plus répandu, ses applications sont multiples par exemple la réfrigération solaire, la distillation solaire et l'électricité solaire, dans le sud de l'Algérie (Hassi R'Mel) une centrale électrique hybride (gaz /solaire) est installée avec une surface de 180 000 m des réflecteurs paraboliques et d'une puissance électrique de 25 MW [2].

Le concentrateur cylindro-parabolique utilise un réflecteur cylindrique en forme de parabole qui concentre la lumiére sur un tube récepteur situé sur le long de la ligne focale du réflecteur. Les températures peuvent atteindre aisément les 500 °C et peuvent produire de la vapeur afin de fournir de l'électricité [3].

2. FACTEUR OPTIQUES ET GEOMÉTRIQUES

2.1 Modificateur de l'angle d'incidence

En plus des pertes dues à l'angle d'incidence, Il existe d'autres pertes sur des collecteurs qui peuvent être corrélées à l'angle d'incidence. Ces pertes sont dues à la réflexion et l'absorption additionnelles de l'enveloppe de verre lorsque l'angle d'incidence augmente [4]. Le modificateur de l'angle d'incidence (*IAM*) corrige ces pertes additionnelles de réflexion et d'absorption. Ce paramètre est présenté comme une corrélation empirique à des données expérimentales menées à Sandia National Laboratories (États-Unis) sur un concentrateur solaire thermique de type LS-2, et est donné comme suit [5]:

$$k = \cos\theta_i + 0,000884\theta_i - 0,0000536 9\theta_i^2 \qquad (1)$$

Il est souhaitable de distinguer entre les pertes du rayonnement disponibles en raison de l'angle d'incidence lui-même et les relations empiriques de réflexion/absorption corrélées à l'angle d'incidence [6]. A cet effet, le modificateur de l'angle d'incidence dans ce travail est le même que celui défini par Dudley et al [5], divisé par le cosinus de l'angle d'incidence:

$$IAM = \frac{k}{\cos\theta_i} \qquad (2)$$

Par conséquent, l'équation du modificateur de l'angle d'incidence *IAM* devient:

$$IAM = 1 + 0,000884\frac{\theta_i}{\cos\theta_i} - 0,00005369\frac{\theta_i^2}{\cos\theta_i} \qquad (3)$$

2.2 Facteur d'ombre et perte d'extrémité

Le positionnement et la géométrie des collecteurs et des tubes peuvent introduire d'autres pertes, à cause de l'ombrage des rangées parallèles dans les matinées et les soirées ainsi que les pertes d'extrémité du récepteur. La discussion suivante sur les pertes due à l'ombrage est basée sur le modèle développé par Stuetzle [7]. Lorsque les concentrateurs sont disposés en rangées parallèles, avec environ l_{esp} =15 m de l'espacement entre chaque rangée (pour l'analyse dans ce chapitre de notre étude). Il présente le rapport de la largeur du miroir effective (la largeur de l'ouverture qui n'est pas ombrée), à la largeur actuelle du miroir, et est formulé par [7]:

$$F_{ombre} = \frac{L_{eff}}{L} = \frac{L_{esp}}{L} \times \cos\frac{\theta_z}{\theta_i} \qquad (4)$$

Les pertes d'extrémités se produisent au niveau des extrémités du récepteur, où pour un angle d'incidence non nul, certaine longueur du tube absorbeur n'est pas illuminée par le rayonnement solaire réfléchi par le miroir. La perte d'extrémité est fonction de la distance focale du collecteur,de la longueur du collecteur et de l'angle d'incidence, et est donnée par [8]:

$$P_{extrémité} = 1 - f\frac{Tan\theta_i}{L_{SCA}} \qquad (5)$$

2.3 Modélisation du concentrateur cylindro-parabolique

La définition du modèle du concentrateur cylindro-parabolique de type Solargenix LS-2 avec SOLRACE se décompose en quatre étapes: définition des paramètres pour le soleil, définition des éléments

optiques du modèle, définition des paramètres de l'algorithme de « lancer des rayons », et définition des paramètres d'affichage des résultats.Le soleil est défini par les coordonnées du vecteur solaire dans le repère global et par un écart type définissant la distribution de sa luminance, Trois options sont disponibles à cet effet: Gaussian, PillBox, et la dernière approche est définie par l'utilisateur.Dans ce travail, nous avons choisi l'approche PillBox avec une distribution plate, qui est suffisante pour une large classe de problèmes, avec un demi-angle de 4,6 mrads (figure1).

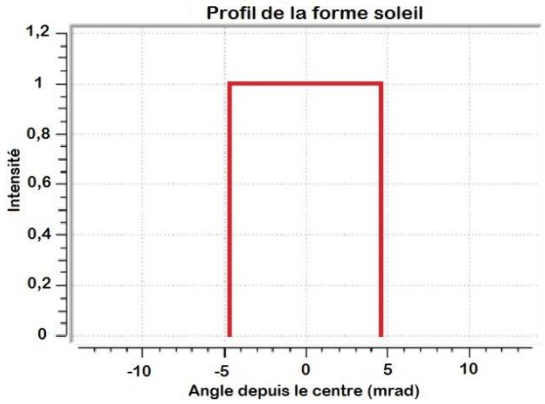


Figure 1 Approche de PillBox.

Dans la deuxième étape avec un premier temps, le nombre d'étages est défini, étape cruciale, étant donné le fonctionnement de l'algorithme du logiciel SOLTRACE les rayons se « déplacent » d'un étage vers l'autre. Deux étages sont définis dans le cas de notre travail: le premier contient les éléments constitutifs du réflecteur (le miroir que l'on souhaite modéliser), le second contient le tube récepteur. Nous supposons que les propriétés optiques de notre système tels que: les coefficients de réflexion, absorptivité,…etc. sont uniformes sur l'intégralité de la surface réfléchissante. On considère que la poursuite solaire est très précise, dont l'ouverture du concentrateur est constamment perpendiculaire aux rayons provenant du disque solaire. Les paramètres du concentrateur utilisé sont indiqués au tableau 1.

paramètres	Tube récepteur Schort PTR 2008	Collecteur Solargenix LS-2
Largeur d'ouverture (m)	--	5
Longueur d'assemblage de collecteur (m)	--	100
Distance focale (m)	--	1,8
Nombre de modules par assemblage	--	12
Diamètre intérieur du tube (m)	0,066	--
Diamètre extérieur du tube (m)	0,070	--
Diamètre intérieur de l'enveloppe de verre (m)	0,115	--
Diamètre extérieur de l'enveloppe de verre (m)	0,120	--

Tableau 1. paramètres du concentrateur utilisé dans notre étude [5, 9].

Lorsque l'utilisateur indique un certain nombre de rayons qui doivent être tracés, afin de mener les calculs optiques, de différentes simulations ont été réalisées en faisant varier ce paramètre. Pour cette étude, les simulations ont été réalisées avec 25.10^5 rayons issus du disque solaire lancés en direction du concentrateur avec un flux solaire direct normal égal à 1000 W/m².

2.4 Validation du modèle

Après cela, le rendement optique de 75,2% avec une densité de flux de chaleur moyenne calculée du capteur de 15977,3 W/m^{2}peut être obtenu par l'équation classique:

$$\eta_{opt} = \frac{q_u \pi D_3 L}{I_B A_m} \qquad (6)$$

La référence [2] montre que les résultats expérimentaux de l'efficacité optique sont d'environ 73,7%.Par conséquent, il y a un bon accord de 2,03 % entre la simulation et les résultats expérimentaux.

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

Juin Décembre

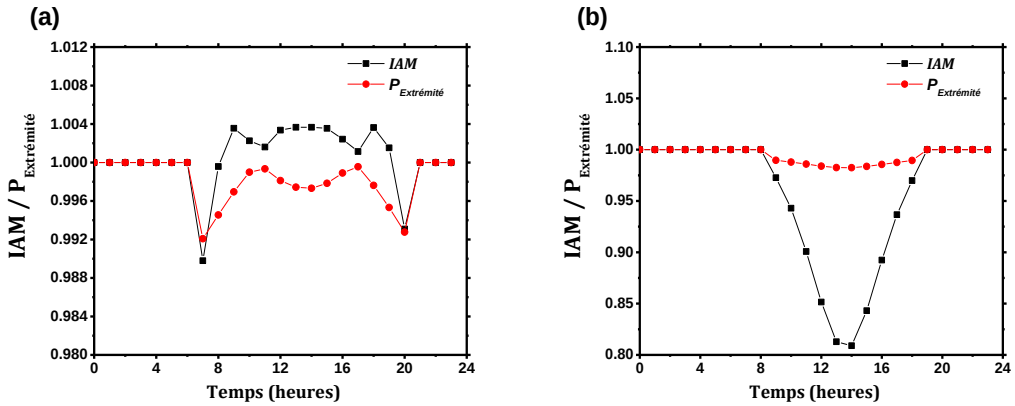


Figure 2. Variation horaire moyenne de IAM et de $P_{Extrémité}$ en (a) Juin et (b) Décembre du concentrateur solaire.

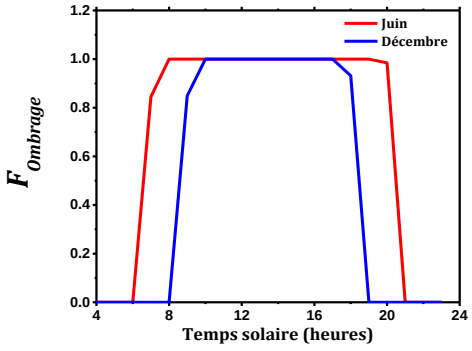


Figure 3. Facteur d'ombre en fonction du temps de la journée (pour Juin et Décembre).

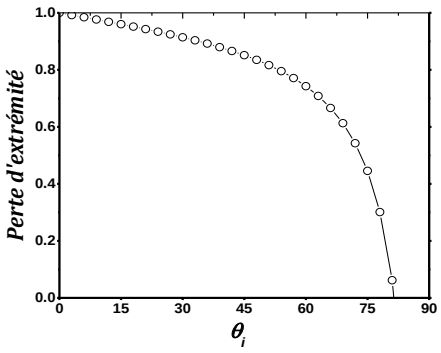


Figure 4. Perte d'extrémité par rapport à θ_i.

Les données horaires du rayonnement solaire, ainsi que la température ambiante et la vitesse du vent sont des paramètres clés pour simuler les performances du concentrateur solaire. A cet effet, les données de Béchar (Algérie) avec une série de données d'intervalle d'une heure ont été choisies. Les variations horaires moyennes du modificateur de l'angle d'incidence et de la perte d'extrémité du concentrateur solaire avec un réflecteur de type Solargenix LS-2 et un tube récepteur de type Schott PTR 2008, sont présentées dans les figures 2.a (juin) et 2.b (décembre). Bien que la variation du facteur d'ombre est présentée dans la figure 3.

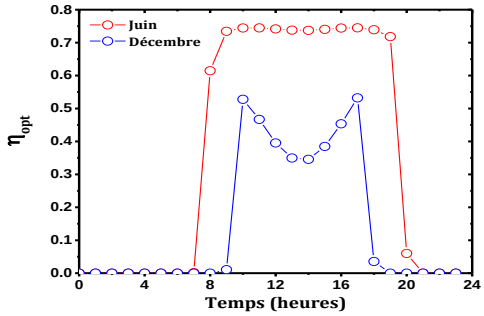


Figure 5. Variation des performances optiques horaires moyennes en juin et décembre du concentrateur

La variation des performances optiques du concentrateur solaire de même type est présentée dans la figure 5. Un point très important est la différence dans les efficacités optiques (*IAM*, $P_{Extrémité}$, η_{opt}) entre juin et décembre, il est principalement dû à la différence dans la hauteur angulaire dusoleil (altitude solaire) et l'angle de zénith qui prennent des valeurs élevées en été, et faibles en hiver, comme l'augmentation dans ces deux angles, entraîne une augmentation des efficacités optiques.

La figure 6 montre la distribution du flux solaire le long de la paroi extérieure du tube absorbeur la courbe peut être divisée en quatre parties détaillées comme suit: Dans la première partie, le flux de chaleur solaire est très faible, puisque le tube absorbeur ne reçoit que le rayonnement direct. Dans la deuxième partie, le flux solaire augmente rapidement et atteint un pic d'environ 48765 W/m^2. Au troisième partie, le flux de chaleur solaire est rapidement réduit ainsi les rayons réfléchis sont réduits. La dernière partie est caractérisée par un faible nombre de rayons réfléchis atteignant la périphérie du tube récepteure.

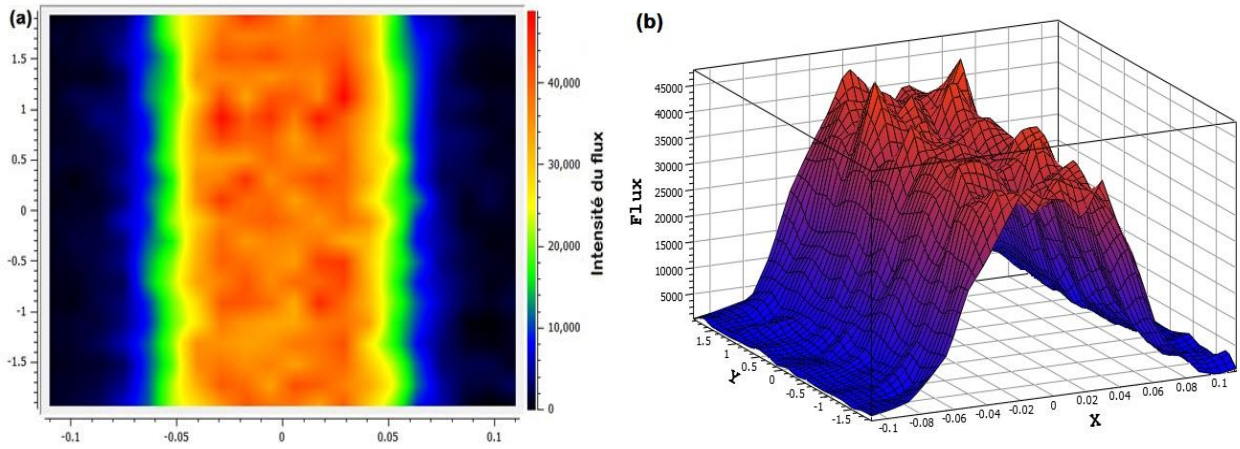


Figure 6 Distribution moyenne du flux thermique au niveau de l'absorbeur avec IND =1000 [W/m^2] en (a) 2D, (b) 3D.

4. CONCLUSION

Le Sahara algérien bénéficie d'une puissance de rayonnement solaire parmi les plus élevées en Algérie. L'exploitation de cette ressource dans le développement durable du Sahara est importante. Notre travail portait sur l'étude numérique de l'efficacité optique et géométrique d'un concentrateur cylidro-parabolique avec les données de Béchar.

Aprés cette étude on a constaté que les performances d'un concentrateur sont en fonction: d'angle d'incidence, et l'effet d'ombre et les pertes d'éxtrimités.

Nous avons aussi trouvé que le flux solaire incident sur le tube absorbeur est uniforme suivant la direction axiale et change suivant la direction azimutale.

REFERENCES

[1] Y. Marif, M. Zerrouki, M. Belhadj et H. Ben Moussa, 'Etude de l'efficacité optique et thermique d'un concentrateur solaire cylindro-parabolique', Revue des Energies Renouvelables, Vol. 16 N°4 (2013) 679 – 689.

[2] N. El Gharbi, H. Derbal, S. Bouaïchaoui et N. Saïd, 'A Comparative Study Between Parabolic Trough Collector and Linear Fresnel Reflector Technologies', Energy Procedia, Vol. 6, pp. 565 – 572, 2011.

[3] J.A. Duffie and W.A. Beckman, 'Solar Engineering of Thermal Processes', 2nd Edition JohnWiley, 1991.

[4] Kalogirou SA. Solar Thermal Collectors and Applications. *Prog Energy Combust Sci* 2004; 30(3): 231–95.

[5] Dudley VE, et al. Test Results: SEGS LS-2 Solar Collector. SAND94-1884. Sandia National Laboratories, Albuquerque 1994.

[6] Mokheimer EMA, et al. Techno-economic performance analysis of parabolic trough collector in Dhahran, Saudi Arabia. *Energy Convers Manage*2014; 86: 622–33.

[7] Stuetzle TA. Automatic Control of the 30MWe SEGS VI Parabolic Trough Plant. Université de Wisconsin-Madison, États Unis; 2002. Thése de Master.

[8] Lippke F. Simulation of the Part Load Behavior of a 30MWe SEGS Plant. Sandia National Laboratories, Albuquerque, SAND95-1293, 1995.

[9] Burkholder F, Kutscher C. Heat Loss Testing of Schott's 2008 PTR70 Parabolic Trough Receiver, Technical Report, NREL/TP-550-45633, National Renewable Energy Laboratory, Golden, 2009.

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution.
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria.
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds.).

BIOSORPTION DES IONS DE MÉTAUX LOURDS PAR UNE BIOMASSE FONGIQUE POUR LE TRAITEMENT DES EAUX INDUSTRIELLES

Wassila BOULAICHE[1], Amar SLATNIA[2],

[1]Doctorante à l'USTHB, El alial bab ezzouar, wassila_boulaiche@yahoo.fr
[2]Professeur à l'ENP Rue hassen badi el harrach, ammar.slatnia@enp.org.dz

RÉSUMÉ

Ce travail consiste à exploiter une biomasse fongique résultante de résidus de fermentation industrielle d'un antibiotique, dans l'élimination des métaux lourds des effluents aqueux par adsorption.
Pour cela, nous avons étudié le phénomène d'adsorption avec la variation de certains paramètres physico-chimiques (concentration initiale des ions métalliques cas du Ni2+ et Cd2+, pH, temps de contact, concentration en biomasse)...
Par ailleurs, l'exploitation de la cinétique d'adsorption faisant appel à des modèles mathématiques classiques .

Mots Clés: *Adsorption, métaux lourds, Pleurotus mutilus, Cinétique*

.

NOMENCLATURE

.

Symboles :
C concentration , mg/l
T température, K
W vitesse d'agitation, trs/min
E Efficacité
q_e Qantité adsorbé ,mg/g
D diamètre,
PM *Pleurotus mutilus*
d_{moy} la taille moyenne des particules

Indices / Exposants :
i initial
f final
e equilibre
B Biomasse

1. INTRODUCTION

L'utilisation accrue de certains produits chimiques d'origine industrielle (colorants, détergents, hydrocarbures, phénols, engrais, pesticides) ou médicale (antipaludéens, antibiotiques, analgésiques, etc.), est à la base de nombreux cas de pollution des eaux, des sols, de l'air ou d'intoxications accidentelles ou volontaires, et, suscite à l'heure actuelle une attention particulière, à l'échelle mondiale[1]. On assiste ainsi aujourd'hui de plus en plus à de nombreux cas d'altérations des écosystèmes et à des problèmes de santé publique pouvant conduire à l'élimination des espèces vivantes (végétaux, animaux, hommes). De nombreux scientifiques des différentes disciplines s'intéressent, de plus en plus, à l'identification et à l'élimination des polluants de l'environnement ou des toxiques à la base de la morbidité et mortalité chez l'homme ou chez les animaux[2].

A cet effet, on recourt souvent à l'adsorption sur des biomasses , notamment pour l'élimination des toxiques, des micropolluants organiques ou inorganiques de l'eau. L'adsorption des composés inorganique (métaux lourds) sur une biomasse fongique (*pleurotus mutilus*) est principalement influencée par les caractéristiques de l'adsorbat (taille, charge, polarité, concentration, etc.), de l'adsorbant (porosité, surface spécifique, volume de pores, charge de surface, fonctions de surface, etc.) et du milieu (pH, force ionique, présence d'autres molécules adsorbables, température). La *plorotus mutilus* est un rejet d'un procédé de fabrication des antibiotiques à usage pour les bovins. Elle est récupérée d'une unité de fabrication des médicaments en Algérie. L'objet de ce travail est, dans un premier temps, de caractériser le biosorbent utilisé. Puis dans un deuxième temps, d'étudier l'adsorption de deux ions métalliques Ni(II) et Cd(II) sur cette biomasse. Une étude de l'influence des paramètres physico-chimique (pH de la solution, Concentration du biosorbent, Concentration des ions métallique et de la vitesse d'agitation) sur le processus d'adsorption est effectuée afin d'établir les conditions optimales de décontamination d'une eau chargée des ions métalliques soit Cd^{2+} et le Ni^{2+} par le phénomène d'adsorption sur la biomasse fongique *Pleurotus mutilus.*

2. METHODE EXPERIMENTALE

Le principe de la méthode pour laquelle nous avons opté, consiste à mettre en contact une solution chargée de métaux lourd à savoir Cd^{2+} et le Ni^{2+} avec la biomasse en système batch sur un agitateur électrique sous une vitesse d'agitation de 250tr/s à une température de 22°C.
Les ions métalliques en solution avec lesquels nous avons travaillés sont obtenus à partir des produits : Chlorure de Cadmium ($CdCl_2$,$5/2H_2O$) et le Chlorure de Nickel ($NiCl_2$, $6H_2O$).

Les concentrations des métaux à l'équilibre ont été déterminées par spectrométrie d'absorption atomique de marque PERKIN ELMER à des longueurs d'ondes de 228,8nm et 232nm pour le cadmium et le nickel respectivement.

Dans le but de detreminer les conditions optimales de biosorption des metaux lourds par la biomasse fongique nous avons etudié l'influence de certains paramètres :

1. **Effet du pH initial :**

Le pH est un facteur essentiel à prendre en considération dans les mécanismes de fixation des métaux lourds. Le pH permet l'ionisation du biosorbent et donc agit sur les groupements fonctionnels disponibles pour la fixation des métaux. En effet ces groupements peuvent se trouver sous forme protonée, deprotonée ou neutre selon le pH de la solution [3] .
Les conditions opératoires sont les suivantes :
500 ml de solution chargée en métaux lourds de concentration C_0 =50 mg/l a été mis en contact avec une quantité de biomasse égale à 3g/l, la taille moyenne des particules d_{moy} est compris entre 100 et 160 µm . Les flacons ainsi préparés sont installés dans un bain thermostaté pendant 3h sous une vitesse d'agitation de 250 tr/min. Le pH de la solution était varié de 2 à 10

La quantité des métaux lourds adsorbée est donnée par la relation suivant [4]

$$qe = \frac{C0 - Ce}{Cb} \ldots\ldots(1)$$

2. **Effet de la concentration en biomasse :**

Pour cette partie d'étude, on examine l'influence de la masse de biosorbent sur la quantité de métal adsorbée à l'équilibre. A cet effet, il a été maintenu les conditions opératoires précédentes en faisant changer la quantité du biosorbent de 1g/l à 10g/l.

En définie le taux d'élimination par l'équation [5]

$$E = 100.\frac{C0-C}{C0} \text{.....(2)}$$

3. Effet de la vitesse d'agitation :

La vitesse d'agitation est un paramètre essentiel pour l'étude du processus d'adsorption en système batch. En effet, la vitesse à pour but de réduire la résistance au transfert de matière mais aussi de maintenir les particules solide en suspension une vitesse allons de 200 à 500 tr/min était testée.

4. Influence de la concentration initiale en ions Cd^{2+} et Ni^{2+} :

Dans le but de déterminer l'efficacité d'adsorption de la biomasse brute vis-à-vis des ions métalliques il a été suivi la variation de la capacité d'adsorption en fonction de la concentration initiale en ions métallique. Pour cela concentration initiale en ions métalliques C_0 était variée de 0 à 140mg/l.

5. Etude de la cinétique d'adsorption :

L'étude cinétique de biosorption du nickel et du cadmium sur la pleurotus mutilis consiste en l'évaluation des concentrations résiduelles des ions Ni^{2+} et Cd^{2+}, en fonction du temps pour une durée de 6 heures. Les conditions opératoires sont les suivantes : Diamètre moyen des particules de biomasse d_{moy} =100 et 160 µm, Concentration en biomasse C_B = 3 g/l, la Concentration initiale en ions métalliques C_0 =50 mg/l, La Vitesse d'agitation W = 250 trs/min, le pH initial pH_i = 6, la température est de 22°C. Le système est agité pendant 3 heures .

La modélisation de la cinétique d'adsorption a été faite en utilisant le modèle cinétique de pseudo-premier-ordre et de pseudo-second-ordre afin d'étudier le mécanisme et pour déterminer le taux de contrôle d'étape du modèle d'adsorption:

Le modèle de pseudo-premier-ordrer est présenté par [6]:

$$ln(q_e - q_t) = lnq_e - t\,k_1 \text{..... (3)}$$

Où qe et qt (mg / g) sont la quantité d'ions de métal adsorbé à l'équilibre et le temps, t (min), respectivement. k1 est la constante de vitesse pour pseudo-premier ordre adsorption (min^{-1}). Les valeurs de qe et k1 ont été calculées à partir de la pente de la courbe linéaire de $ln(q_e - q_t)$ vs t à équilibre.

La forme linéaire de l'équation du second ordre pseudo- peut être écrite comme:

$$\frac{t}{q_t} = \frac{1}{q_e^2 k_2} + \frac{1}{q_e}t \text{..... (4).}$$

qe et qt (mg / g) sont la quantité d'ions de métal adsorbé à l'équilibre et le temps, t (min), respectivement, et k2 (g / (min mg)) est la constante de vitesse d'équilibre pour pseudo-deuxième ordre adsorption. Les valeurs de qe et k2 ont été calculés à partir de la parcelle de $\frac{t}{q_t}$ vs t

3. RESULTATS

I.Influence du pH de la solution :

Les résultats de l'influence du pH de la solution sur le processus d'adsorptions du nickel et du cadmium sur la pleurotus mutilis sont montrés sur la figure 1. On constate qu'à des valeurs de pH <4 l'adsorbabilité des ions métalliques est faible, dans ces conditions les ions H^+ restent attachés aux groupements fonctionnels (-COOH) empêchant ainsi la fixation des ions métalliques sous l'effet des forces de répulsions. Pour des pH >4, les groupements fonctionnels de la biomasse à savoir (-COOH) libèrent les ions H^+ favorisant ainsi la fixation des ions métalliques chargés négativement.

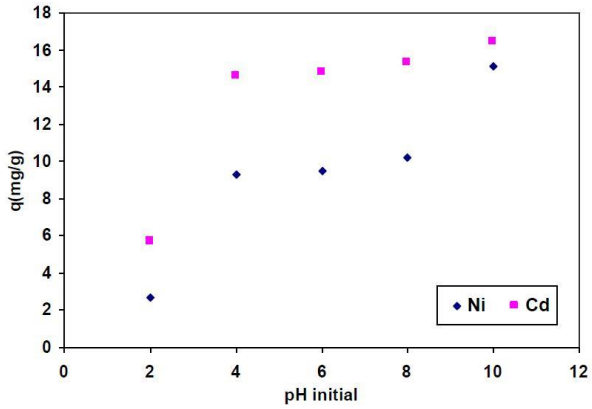


FIGURE 1. Variation de la quantité adsorbée(q) en fonction u pH de la solution

3. Effet de la concentration en biomasse :

L'évolution de la capacité d'adsorption du mélange de (Ni^{2+} et Cd^{2+}) en fonction de la concentration en biomasse C_B est représentée sur la figure2.
La figure montre que l'augmentation de la concentration en biomasse améliore le taux de rétention des métaux lourds par la pleurotus mutilis. Au-delà de la concentration de 6g/l aucune amélioration n'est observé concernant le taux d'élimination des ions Cd2+ et Ni2+ ce qui nous laisse dire qu' il n'est pas lieu de passage du flux de la phase liquide vers le biosorbent [7]

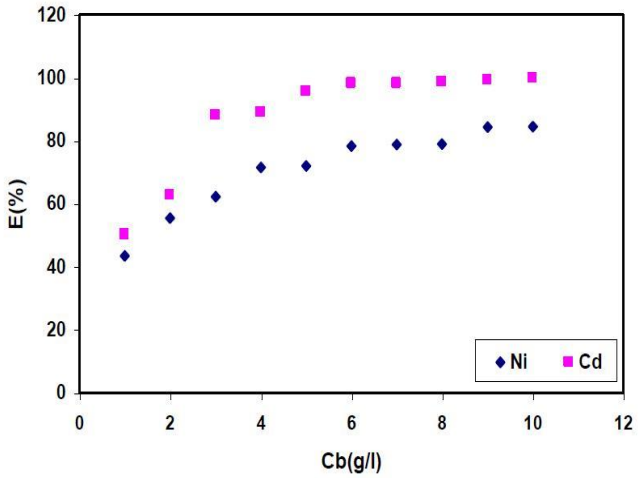


FIGURE 2. Variation de l'efficacité d'adsorption en fonction de la concentration du biosorbent

3. Effet de la vitesse d'agitation :

D'après la figure3, qui représente l'effet de la vitesse d'agitation sur la capacité de biosorption la de biomasse brute, on remarque que les valeurs optimales des capacités de biosorption ont été obtenues pour des valeurs de vitesse d'agitations de 250 tr/min. Des vitesses modérées donnent une bonne homogénéité de la suspension. A des vitesses élevées il y a apparaissions du phénomène de vortex qui peut engendrer une hétérogénéité de la suspension d'ou la diminution de la capacité d'adsorption des ions métalliques.

La figure montre l'évolution de la capacité de biosorption de Ni^{2+} et Cd^{2+} simultanément en fonction de la vitesse d'agitation sur une biomasse brute de granulométrie comprise entre 100 et160µm.

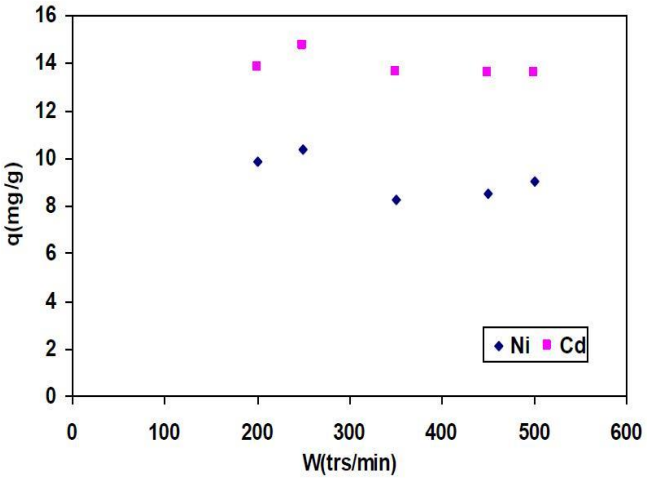


FIGURE 3. Variation de quantité adsorbée en fonction de la vitesse d'agitation

4. Influence de la concentration initiale en ions Cd^{2+} et Ni^{2+} :

D'après la figure 4, nous constatons que la capacité de biosorption de la biomasse augmente avec l'augmentation de la concentration en ions métallique jusqu'à la concentration de 100mg/l au delà de cette

concentration, la capacité de biosorption reste constante. L'observation d'augmentation de l'absorption des métaux avec l'augmentation de la concentration initiale des ions métalliques par le biosorbant pourrait être due à une augmentation des interactions électrostatiques (adsorption physique par rapport à des interactions covalentes) [8]. L'absorption des métaux peut être attribuée à différents mécanismes de processus d'échange d'ions et d'adsorption comme il était préoccupé dans une grande partie des travaux antérieurs [3,9,10] .

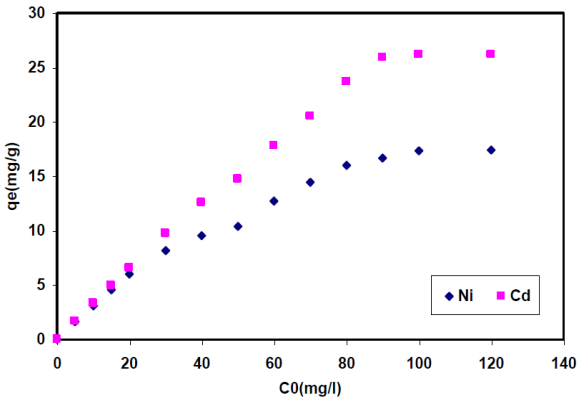


FIGURE 4. Variation de quantité adsorbée en fonction de la concentration initiale en métaux lourds

5. Etude de la cinétique d'adsorption :

Les résultats de l'étude cinétique ont montrés que dans les premières étapes des efficacités d'élimination du biosorbent ont augmenté rapidement en raison de la disponibilité abondante de liaison active sur la biomasse, et avec une occupation progressive de ces sites [11].

La biosorption est devenue moins efficace dans les deuxièmes étages aux étapes ultérieures, la biosorption est devenu constant. Dans la première étape (0-30min), l'absorption peut être due à l'interaction avec des groupes fonctionnels situés sur la surface du biosorbent et à l'accumulation intracellulaire [12].

Les paramètres de la cinétique calculés pour l'adsorption des ions de métaux lourds sur la pleurotus mutilis sont présentés dans le tableau 1. Comme on peut le remarquer, l'équation pseudo-second ordre semble être le modèle le mieux présenté que celui du pseudo-premier ordre (le coefficient de corrélation est extrêmement élevé.

Le pacte des données expérimentales avec le modèle cinétique pseudo-second ordre (l'équation pseudo-second ordre est basé sur la capacité de sorption sur la phase solide) indique que l'adsorption des ions des métaux sur la pleurotus mutilis commandé par adsorption chimique (comme l'étape cinétique qui limite le mécanisme d'adsorption) .

Tableau 1

System	First- order model		
	$k_1(min^{-1})$	$q_1(mg/g)$	R^2
Ni (II)	0,031	6.44	0.664
Cd(II)	0,029	6.00	0.655

System	Second order model		
	$k_2*10^{-3}(mg/(g.min))$	$q_2(mg/g)$	R^2
Ni (II)	0.201	43.47	0.999
Cd(II)	0.48	50	0.999

4. CONCLUSIONS

La presente étude est faite pour la valorisation de la biomasse pleureutus mutilus qui est un dechet issu d'une chaine de production d'un antibiotique déstiné pour les bauvins. Cette biomasse sert pour la dépollution des eaux chargées de métaux lourds par mecanisme de biosorption. L'ensemble des résultats obtenus montrent que les conditions optimales de biosorption des ions Ni^{2+} et Cd^{2+} correspondent à une concentration en biosorbent de 3g/l et une vitesse d'agitation de 250 tr/mn, Quant à la valeur du pH, nous avons constaté que pour des valeurs de pH supérieures à 4, la capacité de biosorption de la biomasse augmente de manière significative. Pour un pH de l'ordre de 10, les taux d'élimination du Cd^{2+} et du Ni^{+2} sont respectivement de 98,5% et 91%. Quant à la cinétique du mecanisme , elle est rgit par la cinétique de pseudo second ordre.

REFERENCES

[1] J. Wang, C. Chen, Biosorption of heavy metals by Saccharamyces Cerevisiale: A Review, Biotechnology Advances, 2006, vol.5, p.424-451

[2]C.Morrozig, Evolution of toxic effects of Cd2+et Cd(CN) 2- ions of the growth of mixed microbial population of activated sludges, The science of the total environnement, 1977,vol .7, p.131-143

[3] A.M. Awwad, N. M. Salem, Kinetics and thermodynamics of Cd(II) biosorption onto loquat (Eriobotrya japonica) leaves, Journal of Saudi Chemical Society (2014) 18, 486–493.

[4] G. Mc Kay, the adsorption of basic dye onto silica from aqueous solution-solid diffusion model, Chemical Engineering Science, (1984), vol. 39, p.129-138.

[5] K.Urano,H.Tachikawa, Process devlopement for removal and recovery of phosphorus from waste water by a new adsorbant, Ind.Eng.Chem.Res,(1991), Vol.30,p.1887-1899.

[6] M. Arshadi, M.J. Amiri, S. Mousavi Kinetic, equilibrium and thermodynamic investigations of Ni(II), Cd(II), Cu (II) andCo(II) adsorption on barley straw ash Water Resources and Industry 6 (2014) 1– 17.

[7] S.S. Ahluwalia, D. Goyal, Microbial and plant derived biomassfor the removal of heavy metals from waste water, Bioresour.Technol. 98 (2007) 2243–2257.

[8] M. Arshadi, M.J. Amiri, S. Mousavi Kinetic, equilibrium and thermodynamicinvestigations of Ni(II), Cd(II), Cu (II) andCo(II) adsorption on barley straw ash Water Resources and Industry 6 (2014) 1– 17.

[9] Bektas N, Kara S. Removal of lead from aqueous solutions by natural clinoptilolite: Equilibrium and kinetics studies. Sep. Purif. Technol. 2004; 39:189–200.

[10] Buasri A, Chaiyut N, Ponpatcharasakul N, Artsalee P, Potisook S. Factors affecting the removal of copper(II) and zinc(II) from aqueous solutions with clinoptilolite. J. Res. Eng. Technol. 2007; 4: 1–17.

[11] S. Madala, S. Kumar Nadavala, S. Vudagandla, V.M. Boddu, K. Abburi, Equilibrium, kinetics and thermodynamics of Cadmium(II) biosorption on to composite chitosan biosorbent

[12] Y.-g Liu, T. Fan, G.-m Zeng, X. Li, Q. Tong, F. Ye, M. Zhou, W.-h Xu, Y.-e Huang,
Removal of cadmium and zinc ions from aqueous solution by living Aspergillus niger, Trans. Nonferr. M et. Soc. China 16 (2006) 681 – 686 .

ETUDE DE DEUX TYPES D'ENTRÉE D'AIR SUPERSONIQUES À COMPRESSION EXTERNE DES STATORÉACTEURS

Radhia KADJOUDJ[1], Mahfoud KADJA[2]

[1] Laboratoire d'Energétique Appliquée et de Pollution (LEAP), Faculté des Sciences de la Technologie, Département de Génie Mécanique, Université des Frères Mentouri, Route d'Ain El. Bey, Constantine 25000, Algérie, aeroradhia@yahoo.fr.

[2]Laboratoire d'Energétique Appliquée et de Pollution(LEAP), Faculté des Sciences de la Technologie, Département de Génie Mécanique,Université des Frères Mentouri, Route d' Ain El. Bey, Constantine 25000, Algérie , kadja_mahfoud@yahoo.fr.

RÉSUMÉ

Les diffuseurs des entrées d'air des statoréacteurs constituent une partie essentielle du cycle du moteur. La compression est obtenue grâce à la pression dynamique, c'est à dire la pression créee par l'air s'engouffrant à grande vitesse dans l'entrée d'air.

Dans ce travail, les entrées supersoniques à compression externe ont été étudiées numériquement. Les études ont conduit au choix d'une entrée d'air bidimensionnelle à compression supersonique externe. Toutes les simulations numériques ont été effectuées avec le code de calcul FLUENT. Les équations de continuité, de Navier-stockes et d'énergie sont utilisées pour modéliser le problème physique. La discrétisation des équations du modèle mathématique est assurée par la méthode des volumes finis. Les résultats obtenus montrent que l'énergie cinétique se transforme en pression et élévation de température à l'entrée du diffuseur. A l'entrée de la chambre de combustion et sur toute la longueur de la partie d'écoulement il existe une pression maximale.

Mots Clés: *Ecoulements compressibles, Entreé d'air supersonique à compression externe, Equations d'Euler, Onde de choc, Simulation numérique.*

NOMENCLATURE

Symboles :

A surface d'un élément, m²
T température, K
P Pression, Nm^{-2}
e energie interne
h enthalpie
M nombre de mach
r constante universelle des gaz,$m^2s^{-2}k^{-1}$
c_p chaleur spécifique à pression constant,$m^2s^{-2}k^{-1}$
c_v chaleur spécifique à volume constant,$m^2s^{-2}k^{-1}$

Lettres grecques :

ρ masse volumique, kgm^{-3}

1. INTRODUCTION

Les Statoréacteurs sont des dispositifs très prometteurs pour les véhicules qui respirent l'air supersonique. Ces moteurs sont mécaniquement beaucoup plus simples que les turboréacteurs, alors qu'ils peuvent fonctionner plus efficacement à des vitesses supersoniques. Cependant, la conception de ces moteurs a rencontré quelques problèmes à mesure qu'ils sont censés couvrir des vols à différentes conditions de fonctionnement. Les

statoréacteurs sont constitués de (1) une entrée-diffuseur, (2) une chambre de combustion et (3) une tuyère d'échappement. Le processus de compression est effectué par l'orifice d'entrée-diffuseur, suivie de la chambre de combustion. Enfin, dans la tuyère d'échappement, l'énergie potentielle des gaz chauds et comprimés se transforme en énergie cinétique pour fournir la poussée nécessaire pour le moteur (Fig 1).

Une entrée d'air supersonique est souvent considérée l'un des éléments les plus importants dans le moteur aérobie. Le processus de compression combiné a lieu par l'intermédiaire de plusieurs ondes de choc générées par les surfaces de compression et le capot, et plus tard par les surfaces internes de compression de la lèvre de capot vers la partie intérieure de la face du moteur [1,2].

L'entrée supersonique est nécessaire pour fournir la bonne quantité et l'uniformité de l'air vers le moteur sur une plus large gamme de conditions de vol que l'entrée subsonique. Il y a eu quelques efforts numériques pour enquêter sur l'écoulement dans une entrée d'air supersonique. Newsome [4] a effectué des calculs numériques pour une entrée externe axisymétrique. Dailey [3] a mené des expériences sur un apport externe de compression axisymétrique avec un moteur intégré dans la conception.
Fisher et al. [5] a mené des expériences sur un apport externe de compression rectangulaire avec rampe variable. Actuellement, la méthode CFD est devenue populaire comme outil d'analyse aérodynamique (Ju et al [6]; Zhang et Bai [7]; Zhu et al [8]). Dans ce travail, les entrées supersoniques à compression externe ont été étudiées numériquement à l'aide du logiciel FLUENT. Les études ont conduit au choix d'une entrée d'air bidimensionnelle à compression supersonique externe.

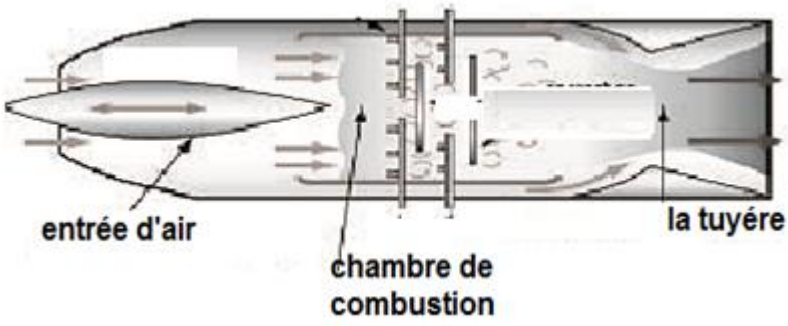


Figure1 : statoréacteur d'entrée d'air à compression externe.

2. MODELE MATHEMATIQUE

2.1. Hypothèses simplificatrices

- L'écoulement d'air se fait sans transfert de la chaleur. Il est supposé bidimensionnel.
- Fluide Newtonien.
- L'écoulement est compressible et en régime instationnaire.
- La dissipation visqueuse et les forces de gravité sont négligeables.

2.2. Equations de conservation de la quantité de mouvement et de conservation de la masse

L'équation de la conservation de la masse, les équations de quantité de mouvement dans les directions x et y et l'équation d'énergie peuvent être écrites comme suit:

$$\begin{pmatrix} \rho U \\ \rho U^2 + P \\ \rho U V \\ (E+P)U \end{pmatrix}_X + \begin{pmatrix} \rho V \\ \rho U V \\ \rho V^2 + P \\ (E+P)V \end{pmatrix}_Y = 0 \qquad (1)$$

où ρ est la masse volumique, u et v sont les composantes de la vitesse dans les directions x et y, respectivement, E est l'énergie totale par unité de volume et p est la pression. L'énergie totale est la somme de l'énergie interne et de l'énergie cinétique.

$$E = \rho\, e + \frac{\rho}{2}\left(U^2 + V^2\right) \qquad (2)$$

Les équations d'état d'un tel gaz sont :

$$\begin{cases} p = \rho r T \\ e = c_v T \\ h = e + p/\rho = c_p T \end{cases}$$

Où r désigne le rapport entre la constante universelle des gaz parfaits notée R et la masse molaire M du gaz considéré. Cet article ne considère que des écoulements d'air, pour lequel $r = \frac{R}{M} = 287.04 m^2 s^{-2} k^{-1}$.

2.3. Conditions aux limites

Les conditions aux limites du problème sont :

- Frontière ABC : pressure- farfield. La pression relative sur cette frontière est fixée à 101325 Pa. Le nombre de Mach fixé à 2. L'écoulement est parallèle à l'axe des x. La température est fixée à 300 K.
- Frontière GF, DHE : paroi. Les conditions de non glissement sont imposées (U=V=0) et la paroi est supposée adiabatique.
- Frontière AG : plan de symétrie. Les gradients normaux de toutes les variables (par rapport à y) sont nuls et la frontière est imperméable (V=0).
- Frontière CDEF :pressure-outlet .
- G : l'origine.

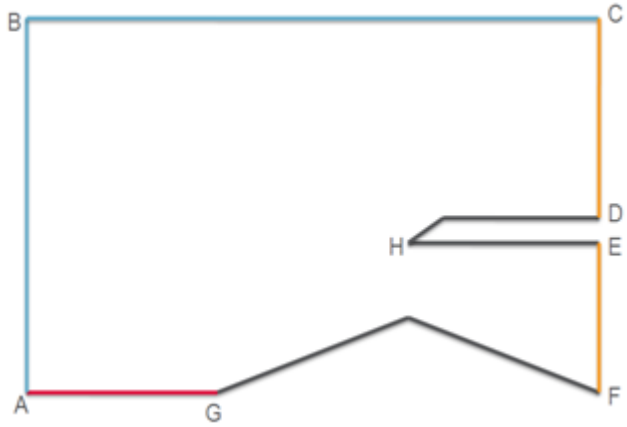
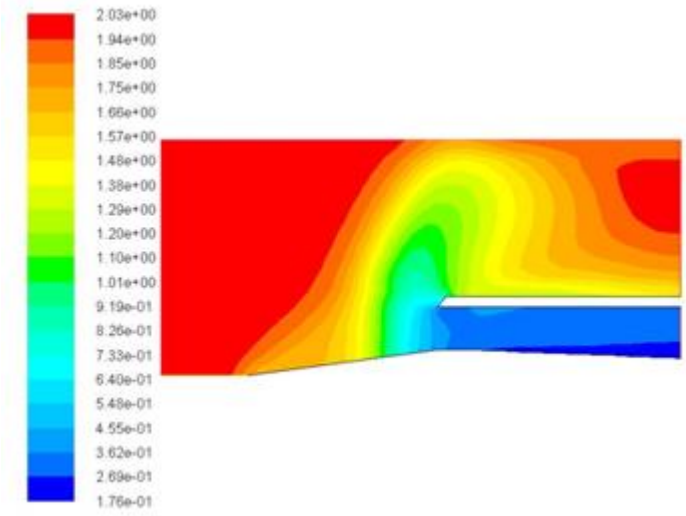


Figure 2 : Conditions aux limites.

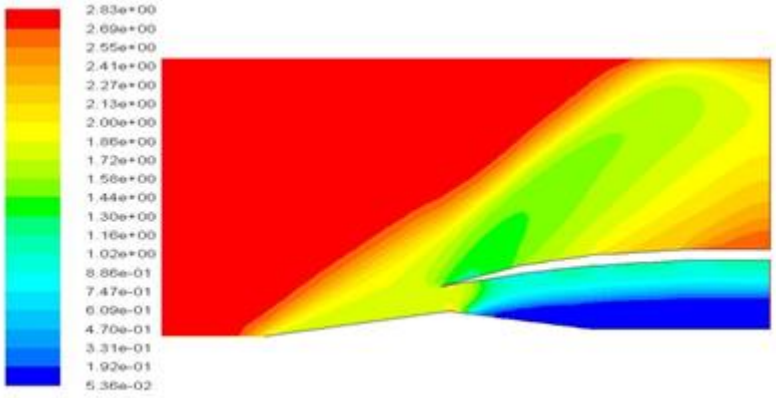
2.4. Méthode numérique :

Le problème est bidimensionnel. La précision de calcul est assurée en choisissant l'option « DOUBLE PRECISION ». Puisque l'écoulement est compressible et afin d'avoir une bonne résolution dans la région du choc.
Les équations résolues par FLUENT dans ce cas sont celles qui correspondent à un écoulement « non visqueux », i.e. les équations d'Euler. Tous les termes visqueux dans les équations de Navier-Stokes sont négligés. Dans les écoulements compressibles, l'équation de l'énergie est couplée aux équations de continuité et quantité de mouvement, donc nous avons besoin de résoudre l'équation de l'énergie pour ce problème. Les termes convectifs ont été discrétisés utilisant un schéma amont de deuxième ordre (second order upwind).

3. RESULTATS

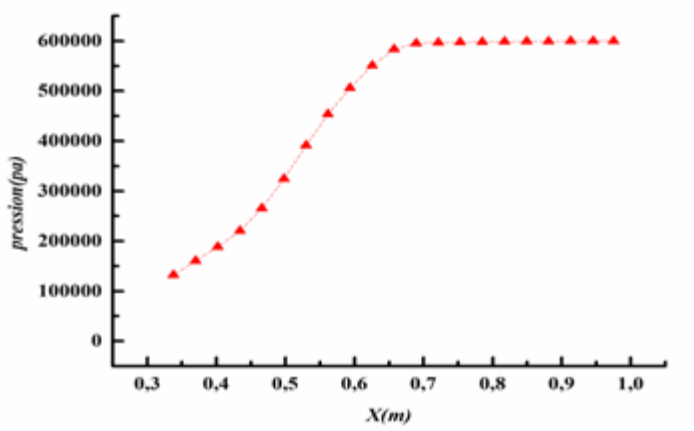


(a) entrée supersonique à compression externe avec simple capot.

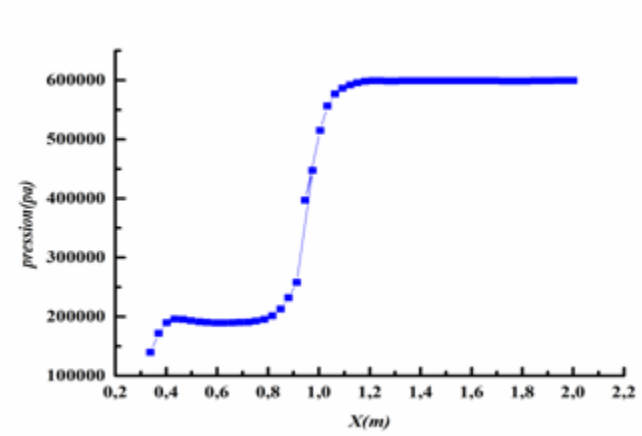


(b) entrée supersonique à compression externe avec capot à pointe.

Figure. 3 : contours du nombre de mach pour les deux types de capots



(a) Entrée supersonique à compression externe avec simple capot.



(b) Entrée supersonique à compression externe avec capot à pointe.

Figure. 4 : La variation de la pression statique en fonction de la distance pour les deux types de capots.

En utilisant les équations d'Euler pour un écoulement non visqueux, compressible, nous avons constaté qu'il s'agit d'un système à deux chocs à compression externe, sous les conditions de vol suivantes :

- Un nombre de Mach de 2
- Conditions atmosphériques : pression : 101325 Pa, température : 15^{o}C.
- L'angle de la rampe : 11˚.

Pour les cas critique et supercritique (conditions subsoniques à la sortie), une contre-pression P_0 a été imposée à la sortie du domaine de calcul. $P0$ représente la pression dans la chambre de combustion et doit être suffisamment élevée pour assurer un écoulement subsonique à la sortie.

La figure 3 montre le contour du nombre de Mach. On peut constater la formation de deux chocs : un choc oblique initial au bord d'attaque de la rampe et un choc au bord de la capuche (capot) du statoréacteur. L'angle de la rampe est de 11^{o} et la rampe est située à 0.2 loin de l'origine G. Le choc oblique a lieu à un angle de 40 degrés.

La figure 4 montre la variation de la pression en fonction de la distance pour l'écoulement complexe d'entrée supersonique à compression externe des statoréacteurs, pour deux types de capots. Les résultats montrent que la courbe d'augmentation de la pression n'est pas la même pour les deux types. Le capot à pointe étant caractérisé par une légère diminution de la pression sur une distance de 0,4 m avant son éventuelle augmentation via les ondes de choc.

4. CONCLUSIONS

Dans cet article, nous avons étudié, par simulation numérique, deux types de prises d'air bidimensionnelles à compression supersonique externe. Les calculs présentés sont réalisés avec un maillage 2D, en imposant une contre-pression uniforme au niveau de la section de sortie du domaine de calcul. Pour cette prise d'air supersonique la diminution de vitesse se fait en deux temps : de très supérieure à Mach1($M >> 1$) à un peu supérieur à Mach1, à travers la première onde de choc(oblique), puis de un peu supérieure à Mach 1 ($M > 1$) à moins de Mach 1 ($M < 1$) à travers la deuxième onde de choc qui est l'onde de choc normale.

REFERENCES

[1] E.L.Goldsmith and J.Seddon (Second Edition.), Intake Aerodynamics, Blackwell Science, 1999.

[2]M. Akbarzadeh , M. J. Kermani, Numerical Computation of Supersonic-Subsonic Ramjet Inlets, International Conference on Mechanical Engineering , Paper 6065, 2007.

[3]C.L. Dailey, Supersonic diffuser instability, Journal of the Aeronautical Sciences, 22,733–749, 1955.

[4] R.W. Newsome, Numerical simulation of near-critical and unsteady, subcritical inlet flow, AIAA Journal, 22, 1375–1379, 1984.

[5] S.A Fisher, C.M Neale, and A.J Brooks, On the sub-critical stability of variable ramp intakes at mach numbers around 2, ARC R. & M, 3711, National Gas Turbine Establishment, 1970.

[6] Y. Ju, C. Zhou, and Z. Wang,Numerical Analysis on Flow Field of Supersonic Axisymmetric Double Cone-shaped Inlet, Journal of Nanjing University of Science and Technology,4 , 411–413,2005.

[7] S. Y. Zhang, and Y. Z. Bai, Numerical simulation and analysis of 2-D supersonic Inlet, Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 3, 203–209, 2008.

[8] Y. Zhu, T. Li, and C. Li, Applications of CFD in the design of supersonic Inlet, Aircr Des ,124,11–17 ,2002.

[9] H. Francis, Clauser, Ramjet Diffusers at Supersonic Speeds, International journal of Jet Propulsion, 24, 79-84, 1954.

[10]A. Ruhrmann , X. Zhang, Influence of Diffuser Angle on a Bluff Body in Ground Effect, International Journal of Fluids Engineering, 125, 1-7,2003.

[11] W. G. E. LEWIS ,I. H. RETTIE. Design and development of an air intake for a supersonic transport aircraft, International Journal of Aircraft, 5, 513-521, 1968.

[12] S. S. Gokhale, Venkat Ramana Kumar, Numerical computations of supersonic inlet flow, Int. J. Numer. Meth. Fluids, 36, 597–617,2001.

[13] A.Kumar, D.J. Singh and C.Trexler, Numerical Study of the Effects of Reverse Sweep on Scramjet Inlet Performance. Int. J. of Propulsion and Power, 8, 714-719,1992.

[14]White, Frank M (4th Ed .),Fluid Mechanics ,McGraw Hill, 1997.

[15] Patankar S.V(1st ed),Numerical heat transfer and fluid flow , Hemisphere, New York, 1980.

[16] Cengel,Y.A. and Boles, M.A.,(5th ed),Thermodynamics , An Engineering Approach, ,McGraw-Hill, 2006.

ETUDE DE L'INFLUENCE DE L'ANGLE D'INCIDENCE SUR L'ECOULEMENT AUTOUR DU PROFIL NACA0012

DELLALI Rayane[1], KADJA Mahfoud[2], BEN CHEIKH EL HOCINE Abdel MADJID[3], SABBOUA Omar[4]

[1,2,3,4] Laboratoire d'Energétique Appliquée et de Pollution , Département de Génie Mécanique, Université Constantine 1, Constantine 25000, Algérie.
Auteur correspondant, E-mail:rayane25-dellali@hotmail.fr

RÉSUMÉ

Dans ce travail, nous avons présenté une étude numérique de l'influence de l'angle d'incidence sur l'écoulement autour du profil NACA0012 pour différents régimes de l'écoulement (subsonique, transsonique et supersonique). Les équations régissantes (les équations de mouvements et l'équation de continuité), ont été discrétisées par la méthode des volumes finis et résolues en utilisant le code CFD fluent version 6.3. Les champs dynamiques ont ètè déterminés.

Mots Clés: Profil NACA0012, écoulements subsoniques, transsoniques,supersoniques, volumes finis, angle d'incidence.

NOMENCLATURE

Symboles :

g Accélération de pesanteur(m.s^{-2})
Re Nombre de Reynolds
t Temps [s]
P pression [Nm^{-2}]
T Température [°K]
X, Y Cordonnées cartésiennes (m)

Lettres grecques :

ρ masse volumique, kgm^{-3}
α Diffusivité thermique (m^2.s^{-1})
β Coefficient d'expansion thermique à pression
ν_t Viscosité cinématique turbulente du fluide (m^2.s^{-1})
ε Taux de dissipation de l'énergie cinétique turbulente
S : la source de chaleur

1. INTRODUCTION

L'aérodynamique des fluides compressibles est l'une des branches de la dynamique des fluides qui porte sur l'étude et l'analyse des effets des écoulements d'air sur les corps solides qu'ils entourent. La dynamique des fluides dans ce domaine vise à optimiser les conceptions des formes des profils de hautes performances aérodynamiques dans le domaine de l'aéronautique, dans les turbomachines etc..... L'aérodynamique entre en jeu les conditions des fluides (humidité de l'air, pression, température…) et des matériaux qui baignent dans ces fluides.

A cause de son importance dans la pratique, beaucoup de travaux de recherche ont été réalisés pour modéliser l'écoulement autour des profils NACA. Parmi ces recherches, plusieurs expériences ont été réalisées et plusieurs simulations ont été confrontées avec elles dans le but de valider les modèles mathématiques choisis. Parmi ces études on peut citer : les travaux de Pulliam [1], Pulliam & Vastano [2] Pascazio [3]McCroskey & Philippe [4],Hoarau et al. [5]. Bouhadji & Braza [6] Berton et al. [7] Bourguet et al., [8],McDevitt [9].

La configuration étudiée dans ce travail est le profil NACA0012. Le champ dynamique a été calculé pour divers types d'écoulements en fonction de l'angle d'incidence, et les résultats des coefficients de portance et de trainée ont été analysés.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Le profil NACA0012 est présenté sur la Figure1. Il est placé dans un écoulement d'air, assimilé à un gaz parfait, à caractère bidimensionnel. Les vitesses du flux d'air étudiées donnent trois régimes : subsonique, transsonique et supersonique à l'angle d'attaque variable (-12,-10,-8°, 0, +8°,+10° et +12°).

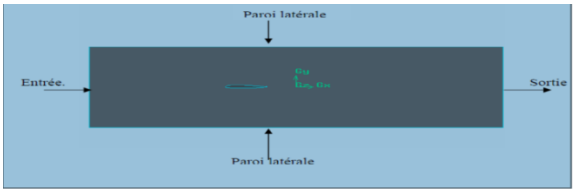


FIG. 1 : configuration étudiée

En adoptant ces hypothèses simplificatrices, les équations régissantes peuvent être écrites comme suit :

- Equation de continuité : $\frac{\partial U}{\partial X} + \frac{\partial V}{\partial Y} = 0$

Equations de quantité de mouvement :

$$\frac{\partial U}{\partial t} + U\frac{\partial U}{\partial X} + V\frac{\partial U}{\partial Y} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial X} + \frac{\partial}{\partial X}(\upsilon + \upsilon_t)\left(2\frac{\partial U}{\partial X}\right) + \frac{\partial}{\partial Y}(\upsilon + \upsilon_t)\left(\frac{\partial U}{\partial Y} + \frac{\partial V}{\partial Y}\right)$$

$$\frac{\partial V}{\partial t} + U\frac{\partial V}{\partial X} + V\frac{\partial V}{\partial Y} = -\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial X} + \frac{\partial}{\partial Y}(\upsilon + \upsilon_t)\left(2\frac{\partial V}{\partial Y}\right) + \frac{\partial}{\partial Y}(\upsilon + \upsilon_t)\left(\frac{\partial U}{\partial Y} + \frac{\partial V}{\partial X}\right) + g\beta(T - T_m)$$

Equation de l'énergie cinétique turbulente: $\frac{\partial K}{\partial t} + U\frac{\partial K}{\partial X} + V\frac{\partial K}{\partial Y} = \frac{\partial}{\partial X}\left(\upsilon + \frac{\upsilon_t}{\sigma_K}\right)\frac{\partial K}{\partial X} + \frac{\partial}{\partial Y}\left(\upsilon + \frac{\upsilon_t}{\sigma_K}\right)\frac{\partial K}{\partial Y} + P_K + G_K - \varepsilon$

Equation du taux de dissipation de l'énergie cinétique turbulente:

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + U\frac{\partial \varepsilon}{\partial X} + V\frac{\partial \varepsilon}{\partial Y} = \frac{\partial}{\partial X}\left(\upsilon + \frac{\upsilon_t}{\sigma_{\varepsilon K}}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial X} + \frac{\partial}{\partial Y}\left(\upsilon + \frac{\upsilon_t}{\sigma_\varepsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial Y} + C_1\frac{\varepsilon}{k}P_K + c_2\frac{\varepsilon^2}{k} - R_\varepsilon$$

3. MÉTHODE DE RÉSOLUTION :

En analyse numérique, la méthode des volumes finis, comme la méthode des différences finies et celle des éléments finis, est utilisée pour résoudre numériquement des équations aux dérivées partielles dans un domaine maillé. Contrairement à la méthode des différences finies qui met en jeu des approximations des dérivées, les méthodes des volumes finis et des éléments finis exploitent des approximations d'intégrales. Toutefois, la méthode des volumes finis se base directement sur la forme dite forte de l'équation à résoudre, alors que la méthode des éléments finis se fonde sur une formulation variationnelle de l'équation (on parle aussi de formulation faible). L'équation aux dérivées partielles est résolue de manière approchée à l'aide d'un maillage

constitué de volumes finis qui sont des petits volumes disjoints en 3D, des surfaces en 2D, des segments en 1D, dont la réunion constitue le domaine d'étude. Les volumes finis peuvent être construits autour de points d'un maillage initial, mais ce n'est pas une nécessité.

4. RESULTATS ET DISCUSSION

4.1 Régime subsonique

Variation de CL et CD en fonction de l'angle d'incidence

α	CD	CL
-12	-1,2761292	-1,6789686
-10	-1,054016	-1,0141893
-8	-0,43525645	-1 ,43016339
0	0,021048952	0,07452489
+8	1,2188221	1,22516383
+10	1,30997578	1,31655589
+12	1,6694018	1,2345327

TABLEAU 1 : Evolution des coefficients de portance et de trainée en fonction de l'angle d'incidence

La figure 2 montre une dépendance linéaire du coefficient de portance CL en fonction de l'angle d'incidence α pour α∈ [0,8] et α ∈ [-8,0]. On peut remarquer aussi le décrochage du profil pour une incidence d'environ 12 degrés et -12 degrés. Ce denier est causé par le décollement de l'écoulement au niveau du bord de fuite ce qui provoque une diminution de la portance lorsque α atteint ces valeurs.
Pour une incidence nulle on remarque que la portance est presque nulle, ceci étant dû au fait que le profil est symétrique.

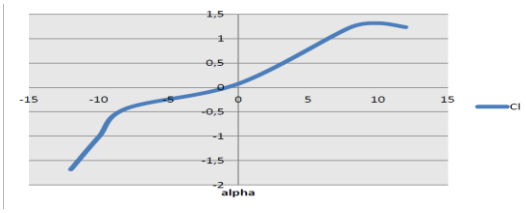


Fig. 2 Evolution du coefficient de trainée en fonction de l'angle d'incidence

La figure 3 montre que le coefficient de trainée CD augmente linéairement en fonction de α pour -8≤α≤0 et 0≤α≤8. La trainée chute brutalement pour α=-12° correspondant au décrochage du profil. Pour α>8 la trainée augmente avec l'augmentation de l'angle d'incidence α jusqu'au décrochage qui a lieu lorsque α=+12°.

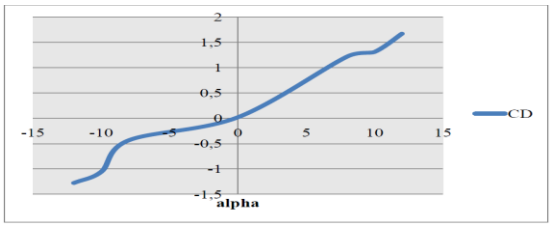


Fig. 3: Evolution de coefficient de trainée en fonction de l'angle d'incidence

La Fig. 4 représente la polaire d'un profil d'aile (CL en fonction de CD).

On remarque la dépendance linéaire du coefficient de portance en fonction du coefficient de trainée ainsi que le décrochage du profil pour une incidence d'environ 12 degrés d'où une chute considérable de la portance avec une augmentation de la trainée en fonction d'alpha. Pour cette valeur de α le profil décroche et la couche limite laminaire devient turbulente.
Le profil étant symétrique, son coefficient de portance est nul pour un coefficient de trainée nulle.

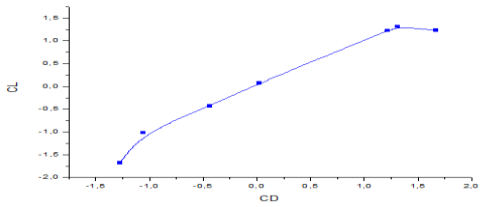


Fig. 4 **:** Polaire du profil d'aile NACA 0012.

Contours de la pression :

La figure 5 représente les contours de pression pour les angles d'incidences α =-12° et +12°.
On observe que la pression est maximale au voisinage du bord d'attaque. La pression qui s'exerce sur l'extrados et l'intrados sont identiques pour une incidence nulle vu le profil symétrique. La zone de dépression sur l'extrados augmente avec l'angle d'attaque, ce qui se traduit par une augmentation de la portance jusqu'à l'apparition du décrochage, au-delà duquel elle chute brusquement, correspondant à un décollement des filets d'air sur l'extrados. Ce résultat est consistant avec celui du champ de vitesse ; toute l'énergie cinétique a été transformée en énergie de pression.
On observe aussi que le sillage augmente avec l'angle d'attaque, ce qui induit une trainée plus grande c'est-à-dire que les pertes en termes d'énergie augmentent avec l'angle d'attaque.

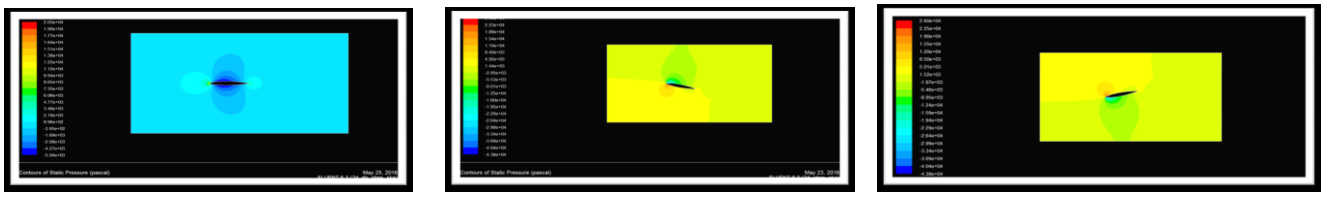


Fig. 5 : contours de pression à *M* = 0.5 et α = 0°,-12°,+12°

3.2 Régime transsonique

L'écoulement transsonique a été étudié pour une vitesse de 391m/s (nombre de mach 1.15) et un angle d'attaque variable : -12°,-10°,-8°,0°, +8°, +10° et +12°.

α	CD	CL
-12	-1,526516	-1,9596829
-10	-1,4166442	-1,1884155
-8	-0,0161104	-1 ,0879057
0	0,29649199	0,11694607
+8	1,0462388	1,0005495
+10	1,2028281	1,425341
+12	1,9766772	1,5494031

TABLEAU 2 **:** CD et CL en fonction de α pour le régime transsonique

A cause de la symétrie du profil NACA0012 la variation du coefficient de portance CL en fonction de l'angle d'incidence α reste linéaire sur l'intervalle α∈ [-8°, +8°] (voir tableau 2 et Fig.6), Le comportement est par

contre différent pour l'angle d'incidence α<-8° et α>8°. Pour cet écoulement transsonique la portance augmente en fonction de α, car la vitesse à l'extrados diminue lorsque α augmente. En conséquence la pression diminue et la portance augmente.
Pour le cas des écoulements transsoniques avec choc, la pression après un choc est plus grande à cause de la décélération du fluide, ce qui diminue la portance.

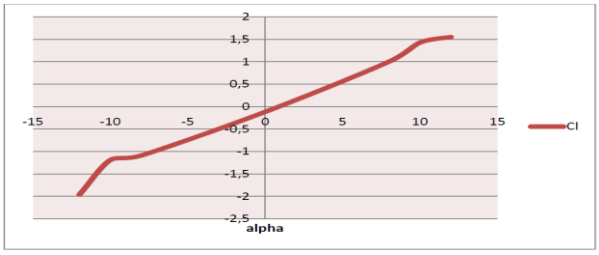


Fig. 6: Evolution de coefficient de portance en fonction de l'angle d'incidence

La Fig. 7 montre l'évolution de coefficient de trainée C_D en fonction de l'angle d'incidence.
Le coefficient de trainée augmente avec l'augmentation de l'angle d'incidence α. L'augmentation s'effectue avec différents taux au fil du changement des valeurs d'alpha.

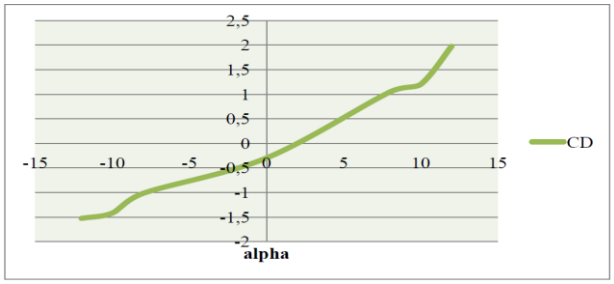


Fig. 7: Evolution du coefficient de trainée en fonction de l'angle d'incidence

La Fig. 8 représente la polaire d'un profil d'aile en régime transsonique.
On remarque que l'évolution du coefficient de portance en fonction du coefficient de trainée reste plus ou moins linéaire. La portance augmente car la vitesse à l'extrados diminue. La viscosité a un effet beaucoup moins important pour le coefficient de la portance que pour le coefficient de la trainée. Ceci implique que la composante dans la direction horizontale de la contrainte pariétale (frottement) provoquée par la viscosité du fluide (couche limite) est beaucoup plus grande que la composante dans la direction verticale.

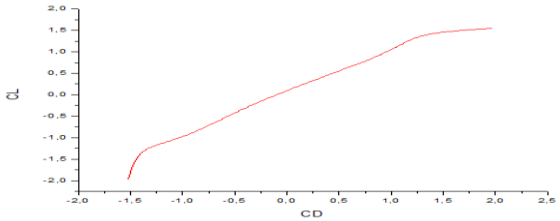


Fig. 8 **:** la polaire d'un profil d'aile NACA 0012

Contours de pression :

La fig. 9 représente les contours de pression pour les angles d'incidences α=-12°, 0° et +12°.
On remarque dans les résultats une légère chute de pression autour des profils, qui est dû au frottement du fluide avec ces derniers. La présence de dépressions notée au passage du fluide s'explique par le rétrécissement de la section de passage où le principe de conservation de la masse (équation de continuité) impose une accélération du fluide. Cette accélération est notée de part et d'autre du bord d'attaque et particulièrement sur la partie extrados du profil grâce au fort gradient de pression.

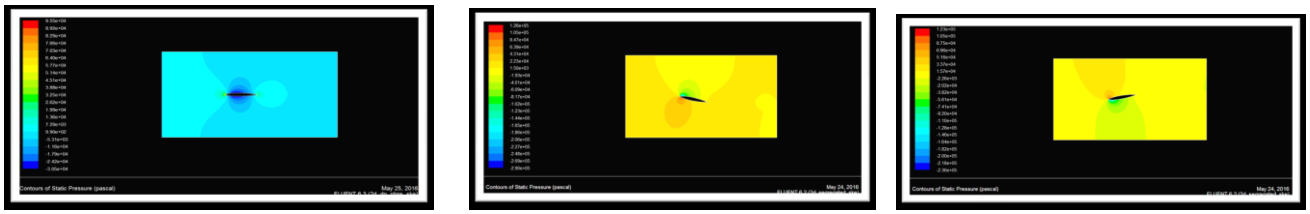


Fig. 9 : Contours de pression à M = 1.15 et α = 0°, -12°,+12°

4.3 Régime supersonique

L'écoulement supersonique a été étudié pour une vitesse de 1020m/s (nombre de Mach 3) et un angle d'attaque variable et égal à :-12°,-10°,-8°,0°, +8°, +10° et +12°. Les valeurs de C_D et C_L en fonction de l'angle d'incidence sont données dans le tableau 3.

α	CD	CL
-12	-1,3822709	-1,8479967
-10	-0,9839600	-1,6563361
-8	-0,6194687	-1 ,0814496
0	0,1479466	0,9453941
+8	0,6396352	1,2614332
+10	0,9988204	1,6717891
+12	1,4062412	1,7622614

TABLEAU 3. Evolution du coefficient de portance en fonction de l'angle d'incidence

La figure 10 montre que la courbe de portance est d'abord croissante puis constante. Le coefficient de portance C_L atteint un maximum égal à 1,762 pour un angle d'attaque α=12°. Pour des valeurs α supérieures à 12, le C_L décroit puisque les filets d'air n'épousent plus le contour du profil : on dit que pour α=12°, le profil où l'aile décroche. L'angle α=12° est alors appelé angle de décrochage ou angle critique et C_L =1.762 est appelé C_L de décrochage ou C_L maximum. Pour le point d'origine de la courbe, correspondant à α=0, on a un C_L égal à 0,95 et α=0 n'est plus appelé l'angle de portance nulle comme dans le cas des vitesses subsoniques pour un profil biconvexe symétrique tel que le profil NACA0012.

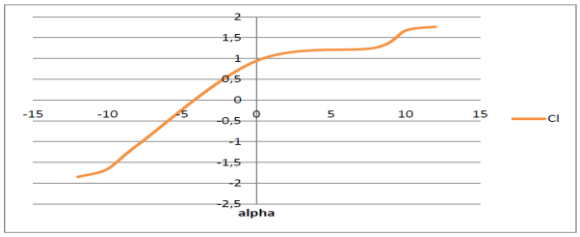


Fig. 10: Evolution du coefficient de portance en fonction de l'angle d'incidence

Le tableau 3 et la figure 11 présentent l'évolution du coefficient de trainée en fonction de l'angle d'incidence. On peut observer l'évolution presque linéaire du coefficient moyen de trainée dans l'intervalle [-12°, +12°] de α. Pour un angle α donné, le coefficient local de trainée est pratiquement le même pour le profil NACA0012 avec une augmentation relativement importante du côté de l'entrée par rapport à la sortie, dû au fait que la couche limite est mince à l'entrée et est épaisse à la sortie.

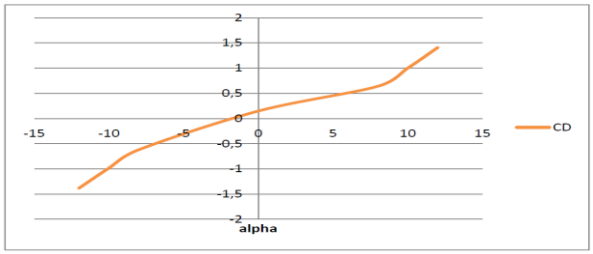


Fig. 11: Evolution du coefficient de trainée en fonction de l'angle d'incidence

La fig. 12 représente la polaire du profil d'aile en régime supersonique.
On distingue deux zones sur la courbe représentant la polaire du profil d'aile pour les vitesses supersoniques. A l'intersection des deux zones il y a un point d'inflexion. La variation de C_L en fonction de C_D est presque linéaire dans l'intervalle [-0.75, 0.75] de α.

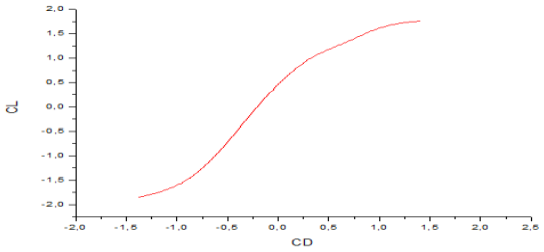


Fig. 12 **:** la polaire d'un profil d'aile NACA 0012

Contours de pression :
Les Fig. 13 représente les contours de pression pour les angles d'incidences α=-12°, 0°, +12°.
Au niveau du bord d'attaque du profil la pression est maximale. Ce résultat est consistant avec celui du champ de vitesse ; toute l'énergie cinétique a été transformée en énergie de pression. En avançant de part et d'autre du point d'arrêt le long de la paroi du profil, On remarque une diminution de pression plus importante sur l'extrados que sur l'intrados en consistance avec la forte accélération que subit le fluide. Une augmentation de pression est aussi observée au niveau du bord de fuite bien que moins importante qu'au bord d'attaque, ce qui fait que le gradient de pression est défavorable le long de la deuxième partie du profil.
On peut observer clairement que les zones de dépression à l'extrados demeurent plus en plus localisées prés du bord d'attaque, et celles de surpression à l'intrados s'élargissent en augmentant l'angle d'attaque.

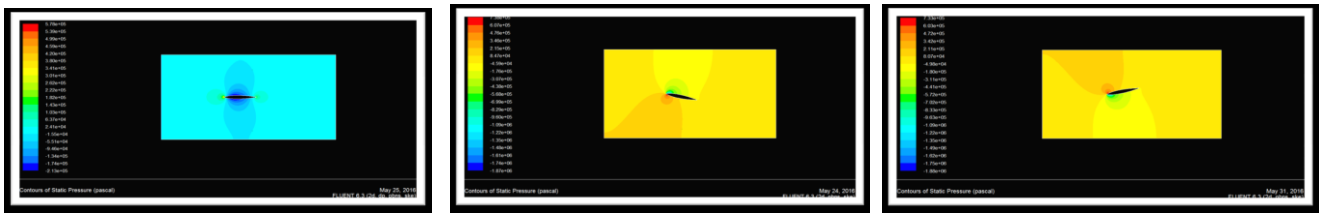


Fig. 13: Contours de pression à M = 3 et α = 0°,-12° ,+12°

6. CONCLUSION

Le présent travail, a porté sur l'étude du comportement de l'écoulement pour différents régimes de l'écoulement (subsonique, transsonique et supersonique) autour du profil d'aile NACA0012. Ce profil étant symétrique.
La méthode des volumes finis a été utilisée pour résoudre numériquement les équations aux dérivées partielles régissant l'écoulement : les équations de Reynolds et les équations du modèle de turbulence k-ε utilisé pour cette étude.
L'outil de simulation numérique **Fluent** a été utilisé dans les calculs avec le mailleur **Gambit.**
Les résultats obtenus mettent en évidence les caractéristiques suivantes :

- ✓ Un angle d'incidence nul donne une portance presque nulle pour des vitesses subsoniques mais qui a une valeur considérable dans le cas des vitesses supersoniques.
- ✓ Un point d'arrêt existe au niveau du bord d'attaque où la pression est maximale et la vitesse est nulle. Un autre point d'arrêt au bord de fuite où la pression est légèrement affaiblie par le frottement dans les couches limites le long de l'intrados et l'extrados du profil.
- ✓ Une perte de charge considérable entre l'entrée et la sortie causée par le cisaillement entre le fluide et les parois.
- ✓ L'évolution du frottement qui donne naissance à la trainée est telle qu'il y a une augmentation relativement importante du côté de l'entrée par rapport à la sortie, due au fait que la couche limite est mince à l'entrée et est épaisse à la sortie.

5.RÉFÉRENCES

[1] Pulliam, T.H. 1989 Low Reynolds number numerical solutions of chaotic flows. AIAA Paper 0123.
[2] Pulliam, T.H. & Vastano, J.A. 1993 Transition to chaos in an open unforced 2d flow. J. Comp. Phys. 105(1), 133–149. 12, 13, 163
[3] Pascazio, M. 1995 Contribution expérimentale et numérique à l'étude de la couche limite se développant sur un profil d'aile en oscillation : phénomènes de transition et de décollement en écoulement in stationnaire. Thèse de Doctorat, Université de la Méditerranée (Aix-Marseille II).
[4] McCroskey, W.J. & Philippe, J.Sz. 1975 Unsteady viscous flow on oscillating airfoils. AIAA J. 13, 71–79.
[5] Hoarau, Y., Braza, M., Ventikos, Y., Faghani, D. & Tzabiras, G. 2003 Organized modes and the threedimensional transition to turbulence in the incompressible flow around a naca0012 wing. J. Fluid Mech. 496, 63–72. 12, 13, 14, 15, 38, 41, 163, 164, 223
[6] Bouhadji, A. & Braza, M. 2003a Organised modes and shock-vortex interaction in unsteady viscous transonic flows around an aerofoil, part i : Mach number effect. Comp. Flui. 32(9), 1233–1260.
[7] Berton, E., Benyahia, A., Favier, D. & Maresca, C. 2002b Flow field visualizations around oscillating airfoils. In 11th International Symposium, Applications of Laser Techniques to Fluid Mechanics, 8-11 juillet 2002, Lisbonne, Portugal.
[8] Bourguet, R., Braza, M. & Dervieux, A. 2007a Reduced-order modeling for unsteady transonic flows around an airfoil. Phys. Fluids 19, 111704.
[9] J.B. Mc Devitt et A.F. Okuno. Static and dynamic pressure measurments on a NACA0012 airfoil at ames high reynolds number facility . Technical report, NASA, technical paper 2485, 1985.
[10] Fluent 6.0 Documentation. User's Guide. Tutorial Guide. Fluent, inc 2001.
[11] Gambit 2.0 Documentation. User's Guide. Modeling Guide. Tutorial Guide. Fluent, inc2001.

ETUDE DU COMPORTEMENT D'UN FILM BIODEGRADABLE À BASE DE POLYSACCHARIDES PLASTIFIÉ PAR LE MÉLANGE GLYCÉROL/ACIDE DL-LACTIQUE

Djalila AOUFI[1,2,*], Aicha SERIER[1]

[1]Laboratoire des revêtements, Matériaux et Environnement, Université M'hamed Bougara Boumerdes, 35000-Algérie.
[2] Centre de Recherche en Technologies Industrielles (CRTI, ex-CSC).
* djpolymera@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Notre travail porte sur l'élaboration des films à base de polysaccharides et l'évaluation de l'influence d'un melange de plastifiants sur le comportement de ces films. Les films préparés par casting, pour différentes formulations, sont homogènes, opaques, minces et lisses, présentant une bonne cohésion et sans défauts visuels. Les caractéristiques physico-chimiques des films sont déterminées par différentes techniques (UV-visible, isotherme de sorption, perméabilité à la vapeur d'eau, et essais mécaniques en traction). les résultats obtenus montent que la combinaison des deux plastifiants a permis d'explorer les propriétés de chacun d'eux. Ça a donné naissance à de nouveaux films possédant de bonnes propriétés barrières contre les radiations lumineuses, une faible hydratation, une faible perméabilité aux vapeurs d'eau, une bonne stabilité thermique et une bonne flexibilité.

Mots clés - *Mélange, plastifiants, biodégradables, polysaccharides, films.*

1. INTRODUCTION

L'élaboration de nouveaux emballages biodégradables constitue une alternative très intéressante pour réduire le volume des déchets issus des matériaux d'emballage synthétique. La biodégradabilité étant la propriété la plus importante des biopolymères, les emballages biodégradables sont constitués de biopolymères, macromolécules renouvelables, tels que les polysaccharides (cellulose et dérivés, amidon et dérivés, chitine et chitosane, etc.), les protéines (gélatine, gluten, etc.), les composés lipidiques (cires, acides gras et dérivés, etc.) et les polyesters (PLA, PHB, etc.)**.** Les polysaccharides sont connus pour leurs propriétés filmogènes et ils peuvent être utilisés pour l'emballage alimentaire ou non alimentaire. Une large gamme de propriétés peut être donc obtenue en raison de nombreuses fonctionnalités qu'ils offrent. Les films à base d'amidon ont été largement étudiés en raison de leur faible coût et de leur caractère biodégradable et renouvelable. L'amidon est devenu un polysaccharide de choix pour la fabrication des films issus de ressources renouvelables. De nombreux travaux ont mis en évidence les propriétés des films à base d'amidon natif. Ces films sont très fragiles et possèdent de faibles propriétés barrière à la vapeur d'eau en raison de l'hygroscopie de l'amidon. Dans le but d'améliorer les propriétés de ces films en fonction des conditions d'humidité, des plastifiants sont ajoutés afin d'augmenter leur flexibilité. Aussi, pour diminuer la sensibilité à l'eau, des composés moins hydrophiles que l'amidon peuvent être appliqués soit par enduction sur un film préformé soit par l'incorporation directe dans la solution filmogène. Ainsi le but principal de notre travail est d'étudier l'influence d'un mélange de plastifiants sur le comportement d'un film à base de polysaccharides.

2. METHODE EXPERIMENTALE

2.1 Préparation des films

Les films à base de polysaccharides ont été préparés par moulage par coulée (casting), la technique la plus utilisée à l'échelle du laboratoire, en utilisant des suspensions d'eau distillée, de plastifiant, d'amidon de maïs, et de la cellulose microcristalline. Les différentes formulations préparées sont résumées dans le tableau 1

Tableau 1: les différentes formulations préparées.

Films	MC [%]	Plasticizer content
G/S	0	30
G/SMCC	10	30
LA/SMCC	10	30
(G/LA)/SMCC1	10	30

3. RESULTATS

3.1 Transmission de la lumière UV-visible

Les différences dans les taux de transmission dans le domaine de l'UV-visible (figure 1) des films plastifiés par différents types de plastifiants (glycérol, acide DL-lactique et mélange binaire), pour des taux identiques, sont liées à la nature du plastifiant (transparence, masse moléculaire et taille des molécules)**.**

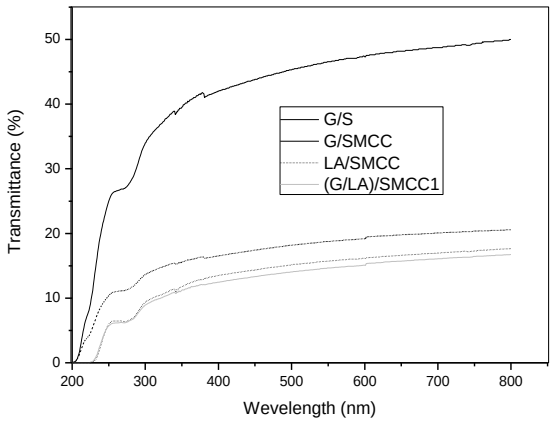


***Figure 1** : Spectres UV-Visibles (200-800nm) des films à base de mélange amidon/cellulose microcristalline, plastifiés par 30 % des différents plastifiants.*

Dans le cas de l'utilisation d'une teneur de 30% en plastifiant, la transmission de la lumière par le film contenant le plastifiant transparent (glycérol) est plus élevée que celle obtenue pour le film contenant le plastifiant non-transparent (acide DL-lactique) et elle est plus faible lors de l'utilisation d'un mélange binaire de ces deux plastifiants. Enfin, on peut constater que l'utilisation d'un mélange binaire de plastifiants apporte des améliorations concernant la protection des produits alimentaires contres les radiations lumineuses.

3.2 Propriétés d'hydratation (isotherme de sorption)

D'après la figure ci-dessus, nous observons que l'isotherme de sorption du film ((G/LA)/SMCC1), plastifié par le mélange glycérol/acide DL-lactique, est située entre les isothermes de sorption des films (G/SMCC) et (LA/SMCC) plastifiés par le même taux de glycérol et d'acide DL-lactique respectivement et pris

individuellement. On peut constater que l'introduction de l'acide DL-lactique dans le film ((G/LA)/SMCC1) a diminué l'hygroscopicité (diminution du nombre des sites d'absorption) de ce dernier qui est dû à la formation des liaisons hydrogène, plus stables que celles formées lors de la plastification par le glycérol seul (G/SMCC). Aussi, le film ((G/LA)/SMCC1) s'hydrate moins que le film G/S, ceci est dû à la présence de la cellulose microcristalline.

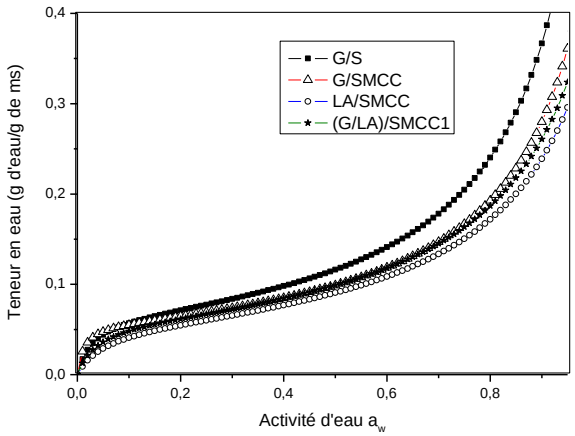


Figure 2 : *Isothermes de sorption tracées selon le modèle de GAB, des films préparées par casting et plastifiés par 30 % des différents plastifiants.*

3.3 Perméabilité à la vapeur d'eau

En comparant, les résultats présentés sur la figure ci-dessous,

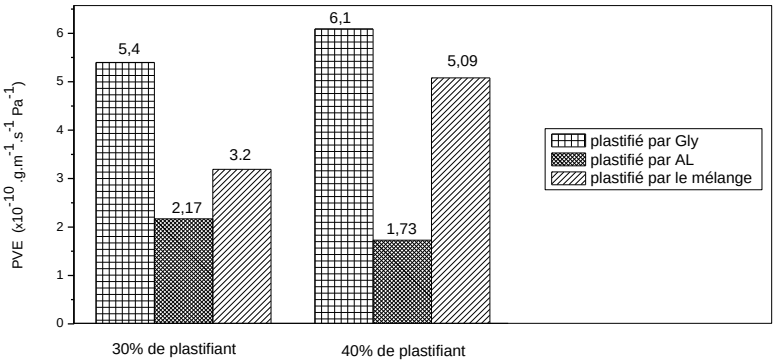


Figure 3 *: Perméabilité à la vapeur d'eau des films plastifiés par le même taux des différents plastifiants.*

nous observons que l'utilisation d'un mélange de plastifiant a apporté des améliorations pour la perméabilité à la vapeur d'eau par rapport à celles apportées par le glycérol seul. Ceci signifie que les liaisons hydrogène formées lors de la plastification par le mélange de plastifiants sont les plus stables. L'ajout de la cellulose microcristalline, polymère moins hydrophile que l'amidon, et l'utilisation du mélange de plastifiants a diminué la valeur de la perméabilité à la vapeur d'eau de 5,95 à 3.2 (10^{-10}. g .m^{-1} .Pa^{-1}) pour un taux de plastifiant de 30 % .

3.4 Propriétés mécaniques

Le but d'utiliser un mélange de plastifiant c'est d'aboutir à une meilleure flexibilité (allongement à la rupture) pour les films : c'est le résultat obtenu avec l'utilisation du mélange glycérol/acide DL-lactique.

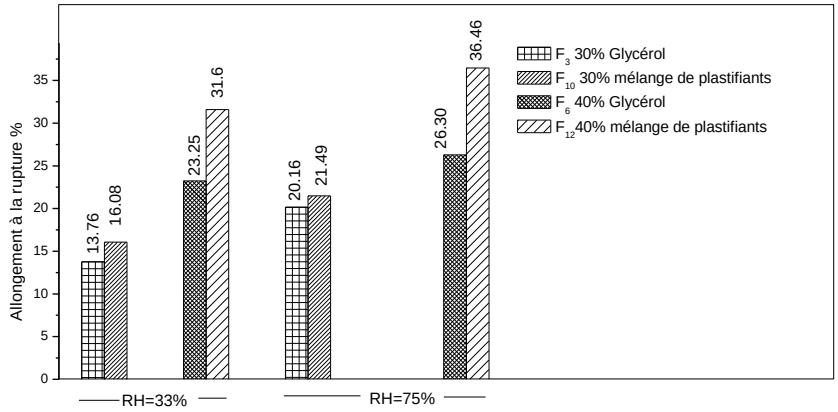


Figure.4 *Allongement à la rupture des films plastifiés par des mêmes taux de différents plastifiants.*

L'allongement à la rupture a augmenté de 13,76 à 16,08 % (pour un taux de plastifiant de 30 %) et de 23.25 à 31.6 % (pour un taux de plastifiant de 40 %) pour les films plastifiés par le glycérol et par le mélange des deux plastifiants respectivement et stockés à 33 % d'humidité relative. L'augmentation de l'allongement à la rupture prouve que les films plastifiés par le mélange glycérol/acide DL-lactique sont les plus flexibles. Ceci nous a permis de déduire que la plastification dans ce dernier cas est plus efficace que celle réalisée par le glycérol seul. Cette plastification est probablement le résultat de deux types de plastification : la première est une plastification interne due aux chaines polymériques estérifiées, et la deuxième est une plastification externe due aux molécules de glycérol. Ce type de plastification a été rencontré dans les travaux de Rui Shi et al, lorsqu'ils ont combiné entre l'acide citrique et le glycérol**.**

CONCLUSION

Dans le but d'améliorer les propriétés des films à base de mélange amidon/cellulose microcristalline, on a utilisé un mélange binaire de glycérol et d'acide DL-lactique pour combiner les fonctionnalités des deux plastifiants. Les résultats obtenus ont montré que pour un même taux du plastifiant, l'utilisation d'un mélange de plastifiant a apporté les avantages suivants : Une absorption maximale des radiations UV-visible, ce qui donne une meilleure protection contre la photodégradation des aliments. Une faible hydratation, une faible mobilité des molécules d'eau et une faible perméabilité à la vapeur d'eau ce qui donne une bonne conservation des produits possédant un caractère hydrophile. Une augmentation des propriétés thermiques et de la flexibilité des films.

REFERENCES

[1] B. Q Chen, J. R. G. Evans. Thermoplastic starch–clay nanocomposites and their characteristics. *Carbohydrate Polymers*. 61, 455–463, 2005.

[2] N. Wang, X. X. Zhang, N. Han, S. H. Bai. Effect of citric acid and processing on the performance of thermoplastic starch/montmorillonite nanocomposites. *Carbohydrate Polymers*. 76 68–73, 2009.

[3] L. Averous, N. Fauconnier, L. Moro, C. Fringant. Blends of thermoplastic starch and polyesteramide: Processing and properties. *Journal of Applied Polymer Science*. 76, 1117–1128, 2000.

[4] H. F. Zobel,. Molecules to granules: a comprehensive starch review. *Starch/Starke*. 40, 44–50, 1988.

[5] M. L. Fishman, D. R. Coffin, R. P. Konstance, , C. I Onwulata. Extrusion of pectin/starch blends plasticized with glycerol,. *Carbohydrate Polymers*. 41,317–325, 2000.

[6] A. L. M. Smits, M. Wubbenhorst, P. H. Kruiskamp, J. J. G van Soest, J. F. G. Vliegenthart, J.van Turnhout. Structure evolution in amylopectin/ethylene glycol mixtures by Hbond formation and phase separation studied with dielectric relaxation spectroscopy. *Journal of Physical Chemistry* B. 105, 5630–5636, 2001

[7] J. G. Yu, J. Gao, T. Lin. Biodegradable thermoplastic starch. *Journal of Applied Polymer Science*. 62, 1491–1494,1996.

[8] L.Wang, R. L. Shogren, C. Carriere. Preparation and properties of thermoplastic starch–polyester laminate sheets by coextrusion. *Polymer Engineering and Science*. 40, 499–506, 2000.

[9] X. F. Ma, J. G. Yu. The effects of plasticizers containing amide groups on the properties of thermoplastic starch. *Starch/Starke*. 56 545–551,(2004a).

[10] X. F. Ma, J. G. Yu. Formamide as the plasticizer for thermoplastic starch, *Journal of Applied Polymer Science*. 93, 1769–1773, 2004b.

[11] X. F Ma, J. G. Yu, J. Feng. Urea and formamide as a mixed plasticizer for thermoplastic starch. *Polymer International*. 53, 1780–1785,2004.

[12] Md. Hoque, S. Benjakul, et h. Prodpran. Properties of film from cuttlefish (Sepia pharonis) skin gelatin incorporated with cinnamon, clove and star anise extracts. *Food Hydrocolloids*. 25, 1085-1097,2011.

[13] F. D. S. Larotonda, L. Hilliou, A. M. C. Sereno, M. P. Gonçalves, Green edible films obtained from starch-domestic carrageenan mixtures, 2nd Mercosur congress on Chemical Engineering.

[14] C. Chen, L. Lai. Mechanical and water vapor barrier properties of tapioca starch/decolorized hsian-tsao leaf gum films in the presence of plasticizer. *Food Hydrocolloids*. 2, 1085-1097, 2008.

[15] R. Shi, Z. Zhang, Q. Liu, Y. Han, L. Zhang, D. Chen, W. Tian, Characterization of citric acid/glycerol co-plasticized thermoplastic starch prepared by melt blending, *Carbohydrate Polymers*. 69, 748–755,2007.

STUDY OF TURBULENT NATURAL CONVECTION OF A NANOFLUID IN A SOLAR WATER HEATER ENCLOSURE

Mabrouk GUESTAL, Mahfoud KADJA

Laboratory of Applied Energetics and Pollution, Department of Mechanical Engineering, University of Frères Mentouri, Constantine 25000, Algeria
gamabrouk@yahoo.fr

ABSTRACT

In this research we study the heat transfer by turbulent natural convection of a water-copper nanofluid in a solar water heater enclosure, the heating of enclosure is achieved by the solar collector wall at constant heat flux Q. The left vertical wall of the solar thermal storage tank is maintained at constant cold temperature T_c, the other parts of the enclosure are considered as adiabatic. The volume fractions of the nanoparticles are varied in the range of 0 to 0.20. The permanent forms of two-dimensional Reynolds-Averaged-Navier–Stokes equations and conservation equations of mass and energy are solved by the finite volume method with use of the SIMPLE algorithm for pressure-velocity coupling. The turbulence is modeled by the standard k-ε model. The Rayleigh number Ra is varied in the range of 10^8 to 10^{12}. The streamlines and the isotherms and the variation of the average Nusselt number at the heated wall are shown for various combinations of the Rayleigh number Ra and different values of volume fraction of the nanoparticles.

Keywords: *Turbulent Flow, Solar Water Heater, Nanofluids.*

NOMENCLATURE

Symbols :

g acceleration of gravity, m s^{-2}
$\bar{h}$ average heat transfer coefficient, $Wm^{-2}K^{-1}$
H the enclosure height, m
H1 solar collector output section height, m
L enclosure width, m
K thermal conductivity of the fluid, $Wm^{-1}K^{-1}$
p pressure, Pa
P dimensionless pressure
u horizontal velocity, m s^{-1}
v vertical velocity, m s^{-1}
U dimensionless horizontal velocity
V dimensionless vertical velocity
Q heat flux, W m^{-2}
T_c temperature of cold surface, K
x, y coordinates, m
X, Y dimensionless coordinates
$\overline{Nu}$ average number of Nusselt,
Ra Rayleigh number, $g \beta H^4 Q / K \nu \alpha$
Pr Prandtl number, $Pr = \nu / \alpha$

Greek Letters:

α thermal diffusivity, $m^2 s^{-1}$
ν kinematic viscosity, $m^2 s^{-1}$
ρ density, kg m^{-3}
φ_v volume fraction of the nanoparticles
θ temperature dimensionless
Ω inclination angle of the solar collector
θ temperature dimensionless
β thermal expansion coefficient at constant at constant pressure, K^{-1}

Indices / Exponents :

f base fluid
nf nanofluid
s solid

1. INTRODUCTION

Today, with the increasing decline in the world's petroleum reserves and growing phenomenon of global warming resulting from the use of petroleum energy, It became necessary to find a replacement of this traditional energy. The solar energy is the best solution as it is a clean and a renewable source of energy. The research in this field led to the discovery of a lot of devices which can be used to convert the solar energy into thermal energy. The latter can be used in various everyday needs. Among such devices we find the solar water heater which is studied in the present work.

Due to the importance of this field we can find many published papers in the literature on numerical and experimental studies. Among these we can mention Renault and son [1] who studied experimentally the flow structure of turbulent natural convection in a rectangular enclosure. The results showed that the development of the boundary layer adjacent to the hot plate was similar to that observed in the case of a single plate. O. Aydin and W. Yang [2] investigated numerically the natural convection of air in a rectangular enclosure with localized heating from below and symmetrical cooling from sides, the Rayleigh number is varied from 10^3 to 10^6, and the dimensionless heat source length is varied from 0.2 to 0.8, they concluded that for high Rayleigh number the heat transfer is dominated by convection and that the increase of the dimensionless heat source length improves the heat transfer, while for small Rayleigh numbers the heat transfer is dominated by conduction. Calcagni et al. [3] analysed numerically and experimentally the free convective heat transfer in a square enclosure constituted by a discrete heater located on the lower wall and cooled from sides, they found that for high Rayleigh numbers the increase of the heat source length produces a raise in heat transfer, and for Rayleigh numbers less than or equal to 10^4 the heat transfer is dominated by conduction, and by convection for Rayleigh number equal to 10^5. Sharma et al. [4] carried out a numerical study of turbulent natural convection in a square enclosure with localized heating from below whose length varies from 0.2 to 0.8, and symmetrical cooling from the vertical side walls, the Rayleigh number was varied from 10^8 to 10^{12}, they observed the formation of two counter clockwise rotating cells, and in the case of isothermal heating the Nusselt number increases with an increase in the heated width while the opposite is true for the isoflux heating. Kuznetsov and Sheremet [5] present a numerical study of turbulent natural convection in a rectangular enclosure having finite thickness walls with local heating at the bottom of the cavity, the Grashof number was varie from 10^8 to 10^{10}, they obtained average Nusselt number correlations as a function of Grashof number.

There are many methods to improve the heat transfer by natural convection, among such methods we find the use of nanofluids which attracted the attention of many researchers. Many studies have been carried out on this subject, among them: Khanafer et al. [6] who investigated the heat transfer enhancement in a two-dimensional enclosure utilizing a water-copper nanofluid, for a range of Grashof numbers 10^3 to 10^5 and volume fractions 0 to 0.25, the results illustrate that the suspended nanoparticles substantially increase the heat transfer rate at any given Grashof number. Abu-Nada et al. [7] studied the heat transfer enhancement in horizontal annuli using different nanofluids, the results showed that for high Rayleigh numbers and high L/D ratios, nanoparticles with high thermal conductivity result in significant enhancement in heat transfer. Oztop and Abu-Nada [8] investigated the heat transfer by natural convection in a partially heated enclosure using nanofluids, the results showed that both increasing the value of Rayleigh number and heater size -while keeping the remaining problem parameters fixed -enhance the heat transfer and flow strength.

Although there is a large number of studies carried out on the heat transfer of nanofluids by natural convection within the enclosures, the majority of these studies have been completed for the laminar regime and only a very small number of these studies concentrated on the turbulent natural convection, for this reason we achieved this study in order to provide the maximum amount of information about the heat transfer by turbulent natural

convection in a solar water heater enclosure filled with a copper-water nanofluid with volume fraction varied between 0 and 0.20 and for a Rayleigh number varied between 10^8 and 10^{12}.

2. MATHEMATICAL FORMULATION

2-1. Physical Model

Figure 1 shows the physical model of the problem, which is a solar water heater enclosure divided into two parts, the first part is called the solar collector and is heated at a constant heat flux Q, while the second section is a thermal storage tank in the form of a triangle with a cooled left vertical wall which is maintained at a constant temperature T_c, the remaining enclosure parts are taken as thermally insulated. In order to simplify the problem we consider that this enclosure is infinite in length in the Z direction. The heat is transferred within the solar water heater enclosure by turbulent natural convection by means of copper-water nanofluid with volume fraction of copper nanoparticles varied from 0 to 0.20. The Rayleigh number is varied in the range of 10^8 to 10^{12}.

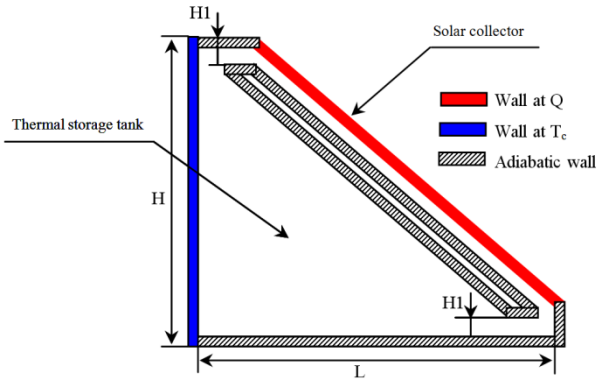


FIGURE 1. Schematic of physical model

2-2. Governing Equations

For a simple formulation of the problem, we considered that the fluid is Newtonian and incompressible, the flow is stationary and two-dimensional, and the density in the buoyancy term obeys the Boussinesq approximation while the physical properties of the fluid are constant. The mathematical model of the problem is summarized in the following equations:

$$\frac{\partial(\rho_{nf}\,u)}{\partial x}+\frac{\partial(\rho_{nf}\,v)}{\partial y}=0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho_{nf}\,uu)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho_{nf}\,vu)=-\frac{\partial p}{\partial x}+\frac{\partial}{\partial x}\left(2(\mu_{eff})_{nf}\frac{\partial u}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left[(\mu_{eff})_{nf}\left(\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial v}{\partial x}\right)\right] \tag{2}$$

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho_{nf}\,uv)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho_{nf}\,vv)=-\frac{\partial p}{\partial y}+\frac{\partial}{\partial x}\left[(\mu_{eff})_{nf}\left(\frac{\partial v}{\partial x}+\frac{\partial u}{\partial y}\right)\right]+\frac{\partial}{\partial y}\left[2(\mu_{eff})_{nf}\frac{\partial v}{\partial y}\right]+\rho_{nf}\beta_{nf}\,g\,(T-T_c) \tag{3}$$

$$\frac{\partial}{\partial x}\left(\rho_{nf}\,u\,C_{P_{nf}}T\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\rho_{nf}\,v\,C_{P_{nf}}T\right)=\frac{\partial}{\partial x}\left((K_{eff})_{nf}\frac{\partial T}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left((K_{eff})_{nf}\frac{\partial T}{\partial y}\right) \tag{4}$$

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho_{nf}\,uk)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho_{nf}\,vk)=\frac{\partial}{\partial x}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)_{nf}\frac{\partial k}{\partial x}\right]+\frac{\partial}{\partial y}\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)_{nf}\frac{\partial k}{\partial y}+P_k+G_k-\rho_{nf}\varepsilon \tag{5}$$

$$\frac{\partial}{\partial x}(\rho_{nf}\,u\varepsilon)+\frac{\partial}{\partial y}(\rho_{nf}\,v\varepsilon)=\frac{\partial}{\partial x}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)_{nf}\frac{\partial \varepsilon}{\partial x}\right]+\frac{\partial}{\partial y}\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon}\right)_{nf}\frac{\partial \varepsilon}{\partial y}+[C_{\varepsilon 1}(P_k+C_{\varepsilon 3}G_k)-C_{\varepsilon 2}\varepsilon]\,\frac{\varepsilon}{k} \tag{6}$$

Where

$$P_k=(\mu_t)_{nf}\left[2\left(\frac{\partial u}{\partial x}\right)^2+2\left(\frac{\partial v}{\partial y}\right)^2+\left(\frac{\partial u}{\partial y}+\frac{\partial v}{\partial x}\right)^2\right];\ G_k=-\frac{(\mu_t)_{nf}}{\sigma_T}\,g\,\beta_{nf}\frac{\partial T}{\partial y}\ ;\ (\mu_{eff})_{nf}=(\mu+\mu_t)_{nf}\ ;\ (\mu_t)_{nf}=C_\mu\frac{\rho_{nf}k^2}{\varepsilon};(K_{eff})_{nf}=K_{nf}+\frac{\mu_t C_{P_{nf}}}{\sigma_T}$$

For k–ε turbulence model, the constants used are: $C_\mu = 0.09;\ C_{\varepsilon 1} = 1.44;\ C_{\varepsilon 2} = 1.92;\ \sigma_T = 1.0;\ \sigma_k = 1.0;\ \sigma_\varepsilon = 1.3$

The density and specific heat of the nanofluid are calculated according to [9] from:

$$\rho_{nf} = (1-\varphi_v)\rho_f + \varphi_v\rho_s\ ; \qquad (\rho C_p)_{nf} = (1-\varphi_v)(\rho C_p)_f + \varphi_v(\rho C_p)_s \tag{7}$$

The thermal expansion coefficient and the viscosity of the nanofluid is obtained by [9]

$$(\rho\beta)_{nf} = (1-\varphi_v)(\rho\beta)_f + \varphi_v(\rho\beta)_s\ ; \qquad (\mu_{eff})_{nf} = \frac{\mu_f}{(1-\varphi_v)^{2.5}} \tag{8}$$

The effective thermal conductivity of the nanofluid is determined using the Maxwell model [9]

$$\frac{(k_{eff})_{nf}}{k_f} = \frac{k_s + 2k_f + 2\varphi_v(k_s - k_f)}{k_s + 2k_f - \varphi_v(k_s - k_f)} \tag{9}$$

The heat transfer is characterized by the average Nusselt number which is calculated using the formula:

$$\overline{Nu} = \frac{\bar{h}\sqrt{(H-H_1)^2 + (L-L_1)^2}}{K_f} \tag{10}$$

2-3. Boundary conditions

The different boundary conditions of the problem are expressed as follows

Hot wall	Cod wall	Adiabatic wall
$Q = -k\frac{\partial T}{\partial y};\ k = u = v = 0;\ \varepsilon = \infty$	$T = T_c;\ u = v = 0;\ \varepsilon = \infty$	$\frac{\partial T}{\partial y} = 0\ ;\ k = u = v = 0\ ;\ \varepsilon = \infty$

3. NUMERICAL PROCEDURE

The equations of mathematical model are solved numerically using the finite volume method [10]. All numerical simulations of this study are performed using the commercial software Fluent. The SIMPLE algorithm is used for pressure-velocity coupling. The discretization of the convective terms in the conservation equations is made with the "QUICK" scheme. The convergence of all equations is reached when the sum of normalized residuals at each node of the computational domain -and for each algebraic equation obtained after discretization- becomes less than 10^{-2}.

4. GRID INDEPENDENCE STUDY AND VALIDATION

The influence of the number of nodes on the accuracy of the results has been studied for the case of Ra = 10^{12} and $\varphi_v = 0$. From the grid which has 15028 nodes the average Nusselt number becomes constant, see Figure 2. Therefore, the simulation using an unstructured mesh of 15028 nodes with triangular cell types (see Figure 3) was used in all calculations.

In order to verify the accuracy of the numerical results obtained in this work, we compared them with those obtained by Aminossadati and Ghasemi [11] . The comparison curves for the average Nusselt number are shown in Figure 4. They show an excellent agreement, which confirms the accuracy of the present simulation.

5. RESULTS

In this study, we investigated the effects of using a copper-water nanofluid with volume fraction varied from 0 to 0.20 on fluid flow and heat transfer by turbulent natural convection inside a solar water heater enclosure in the range of the Rayleigh number from 10^8 to 10^{12}.

5-1. Thermal fields

This field is shown by the temperature contours in Figure 5 for a Rayleigh number which varies in the range of 10^8 to 10^{12}, and volume fraction φ_v varied from 0 to 0.20.

The recovered heat through the hot wall is transported by turbulent convection to the upper portion of the solar thermal storage tank due to molecules of fluid being in the solar collector. The heat is then discharged through

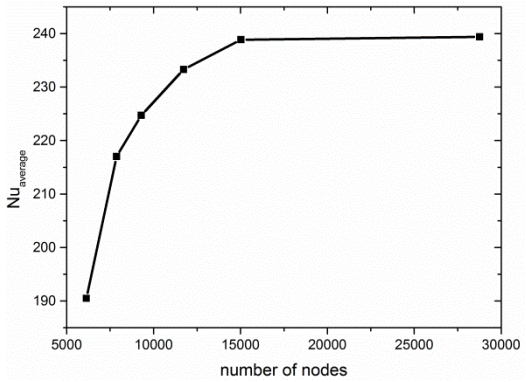


FIGURE 2. Average Nusselt number along the heated wall for $\varphi_v = 0$ and $Ra = 10^{12}$

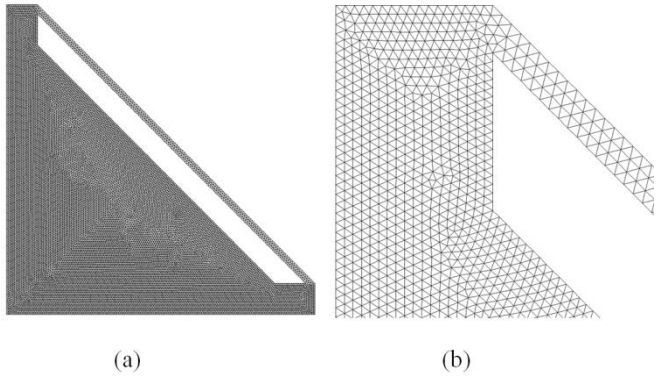
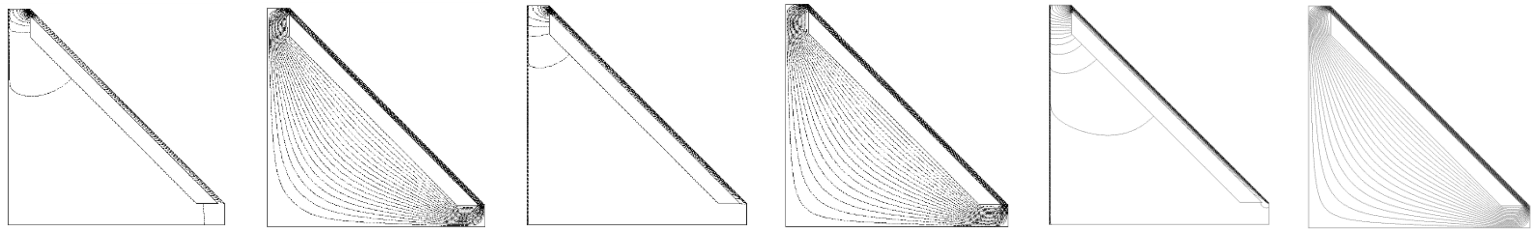
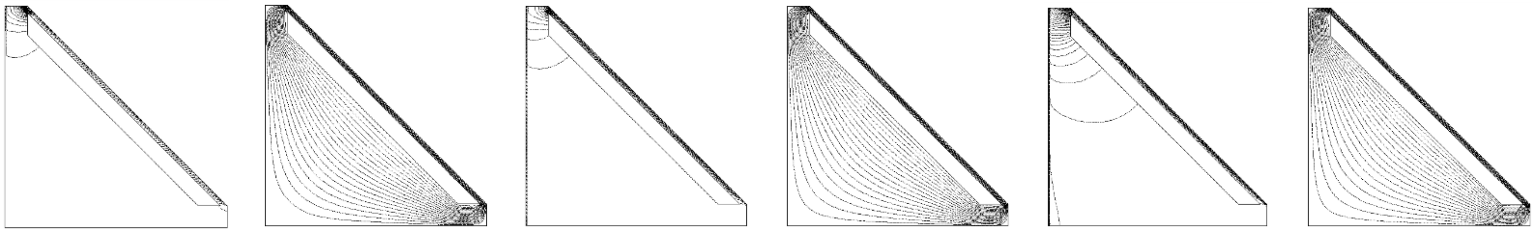


FIGURE 3. The final mesh (a) and detail (b)



$Ra=10^8$ $Ra=10^{10}$ $Ra=10^{12}$

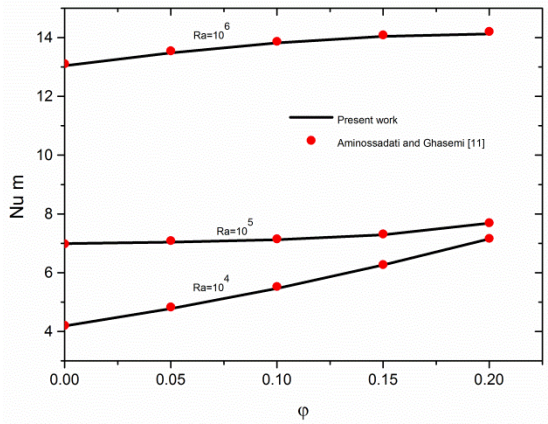
$\varphi_v=0$



$Ra=10^8$ $Ra=10^{10}$ $Ra=10^{12}$

$\varphi_v=0.2$

FIGURE 5. Isotherms (left) and streamlines (right)



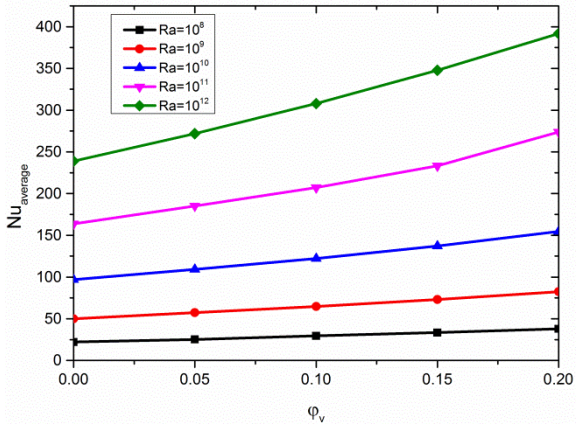


FIGURE 4. Comparison of average Nusselt number with the study of Aminossadati [11]

FIGURE 6. Average Nusselt number

the cold wall of the tank, the cold fluid is transported to the bottom of the solar collector and the heating cycle is repeated again. It is noted that for each value of Ra, the isotherms are almost identical for φ_v varied from 0 to 0.20, and we noted that with the increasing Rayleigh number for a given value of φ_v the thermal stratification increases at the solar collector outlet. There is also an increase of fluid temperature at this position.

5-2. Dynamic fields

The numerical results show that for all values of Ra or φ_v, the streamlines remain almost identical.

5-3. Heat transfer

The evolution of the average Nusselt number in function of the Rayleigh number for different values of φ_v is shown in Figure 6, from which we can observe that the average Nusselt number increases with increasing φ_v and Ra.

6. CONCLUSIONS

In this numerical study we modeled the heat transfer by turbulent natural convection in a solar thermal water heater enclosure to study the improvement of heat transfer with the use of a water-copper nanofluid instead of a pure fluid (water). The results obtained clearly show that the use of nanofluids can influence greatly on the heat transfer in this geometry at the turbulent regime. The use of a water-copper nanofluid as coolant with volume fraction equal 0.20 increases the heat transfer by 64.02% compared to the use of pure water. The results also show that for a water-copper nanofluid $\varphi_v = 0.20$ is the value of the volume fraction which allows the maximum heat through the hot wall in this solar thermal water heater enclosure.

REFERENCES

[1] C. Renault, Doan-Kim-Son, Turbulent natural convection in a rectangular enclosure, Mechanics research communications, 10 (4), 245-251, 1983.

[2] O. Aydin, W. Yang, Natural convection in enclosures with localized heating from below and symmetrical cooling from sides, Int. J. of numerical Methods for heat and fluid flow, 10 (5), 518-529, 2000.

[3] B. Calcagni, F. Marsili, M. Paroncini, Natural convictive heat transfer in square enclosures heated from below, Applied thermal engineering, 25, 2522-2531, 2005.

[4] A. K. Sharma, K. Velusamy, C. Balaji, Turbulent natural convection in an enclosure with localized heating from below, Int. J. of thermal sciences, 46, 1232-1241, 2007.

[5] G. V. Kuznetsov, M. A. Sheremet, Numerical simulation of turbulent natural convection in a rectangular enclosure having finite thickness walls, Int. J. of heat and mass transfer, 53, 163-177, 2010.

[6] K. Khanafer, K. Vafai, M. Lightstone, Buoyancy-driven heat transfer enhancement in a two- dimensional enclosure utilizing nanofluids, Int. J. of heat and mass transfer, 46, 3639-3653, 2003.

[7] E. Abu-Nada, Z. Masoud, A. Hijazi, Natural convection heat transfer enhancement in horizontal concentric annuli using nanofluids, Int. J. of heat and mass transfer, 35, 657-665, 2008.

[8] H. F. Oztop, E. Abu-Nada, Numerical study of natural convection in partially heated rectangular enclosures filled with nanofluids, Int. J. of heat and fluid flow, 29, 1326-1336, 2008.

[9] G. Bachir. Contribution à l'étude de la convection naturelle dans les nanofluides en configuration de Rayleigh-Bénard. Doctoral thesis, University of Toulouse III 2010. France

[10] S. V. Patankar. Numerical heat transfer and fluid flow. Hemisphere Publishing Corporation 1980. États-Unis of Americus

[11] S. M. Aminossadati, B. Ghasemi, Natural convection cooling of a localised heat source at bottom of a nanofluid-filled enclosure, Euro. J. of Mechanics B/Fluids, 28, 630-640, 2009.

INVESTIGATION DU TRANSFERT DE CHALEUR CONJUGUÉ DANS UN ÉCHANGEUR DE CHALEUR AYANT DES TUBES AILETÉS

Ridha MEBROUK[a,b,c], Mahfoud KADJA[a], Stéphane FOHANNO[b], Mohammed LACHI[b]

[a] Laboratoire d'Energétique Appliquée et de Pollution, Département de Génie Mécanique, Université des frères Mentouri, Constantine, Algérie.
[b] GRESPI – Thermomécanique (EA 4694), Université de Reims Champagne-Ardenne, Reims, France.
[c] Université de Kasdi Merbah, Ouargla, Algérie. Email: ridhamebrouk@gmail.com

RESUME

Dans ce travail, nous étudions numériquement les caractéristiques dynamique et thermique d'un échangeur de chaleur ayant des tubes ailetés. Les calculs supposent un transfert de chaleur et un écoulement en régime permanent. Le nombre de Nusselt et le coefficient de frottement qui caractérisent l'échangeur de chaleur sont déterminés pour différentes valeurs du nombre de Reynolds. L'équation de conservation de l'énergie convection-conduction (transfert conjugué) en trois dimensions a été résolue avec les équations de la conservation de la masse et de la quantité de mouvement afin de déterminer ces caractéristiques. Les deux régimes d'écoulement laminaire et turbulent sont considérés. L'effet de la modélisation de la turbulence a été étudié en utilisant trois modèles différents (le modèle Spalart-Allmaras de turbulence à une équation, le modèle k-ε standard et le modèle RSM). Les calculs ont permis la détermination des champs dynamiques et thermiques. La validation du modèle a été effectuée en comparant le facteur de frottement f calculé et le facteur j de Colburn avec les résultats expérimentaux puisés de la littérature. La comparaison a montré un bon accord qualitatif entre les résultats numériques et les données expérimentales. Les résultats obtenus ont également montré que le plus simple des trois modèles de turbulence testés (celui de Spalart-Allmaras) donne les valeurs les plus proches des données expérimentales.

Mots Clés : *Convection forcée, simulation numérique, échangeur de chaleur, tubes ailetés.*

NOMENCLATURE

Symboles :

C_p Chaleur spécifique [J/kg K]
D_c Diamètre de la sortie du tube [m]
D_h Diamètre hydraulique [m]
f Coefficient de frottement
h Coefficient de transfert de chaleur[w/m^{2}k]
j Coefficient de Colburn : Nu/RePr$^{1/3}$
k Conductivité thermique [W/m^{2}k]
L Profondeur de l'échangeur
N Nombre de rangées de tubes
P, ΔP pression et chute de pression [Pa]
P_f Pas d'ailette [m]
P_l Pas longitudinale [m]
P_t Pas transversale [m]
Nu nombre de Nusselt,
Ra nombre de Reynolds
Pr nombre de Prandtl

Lettres grecques :

α Diffusivité thermique, m^2 s^{-1}
μ Viscosité dynamique [kg/ms]
ρ Densité [kg/m3]
σ Nombre de Prandt turbulent
ν Viscosité cinématique, (m^{2}s^{-1})(μ/ρ)

1. INTRODUCTION

L'étude d'amélioration des surfaces du transfert de chaleur est d'un intérêt considérable parce que les résultats peuvent être exploités dans une large gamme de domaines industriels (usines chimiques, industries alimentaires, chauffage, conditionnement d'air, réfrigération, microélectronique, biotechnologie, etc…) ainsi que dans le domaine des transports. Dans la plupart des cas les surfaces étendues (ailettes) sont utilisées comme élément de base d'un échangeur de chaleur compact. Les objectifs de conception recherchés en utilisant ces techniques passives est d'augmenter le taux de transfert de chaleur tout en réduisant la chute de pression et la taille de l'échangeur de chaleur. Dans les échangeurs de chaleur liquide-gaz, tel que celui étudié ici, la résistance au transfert de chaleur côté liquide est généralement faible par rapport à celle du côté gaz, par conséquent, les ailettes sont habituellement montées sur le côté du gaz afin d'avoir un régime équilibré. Un échangeur de chaleur ayant des tubes ailetés est montré dans la figure 1. Les tubes traversent des plaques parallèles constituant les ailettes. L'écoulement entre les tubes crée un système de tourbillonnement, qui prend généralement la forme d'un fer à cheval. La présence du tourbillon en fer à cheval améliore le transfert de chaleur entre le gaz en écoulement et le liquide circulant à l'intérieur des tubes, à travers la mince couche limite entourant les tubes.

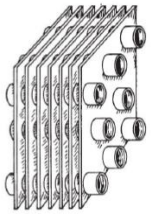


FIGURE 1. Echangeur de chaleur tubulaire avec des ailettes

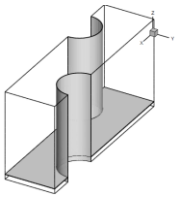


FIGURE 2. Domaine de calcul

Il y a eu une variété de travaux expérimentaux (Wang et al. [1] , Ay et al [2] , Yan et al [3]) , théoriques et numériques (Tao et al. [4] , Erek et al. [5], Sahin et al. [6] , Tuteur et Akkoca [7]) réalisés pour étudier les échangeurs de chaleur à tube ailetés. Les travaux expérimentaux ont été réalisés en vue d'obtenir des données et des corrélations empiriques à utiliser dans la conception d'échangeurs de chaleur compacts ou pour la validation des codes CFD. Dans l'étude de Wang et al. [1] quinze échantillons d'échangeurs ayant des tubes ailetés et différents paramètres géométriques ont été testés et comparés dans un écoulement induit par une soufflerie ouverte. Les résultats ont été présentés sous la forme de coefficient de frottement et de coefficient j de Colburn en fonction du nombre de Reynolds basé sur le diamètre du tube dans la gamme de 300 à 7500. Les comparaisons avec les corrélations existantes ont également été signalées. Les auteurs ont constaté que l'espacement entre les ailettes n'affecte pas le coefficient de transfert thermique, que le nombre de rangées de tubes a un effet négligeable sur le coefficient de frottement, et que l'épaisseur de l'ailette n'affecte pas les caractéristiques de transfert de chaleur ou de frottement.

Tao et al. [4] ont réalisé des simulations numériques 3D pour déterminer le transfert thermique et les caractéristiques d'écoulement de fluide en régime laminaire dans un échangeur de chaleur à tubes ailetés avec des ailettes ondulées. L'effet de quatre facteurs a été examiné: nombre de Reynolds, pas d'ailettes, angle d'ondulation et nombre de rangées de tubes. Le nombre de Reynolds basé sur le diamètre du tube varie de 500 à 5000, le pas entre les ailettes de 0,4 à 5,2 mm, l'angle d'ondulation de 0° à 50°, et le nombre de rangées de tubes de 1 à 4. Les résultats numériques montrent que, avec l'augmentation des angles d'ondulation, la

diminution du pas d'ailettes et du nombre de rangées de tubes, le transfert de chaleur est amélioré mais avec une certaine pénalité dans la chute de pression.

La revue de la littérature a montré que pratiquement toutes les simulations CFD sur des échangeurs de chaleur ayant des tubes ailetés ont investigué l'effet des paramètres géométriques sur les caractéristiques de transfert de chaleur et de chute de pression. Dans cette étude, un échangeur de chaleur à tubes ailetés et à deux rangées montées en quinconce a été étudié, pour déterminer le transfert de chaleur et le coefficient de frottement pour une gamme de nombres de Reynolds variant de 300 à 10000. Les simulations sont réalisées pour les régimes laminaire et turbulent, et en utilisant trois modèles de turbulence différents : un simple modèle d'une seule équation (modèle Spalart-Allmaras) , le modèle k-ϵ à deux équations et un modèle très complexe à sept équations (Reynolds Stress Model) . Au meilleur de la connaissance des auteurs, toutes les études précédentes ne traitent pas l'effet de la complexité du modèle de turbulence sur les caractéristiques hydrauliques et thermiques des échangeurs de chaleur à tubes ailetés. Cet échangeur de chaleur a été préalablement testé expérimentalement et les données rapportées dans la littérature. Cela nous a permis de comparer les résultats des calculs pour les deux régimes avec les données expérimentales afin de valider l'algorithme de modélisation.

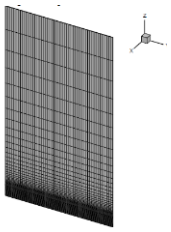


FIGURE 3. Maillage de l'entrée et de la sortie du domaine de calcul.

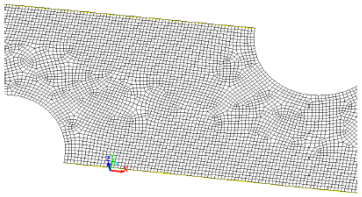


FIGURE 4. Maillage non structuré de l'ailette.

2. MODELE PHYSIQUE ET EQUATIONS GOUVERNANTES

Le modèle physique, le système de coordonnées et les paramètres géométriques correspondent à la configuration qui est présentée dans la figure 2. Ici, l'air circule entre les deux ailettes et autour des surfaces des deux rangées de tubes. La géométrie des ailettes est simple et les valeurs géométriques sont indiquées dans le tableau 1. Les ailettes sont fabriquées en aluminium et le fluide circulant est de l'air dont le nombre de Prandtl est Pr = 0,7442. L'air est utilisé comme fluide de refroidissement. Il entre à une température de 300 K. La température des parois du tube est supposée constante et égale à 350 K. La chaleur transportée est déterminée comme étant une solution d'un problème conjugué qui combine la conduction thermique dans le solide (les ailettes) et le transfert de chaleur par convection du fluide de refroidissement (air).

Paramètres géométriques		
Epaisseur d'ailette	t	*0.130 mm*
Pas d'ailette	F_p	*2.240 mm*
diamètre extérieur du collier d'ailette	D_c	*10.23 mm*
Pas transverse	P_t	*25.40 mm*
Pas longitudinal	P_l	*22.00 mm*
nombre des rangées de tubes		*2*

TABLEAU 1. Dimensions géométriques du modèle de l'échangeur de chaleur

Le nombre de Reynolds basé sur le diamètre hydraulique est varié dans la gamme de 300-10000. L'écoulement est supposé permanent, incompressible, tri-dimensionnel et laminaire ou turbulent. La masse volumique, la chaleur spécifique, la conductivité thermique et la viscosité dynamique de l'air sont supposées indépendantes de la température. Les équations de continuité, de quantité de mouvement et de l'énergie (Xiong et al [8-9]) avec dissipation visqueuse négligeable sont les suivantes:

Les équations moyennées de quantité de mouvement de Reynolds sous forme tensorielle sont données par l'expression :

$$U_j\frac{\partial U_i}{\partial x_j}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial x_i}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\frac{\mu}{\rho}\frac{\partial U_i}{\partial x_j}\right)+\frac{\partial\left(-\overline{u_iu_j}\right)}{\partial x_j} \quad (1)$$

Dans laquelle $R_{ij}=-\overline{u_iu_j}$ sont les contraintes turbulentes. Dans les modèles de turbulence à un et deux équations, Rij sont modélisées comme suit:

$$R_{ij}=-\overline{u_iu_j}=2\frac{\mu_t}{\rho}S_{ij} \text{ avec } S_{ij}=\frac{1}{2}\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j}+\frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right) \quad (2)$$

L'équation de quantité de mouvement devient :

$$U_j\frac{\partial U_i}{\partial x_j}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial x_i}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\frac{(\mu+\mu_t)}{\rho}\frac{\partial U_i}{\partial x_j}\right) \quad (3)$$

ou :

$$U_j\frac{\partial U_i}{\partial x_j}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial x_i}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left(\frac{\mu_{eff}}{\rho}\frac{\partial U_i}{\partial x_j}\right)$$

Équation de continuité :

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial z}=0 \quad (4)$$

Equations de quantité de mouvement dans les directions x, y et z

$$u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}+w\frac{\partial u}{\partial z}=\frac{1}{\rho}\left[-\frac{\partial p}{\partial x}+\mu_{eff}\left(\frac{\partial u^2}{\partial x^2}+\frac{\partial u^2}{\partial y^2}+\frac{\partial u^2}{\partial z^2}\right)\right] \quad (5)$$

$$u\frac{\partial v}{\partial x}+v\frac{\partial v}{\partial y}+w\frac{\partial v}{\partial z}=\frac{1}{\rho}\left[-\frac{\partial p}{\partial y}+\mu_{eff}\left(\frac{\partial v^2}{\partial x^2}+\frac{\partial v^2}{\partial y^2}+\frac{\partial v^2}{\partial z^2}\right)\right] \quad (6)$$

$$u\frac{\partial w}{\partial x}+v\frac{\partial w}{\partial y}+w\frac{\partial w}{\partial z}=\frac{1}{\rho}\left[-\frac{\partial p}{\partial z}+\mu_{eff}\left(\frac{\partial w^2}{\partial x^2}+\frac{\partial w^2}{\partial y^2}+\frac{\partial w^2}{\partial z^2}\right)\right] \quad (7)$$

Equation de l'énergie dans le fluide :

$$u\frac{\partial T}{\partial x}+v\frac{\partial T}{\partial y}+w\frac{\partial T}{\partial z}=(\alpha+\alpha_t)\left(\frac{\partial T^2}{\partial x^2}+\frac{\partial T^2}{\partial y^2}+\frac{\partial T^2}{\partial z^2}\right) \quad (8)$$

où $\alpha_t=\frac{\nu_t}{\mathrm{Pr_t}}$ est la diffusivité thermique de tourbillon et ν_t est la viscosité cinématique de tourbillon $\nu_t=\mu_t/\rho$

Equation de l'énergie pour le solide :

$$\frac{\partial T^2}{\partial x^2}+\frac{\partial T^2}{\partial y^2}+\frac{\partial T^2}{\partial z^2}=0 \quad (9)$$

où u, v et w sont les composantes de la vitesse dans les directions x, y et z. T est la température, p est la pression, ρ est la masse volumique, μ la viscosité dynamique, α la diffusivité thermique et Pr_t est le nombre de Prandtl turbulent.

Modélisation de la turbulence

Trois modèles de turbulence ont été utilisés dans les calculs:

Modèle à une équation (Spalart Allmaras)

Ce modèle résout une équation de conservation unique pour la viscosité turbulente. Cette équation de conservation contient des termes de transport convectifs et diffusifs, ainsi que des expressions pour la production et la dissipation de υ_t, l'équation résolue est:

$$U_j\frac{\partial\tilde{\nu}}{\partial x_j}=P_{\tilde{\nu}}-\mathcal{E}_{\tilde{\nu}}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\frac{1}{\rho}\left(\mu+\frac{\tilde{\nu}}{\sigma_{\tilde{\nu}}}\right)\frac{\partial\tilde{\nu}}{\partial x_j}\right] \quad (10)$$

Le champ $\tilde{\nu}$ obtenu est ensuite utilisé pour obtenir le champ υ_t

Modèle à deux équations k-ε

La viscosité turbulente est obtenue par l'expression:

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon}$$

Equation pour k

$$U_j \frac{\partial k}{\partial x_j} = \frac{\mu_t}{\rho} S^2 - \varepsilon + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\frac{1}{\rho}\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right] \quad (11)$$

Equation pour ε

$$U_j \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} = \frac{\varepsilon}{k}\left(C_{1\epsilon}\frac{\mu_t}{\rho} S^2 - C_{2\epsilon}\varepsilon\right) + \frac{\partial}{\partial x_j}\left[\frac{1}{\rho}\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon}\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right] \quad (12)$$

où $S = \sqrt{2S_{ij}S_{ij}}$ et les constantes du modèle ont les valeurs suivantes:

$C_\mu = 0.09$; $C_{1\epsilon} = 1.44$; $C_{2\epsilon} = 1.92$; $\sigma_k = 1.0$ et $\sigma_\epsilon = 1.3$

Modèle RSM

Dans le modèle de contraintes de Reynolds (RSM), il y a les équations de transport exactes pour le transport des contraintes de Reynolds

$$U_j \frac{\partial R_{ij}}{\partial x_j} = P_{ij} - D_{ij} - \varepsilon_{ij} + \Pi_{ij} + \Omega_{ij}$$

où P_{ij} est le taux de production de R_{ij}, D_{ij} est le transport par diffusion de R_{ij}, ε_{ij} est le taux de dissipation de R_{ij}, Π_{ij} est le transport dû aux interactions turbulentes pression-déformation, Ω_{ij} est le transport due à la rotation

Cette équation décrit six équations aux dérivées partielles : une équation pour chacune des six contraintes de Reynolds.

3. METHODE NUMERIQUE

Dans cette étude, les équations régissant l'écoulement du fluide et le transfert de chaleur (3) - (8) avec leurs conditions aux limites sont résolues en utilisant la méthode des volumes finis. L'algorithme SIMPLE de Patankar [10] (méthode semi-implicite pour les équations liées à la pression) est utilisé pour déterminer le champ de pression, tandis qu'un schéma upwind de deuxième ordre est utilisé pour discrétiser les termes convectifs dans les équations de quantité de mouvement et d'énergie. Le maillage non structuré pour le domaine de calcul contient 478118 nœuds. Le maillage pour l'entrée et la sortie du fluide est représenté sur la figure 3, tandis qu'un zoom du maillage dans la partie médiane de la surface supérieure de l'ailette est représenté sur la Figure 4. Le critère de convergence pour toutes les équations algébriques régissantes, qui ont été itérativement résolues à l'aide de la méthode ligne par ligne, est fixé à 10^{-3} pour toutes les variables.

4. RESULTATS ET DISCUSSION

1. Variation de la température et de la pression du fluide le long de l'échangeur

La figure 5 montre la variation de la température du fluide le long de l'échangeur. Les contours affichés correspondent au plan médian du domaine d'écoulement (plan z = $0.56e^{-3}$ m). La température du fluide à l'entrée est uniforme et égale à 300 K. Le fluide se réchauffe progressivement en contactant les parois chaudes des tubes de l'échangeur. Le fluide en contact avec les parois du tube se réchauffe d'abord, puis la chaleur est transportée progressivement vers le milieu du domaine d'écoulement.

La figure 6 montre la variation de la chute de pression du fluide par rapport au plan de sortie. Les contours correspondent au plan médian du domaine d'écoulement. D'après ces contours on remarque que la chute de pression du fluide à l'entrée est la plus élevée et est égale à environ 20 Pa.

2. Variation de la vitesse de l'écoulement le long de l'échangeur

Les figures 7 et 8 montrent les vecteurs de la vitesse dans le plan médian du domaine d'écoulement. L'air circule dans la direction x, i.e de gauche à droite. Il commence son accélération lorsqu'il rencontre le premier tube, où une très petite zone de recirculation existe. L'accélération du fluide se poursuit puisque la section de l'écoulement devient de plus en plus petite dans la direction d'écoulement. La diminution de la surface de l'écoulement le long de l'échangeur est due à l'existence de deux grandes zones de recirculation derrière les deux tubes. Si nous traçons ces zones de recirculation pour un tube complet, nous obtenons un système de vortex qui prend généralement la forme d'un fer à cheval. La présence du tourbillon en fer à cheval améliore le transfert de chaleur entre le gaz en écoulement et la surface extérieure des tubes.

3. Variation de température sur la surface supérieure de l'ailette et dans le plan de symétrie de l'ailette

Les figures 9 et 10 montrent la répartition locale de la température sur la surface supérieure et dans le plan de symétrie de l'ailette, respectivement. La surface supérieure de l'ailette est la surface au-dessus de laquelle le fluide circule. Les températures de la surface supérieure sont les plus basses dans la région d'entrée du fluide, où le fluide froid transporte la chaleur loin de l'ailette. Ces températures augmentent ensuite à leurs valeurs les plus élevées autour des deux tubes et dans la région de la sortie du fluide. Dans ces régions, la différence de température entre l'ailette et le fluide est si faible que, uniquement une petite quantité de chaleur est transportée par le fluide. La température à l'intérieur de l'ailette diminue lorsque nous nous approchons de son plan de symétrie où sa valeur est minimale (Figure 10).

4. Variation du nombre de Nusselt local le long de l'échangeur

Les figures 11 et 12 montrent le nombre de Nusselt local calculé sur les surfaces solides (surface supérieure de l'ailette + surface mouillée droite du tube + surface mouillée gauche du tube), pour un nombre de Reynolds de 300. Comme prévu, le nombre de Nusselt est le plus élevé dans les régions des gradients de température élevés: la région d'entrée du fluide dans le cas de l'ailette et les régions de stagnation du fluide dans le cas des parois du tube. Ces régions de stagnation se trouvent devant les tubes, tandis que les tourbillons en fer à cheval sont situés derrière les tubes. Quand on augmente le nombre de Reynolds, le nombre de Nusselt local et donc le coefficient de transfert de chaleur local augmente, car plus de chaleur est évacuée par convection à partir des surfaces solides.

5. Variation du coefficient local de frottement le long de l'échangeur

Les figures 12 et 13 représentent le facteur local de frottement calculé sur les surfaces solides (surface supérieure de l'ailette + surface mouillée droite du tube + surface mouillée gauche du tube), pour un nombre de Reynolds de 300. L'expression utilisée pour calculer le facteur de frottement est:

$$f = \frac{\tau_w}{1/2\rho U_{ref}^2}$$

Comme prévu, le coefficient de frottement est le plus élevé dans les zones de gradients de vitesse élevés de la paroi: la région d'entrée du fluide dans le cas de l'ailette et les régions de l'accélération du fluide dans le cas des parois du tube. Les régions de l'accélération la plus élevée sont situées à environ 60 ° devant les tourbillons en fer à cheval. Lorsqu' on augmente le nombre de Reynolds, les facteurs de friction locaux et donc la chute de la pression locale augmentent car plus de puissance est requise pour permettre l'écoulement du fluide au-dessus des surfaces solides. Lorsqu' on augmente le nombre de Reynolds, les facteurs de frottement locaux et donc la chute de pression locale augmentent et donc plus de puissance est nécessaire pour permettre l'écoulement du fluide au-dessus des surfaces solides.

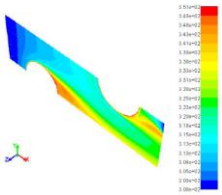


FIGURE 5. Contours de la température dans le plan z = 0.56e^{-3} m, Re = 300.

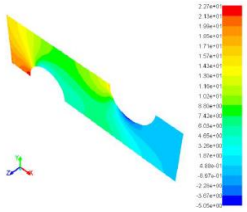


FIGURE 6. Contours de chute de pression par rapport à la sortie dans le plan z = 0.56e^{-3} m, Re = 300

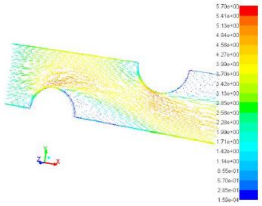


FIGURE 7. Vecteurs vitesse dans le plan z = 0.56e^{-3} m, Re = 300

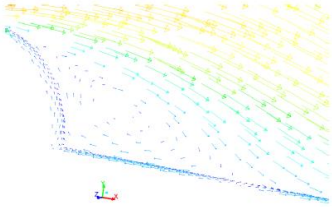


FIGURE 8. Vecteurs de vitesse dans le plan z = 0.56e^{-3} m: Zoom derrière le premier tube, Re = 300

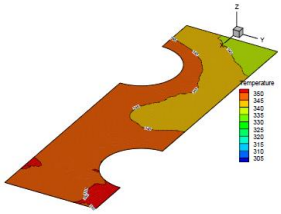


FIGURE 9. Distribution de la température dans la surface supérieure de l'ailette, Re = 300

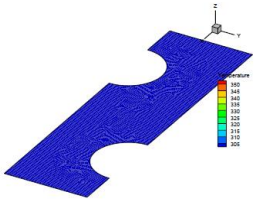


FIGURE 10. Distribution de la température dans le plan de symétrie de l'ailette, Re = 300

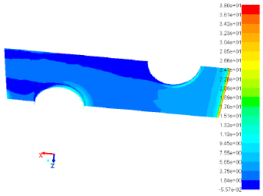


FIGURE 11. Variation du nombre de Nusselt sur les surfaces solides (surface de l'ailette + surface mouillée du tube droit + surface mouillée du tube gauche), Re=300.

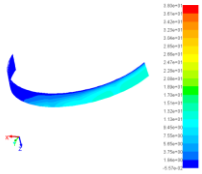


FIGURE 12. Nombre de Nusselt sur la surface mouillée du tube droit, Re = 300

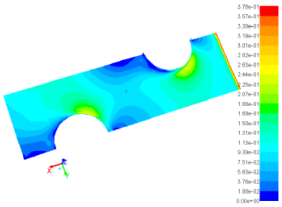


FIGURE 13. Variation du coefficient de frottement sur les surfaces solides (surface de l'ailette + surface mouillée du tube droit + surface mouillée du tube gauche),

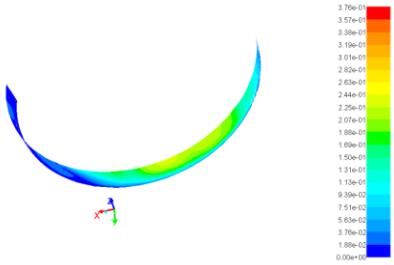


FIGURE 14. Coefficient moyen de frottement sur la surface mouillée du tube droit, Re = 300

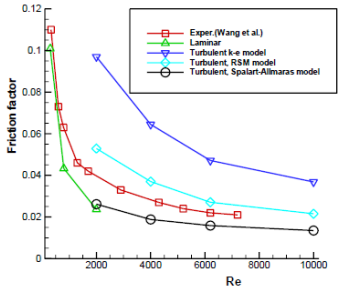


FIGURE 15. Coefficient moyen de frottement en fonction du nombre de Reynolds

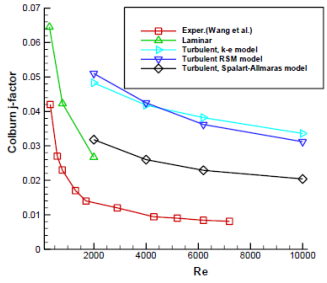


FIGURE 16. Coefficient moyen du facteur j de Colburn en fonction du nombre de Reynolds

6. Variation du coefficient de frottement avec le nombre Reynolds: comparaison avec les expériences

Les figures 14 et 15 montrent le coefficient moyen de frottement calculé en fonction du nombre de Reynolds. Les calculs ont été effectués pour les deux régimes d'écoulement laminaire et turbulent et ont été comparés avec les données expérimentales disponibles par Wang et al. Comme on peut le remarquer, les calculs d'écoulement en régime laminaire sont très proches des valeurs expérimentales surtout aux très faibles nombres de Reynolds. Pour le régime turbulent, tous les modèles de turbulence sont qualitativement en bon accord avec les données expérimentales, car ils ont tous prédit une diminution du coefficient de frottement. Quantitativement, les modèles k-ε et RSM surestiment le coefficient de frottement alors que le modèle à une équation Spalart-Allmaras sous-estime sa valeur. La figure montre que les valeurs RSM sont les plus proches des valeurs expérimentales.

7. Variation du coefficient j de Colburn en fonction du nombre Reynolds: comparaison avec les expériences

La figure 16 représente le coefficient moyen j de Colburn calculé en fonction du nombre de Reynolds. Les calculs ont été effectués pour les deux régimes d'écoulement laminaire et turbulent et ont été comparés avec les données expérimentales disponibles par Wang et al. Comme on peut le remarquer, les calculs en régime laminaire sont très proches des valeurs expérimentales surtout aux très faibles nombres de Reynolds. Pour le régime turbulent, tous les modèles de turbulence sont qualitativement en bon accord avec les données expérimentales, car ils prédisent tous une diminution du coefficient j de Colburn. Quantitativement, tous les modèles surestiment le coefficient j de Colburn. Cependant, l'erreur dans le cas du modèle Spalart-Allmaras est seulement d'environ 20% alors qu'elle est égale à environ 40% dans le cas des modèles k-ε et ASM. La comparaison de k-ε et RSM montre que ce dernier donne les meilleures estimations du facteur J de Colburn aux valeurs élevées du nombre de Reynolds.

5. CONCLUSION

Le transfert de chaleur et l'écoulement dus à la convection forcée dans un échangeur de chaleur compact à deux rangées de tubes ont été étudiés numériquement. Le paramètre investigué est le nombre de Reynolds du fluide. Les propriétés du fluide ont été supposées indépendantes de la température. Les deux régimes d'écoulement laminaire et turbulent ont été calculés et les résultats ont été comparés avec les données expérimentales disponibles dans la littérature. Trois modèles de turbulence ont été utilisés dans les calculs: Le modèle de turbulence à une équation Spalart-Allmaras, le modèle standard k-ε et le modèle RSM. Les résultats de calcul concernant le frottement et le facteur j de Colburn pour le régime laminaire étaient très proches des données expérimentales en particulier pour les valeurs très faibles du nombre de Reynolds. Les résultats numériques pour les modèles k-ε et RSM sont plus élevés que les valeurs expérimentales mais le modèle RSM donne de meilleurs résultats que le modèle k-ε. Les résultats obtenus avec le modèle de turbulence à une équation Spalart-Allmaras sont les plus proches des données expérimentales dans le cas du facteur J de Colburn. Les modèles de turbulence RSM et Spalart-Allmaras prédisent avec la même précision le coefficient de frottement.

REFERENCES

[1] Wang, C.C. , Chang, Y.J. , Hsieh, Y.C.,Lin, Y.T., "Sensible heat and friction characteristics of plate fin-and-tubheat exchangers having plane fins", International Journal of Refrigeration, 19(4), 223-230. 1996.

[2] Ay, H. , Jang, J.Y., Yeh, J.N., "Local heat transfer measurements of plate finned-tube heat exchangers by infrared" thermography", International Journal of Heat and Mass Transfer, 45, pp. 4069-4078. 2002.

[3] Yan, W.M., Sheen, P.J., "Heat transfer and friction characteristics of fin-and-tube heat exchangers", 43, pp. 1651-1659. 2000.

[4] Tao, Y. B., He, Y. L., Huang, J., Wu, Z. G., Tao, W. Q.,"Three-dimensional numerical study of wavy fin-and-tube heat exchangers and field synergy principle analysis",International Journal of Heat and Mass Transfer, 50 , pp. 1163-1175. 2007.

[5] Erek, A.; Õzerdem, B.; Bilir, L.; Ilken, Z. "Effect of geometrical parameters on heat transfer and pressure drop characteristics of plate fin and tube heat exchangers", Applied Thermal Engineering, 25, pp. 2421-2431.2005.

[6] Sahin, H. M.; Dal, A. R.; Baysal, E, "3-D Numerical study on the correlation between variable inclined fin angles and thermal behaviour in plate fin-tube heat exchanger", Applied Thermal Engineering, 27, pp. 1806-1816, 2007

[7]Tutar, M. , Akkoca, A. "A computational study of effects of different geometrical parameters on heat transfer and fluid flow in a wavy and plain fin and tube heat exchanger",Proceedings of ESDA2002: 6th Biennial Conference on Engineering Systems Design and Analysis, Instanbul, Turkey. 2002.

[8]Xiong, Q., Kong S.C., Passalacqua, A., "Development of a generalized numerical frame work for simulating biomass fast pyrolysis in fluidized-bed reactors ", Chemical Engineering Science, 99, pp. 305-313, 2013.

[9] Xiong, Q., Morris, P.J., Kong S.C., Paterson, E.G., Sergeev, A., Wang, Y.C., "Open-FOAM for computational fluid dynamics", Notices Amer. Math. Soc., 61(4), 354-363. 2014.

[10] Patankar, S.V., 1980, Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Hemisphere, New York.

LA QUALITE DES EAUX LACUSTRES APPARTENANT AUX ZONES HUMIDE DU PNEK -ALGERIE

A.BENDJAMA[1], L.DJABRI [2], T.CHOUCHANE[1], A.BOUKARI[1], S.TLILI[1]

[1]Research center in industriel technologies CRTI. P.O.Box ;Cheraga 16014 Algiers, Algeria, ame_bendjama@yahoo.fr

[2] Faculté des Sciences de la Terre, Département de géologie , Université Badji Mokhtar Annaba, BP12, 23000, Algérie, Djabri_larbi@yahoo.fr

RÉSUMÉ

L'objectif de cette étude est d'évaluer de la qualité physico-chimique des eaux lacustres appartenant aux zones humides du Park national d'El Kala situé au nord Est de l'Algérie. La qualité des eaux est assurée par le suivi et l'analyse de plusieurs paramètres physico-chimiques. Les résultats des paramètres physico chimiques montrent que leurs évolution spatiotemporelle varie d'une station à l'autre, ces variations reflètent bien l'état réel et la nature des eaux douces et saumâtres des zones humides de la région d'E kala. Ces variations sont confirmées par les résultats de l'analyse de la variance de ces paramètres au niveau des six stations prospectées. Ces variations reviennent à la localisation des stations étudiées qui sont influencées par les apports et les pertes d'eau douces et salines : comme pour les stations d'Oubeira qui sont influencées par les apports d'oued Messida et même oued El Kebir lors des crues et par les apports de oued Demet El Rihana au nord.

Mots Clés: eaux superficielles, zones humides, pollution, qualité.

NOMENCLATURE

.

Symboles :	DBO5 demande biochimique en oxygène
T température	TDS taux des sels dissous
C° degrés celius	Ca calcium
CE conductivité éléctrique	Mg Magnesium
pH potentiel d'hydrogène	Cl chlorure
OD oxygène dissous	E.Type ecart type
DCO demande chimique en oxygène	mg/l milligramme par litre

1. INTRODUCTION

Ce travail s'intéresse aux problèmes de la pollution des eaux lacustres des zones humides du Park national d'El Kala. Cette pollution est évaluée par la mesure de plusieurs paramètres physico chimique notamment, l'oxygène dissous, la température, les matières en suspensions, la DBO, la DCO, le taux des sels dissous(TDS), la dureté(TH), les sels dissous (Cl, Mg, Ca). L'environnement des zones

humides est nuisiblement touché par une pollution à multiple origine due au lessivage des terres agricoles du bassin versant, aux rejets des eaux usées domestiques de la population riveraine.

2. MATERIEL ET METHODES

2.1. La zone d'étude :

Le PNEK constitue un patrimoine important par la richesse biologique des ses habitats. D'une superficie de 80000 ha, il est composé d'une mosaique parrticulière d'écosystème, caractérisée par des zones humides dont l'ensemble constitue un complexe considéré comme unique dans le bassin méditerranéen.(Ouelmouhoub S, 2005) A l'intérieur de ce parc sont situés les trois lacs Mellah, Oubeira et Tonga qui sont considérés comme site d'importance internationale par la convention de Ramsar 1971.Administrativement, Le PNEK est inclus dans la wilaya d'El-Tarf et comprend les communes suivantes : Bouteldja, ain El Assel, El Kala, El aioun, Bougous, Souarekh, Roum El Souk et Zitouna. (Ouelmouhoub S, 2005).

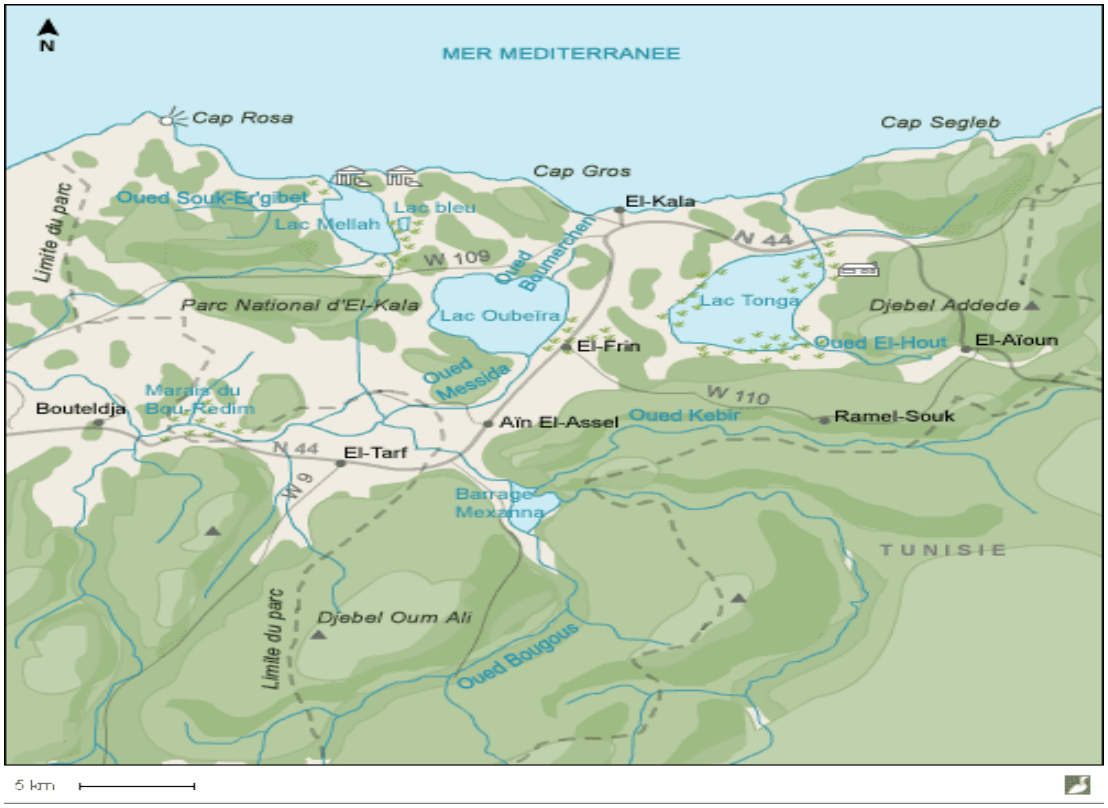


FIGURE 1**.** Carte de la situation des lacs Tonga, Oubeira et El Mellah du PNEK

2.2. Echantillonnage

L'échantillonnage a été réalisé durant l'année 2010 et effectué au niveau de deux stations par lac (1). Dans chaque station nous avons effectué 12 prélèvements d'eau

2.2.1. Mode de prélèvement de l'eau :_L'eau est prélevée dans des bouteilles en verre ou en polyéthylène décontaminés. Au moment des prélèvements les bouteilles seront de nouveaux rincés trois fois avec de l'eau de la station de prélèvement puis remplis jusqu'au bord, en évitant l'introduction de bulles d'air.

2.2.2. Traitement de l'échantillon d'eau :

Avant le traitement au laboratoire, nous avons effectué des mesures de certains paramètres physico-chimiques (pH, température, conductivité, oxygène dissous) à l'aide d'un conductimètre

Filtration : la filtration des échantillons d'eau est nécessaire avant toute analyse. Elle est indispensable pour supprimer toute matière en suspension susceptible d'absorber de la lumière lors de la colorimétrie ; d'occasionner des mesures par excès lors de l'analyse par absorption atomique des éléments en solution et de modifier la composition chimique de la solution (Joanny M et al, 1980). Les échantillons d'eau sont filtrés sur des membranes 'Millipore' 0,45 µm. Ensuite ils sont conservés à 4°C. Les 500 ml d'eau destinés à l'analyse des traces ont été acidifiés par HCl 1N pour éviter toutes précipitations minérales.

2.2.3. Les stations de prélèvements

Les stations contrôlées par notre étude sont :

La station S1 : c'est la station des pompes située au nord du lac Tonga dont l'eau est douce et le sédiment est légèrement envasé.

La station S2 : embouchure d'oued El Hout avec lac Tonga, située au sud-est du Tonga, elle se caractérise par une eau douce et un sédiment légèrement sableux.

La station S3 : embouchure d'oued démet Rihanna située au nord du lac Oubeira elle se caractérise par une eau douce et un sédiment vaseux.

La station S4 : embouchure de oued Messida située au sud du lac Oubeira, et se caractérise par une eau douce et un sédiment vaseux sablonneux

La station S5 : embouchure de oued R'Guibet avec le lac, elle est situé au nord ouest du lac Mellah, elle se caractérise par une eau saumâtre et un sédiment en sable pure.

La station S6 : embouchure d'oued Mellah située au sud du lac et elle se caractérise par une eau saumâtre et un sédiment en sable légèrement envasé.

2.3. Méthodes d'analyses :

Ce tableau récapitule les différentes méthodes d'analyses utilisées pour mesurer les différents paramètres

Paramètre	Méthode d'analyse	Unités	sources
Température	Multi-paramètres de type consort 535	°C	/
Potentiel hydrogène	Multi-paramètres de type consort 535		/
Oxygène dissous	Multi-paramètres de type consort 535	mg/l d'O_2	/
Conductivité électrique	Conductimètre	µS/cm	/
Matières en suspension	Méthode de filtration. Les MES sont déterminé par pesage après séchage	mg/l	J.Rodier, 1996 AFNOR NF T90-105
Demande chimique en oxygène	Méthode de dichromate de potassium	mg/l d'O_2	J.Rodier, 1996, AFNOR NF T90-101
Demande biochimique en oxygène	Méthode par dilution	mg/l d'O_2	J.Rodier, 1996, AFNOR NF T90-103
Taux des sels dissous	Conductimètre	mg/l	Par conversion
Calcium	Méthode titrimétrique à l'EDTA	mg/l	Rodier, 1996, AFNOR NF T90-016
Magnésium	Méthode titrimétrique à l'EDTA	mg/l	Rodier, 1996, AFNOR NF T90-016
Chlorures	Méthode de Mohr : dosage des chlorure par une solution de nitrate d'argent en présence du chromate de potassium.	mg/l de Cl-	Rodier, 1996, AFNOR NF T90-014

TABLEAU 1. Méthodes d'analyse des paramètres physico chimique

3. RESULTATS

Résultats Nous nous sommes intéressés dans ce travail à la qualité des eaux superficielles par le suivi et l'analyse des paramètres physico-chimiques au niveau de différentes stations prospectées et les résultats des analyses des eaux réalisées durant l'année 2010 sont représentés dans le tableau suivant :

	S1	**S2**	**S3**	**S4**	**S5**	**S6**
	Moy ± E.type (Max-Min)	**Moy ± E.type (Max-Min)**	**Moy ± E.type (Max-Min)**	**Moy ± E.type (Max-Min)**	**Moy ± E.type (Max-Min)**	**Moy ± E.type (Max-Min)**
T°C	20.75±5.83 (28-12)	20.58±5.83 (28-12)	21.75±6.13 (31-12)	21.79±5.71 (29-11.5)	21.79±5.71 (28-12)	20.65±6.32 (30-12)
CE	586.83±43.59 (685-550)	409.75±20.07 (448-388)	467±73.94 (660-413)	282.83±24.20 (420-345)	2445±69.87 (2525-2315)	2574.25±88.07 (2654-2330)
pH	7.04±0.18 (7.3-6.76)	7.16±0.21 (7.4-6.86)	7.41±0.70 (8.29-6.33)	7.41±0.43 (8-6.86)	7.54±1.32 (8.35-3.7)	7.33±1.35 (8.47-4.1)
OD	8.70±2.28 (11.8-5.4)	7.95±2.10 (12.2-5.1)	9.95±2.94 (15.75-6)	8.97±2.06 (12-5)	10.57±7.91 (34-3.9)	9.99±6.36 29-4.5
MES	47.25±28.96 (102-19)	80±6.30 (100.1-71)	71.11±44.52 (113-10)	31.22±11.50 (45-9)	48.33±56.72 (160-10)	55.33±56.50 170-24
DCO	43.91±5.33 (54-25.66)	58.54±9.23 (71-43)	37.27±5.15 (42-22.33)	53.42±9.86 (64-30.66)	47.45±6.76 (58.40-37.3)	49.01±6.41 64.3-40.1
DBO5	25.44±4.95 (34-21)	33.47±7.46 (46.66-22)	27.57±4.12 (26-33)	42.02±8.29 (31.5-55.23)	43.26±9.02 (58.99-34.29)	43.26±9.02 58.99-34.29
TDS	278.75±100.82 (393-140)	214.91±62.61 (289-137)	198.66±36.02 (230-132)	187.58±32.34 (215-126)	36417.6±527.13 (38089-36210)	37925.8±534.92 38142-36235
Ca++	7.85±4.16 (12-4)	7.29±2.42 (10.3-3.7)	3.08±0.34 (3.9-2.8)	3.10±0.18 (3.4-2.8)	140.83±23.01 (172-107)	95.16±13.34 (117-71)
Mg++	3.55±1.83 (6.3-1.2)	3.27±1.46 (5.20-1.02)	3.38±0.87 (4.15-1.8)	3.14±0.93 (4-1.4)	368.25±75.63 (445-163)	405.33±99.27 476-104
Cl-	91.86±45.90 (136.5-29.8)	78.14±32.52 (104-25.7)	39.63±8.60 (48.12-23.65)	40.73±12.25 (52.13-21.11)	17132.14±212.77 (17585-17000)	17433.92±221.82 (17608-17014)

Moy : moyenne; **E. Type** : Ecart Type; **Max** : valeur Maximale, **Min** : valeur minimale .**T** : température. **CE** :conductivité électrique ;**pH** :potentiel d'Hydrogène ; **OD** :oxygène dissous ; **MES** : Matières en suspension ; **DCO** : demande chimique en oxygène ; **DBO5 :** demande biochimique en oxygène ;**TDS** : taux des solides dissous ; **TH** : titre hydrométrique, **TAC** : titre alcalimétrique complet ; **Ca++**:Calcium ;**Mg++**:Magnésium ;**Cl-** :chlore

TABLEAU 2. Paramètres physico-chimiques des eaux des trois lacs du PNEK de la région d'El kala

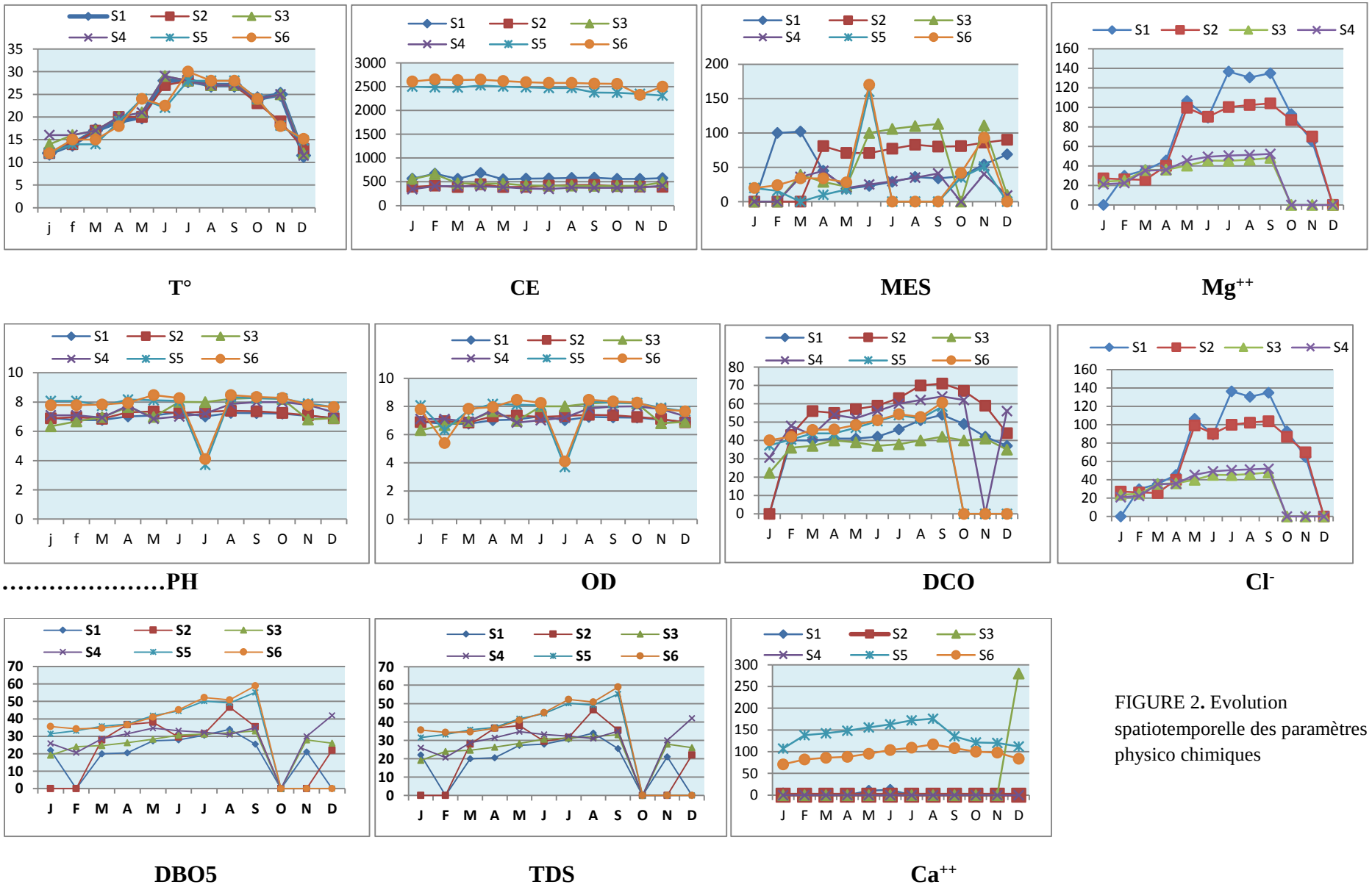


FIGURE 2. Evolution spatiotemporelle des paramètres physico chimiques

4. CONCLUSIONS

L'évolution spatiotemporelle des paramètres physico-chimiques varie d'une station à l'autre, ces variations reflètent bien l'état réel et la nature des eaux douces et saumâtres des zones humides de la région d'E kala. Ces variations sont confirmées par les résultats de l'analyse de la variance des paramètres physico-chimiques au niveau des six stations prospectées. Ces variations reviennent à la localisation des stations étudiées qui sont influencées par les apports et les pertes d'eau douces et salines : par exemple, les stations du lac Oubeira qui sont influencées par les apports d'oued Messida et même oued El Kebir lors des crues et par les apports de oued Demet El Rihana au nord., les apports d'eau sont assurés aussi par les précipitations, par les eaux souterraines, par le flux des nappes ou celui des débits d'étiage. Par contre les pertes d'eau résultent de l'évapotranspiration réelle au-dessus du plan d'eau, de l'écoulement vers la mer, et des prélèvements pour l'irrigation effectués par les agriculteurs. Pour les stations du lac Tonga les apports d'eau sont assurés par un régime d'écoulement pérenne pour : oued Messida (exutoire du bassin versant vers la mer), oued El Eurg qui draine la partie nord-est et par un régime d'écoulements temporaires pour d'autres cours d'eau, les apports d'eau sont assurées aussi par les précipitations, car l'apport annuel moyen en eau de précipitation directement sur le plan d'eau et de l'ordre de 17 Hm^3/an. Pour lac Mellah les eaux sont très sensibles aux variations de la température en raison de la faible profondeur de la colonne d'eau, cette situation est propre à plusieurs milieux lagunaires méditerranéens. Les variations de la température influence aussi sur la biologie lagunaire et exercent une forme de sélection des espèces, certaines populations hivernales disparaissent souvent en été. Aussi des mortalités massives de bivalves d'élevage peuvent aussi survenir à la suite d'un réchauffement exagéré durant l'été (remarque personnelle été 2006).

La matrice de corrélation des treize variables admis par notre étude dégage de fortes corrélations entre la température et les autres variables étudiées. Il est à signaler que l'oxygène dissous est le seul paramètre qui est faiblement corrélé avec les autres variables. Par exemple au niveau du lac El Mellah, dés le mois de septembre, les eaux commencent à se refroidir et reçoivent les apports continentaux, entrainant une oxygénation supplémentaire constatés par l'augmentation des teneurs en OD jusqu'à 11mg/L. Toujours au niveau du lac El Mellah, on remarque que durant le mois de juin et Aout les eaux apparaissent plus chargées en matières en suspensions atteignant des teneurs maximales de 170 et 93.2 mg/l d'OD. Par contre durant la période de crue la transparence des eaux est nette d'où des teneurs minimales sont enregistrées, atteignant 10 mg/l d'OD durant le mois d'avril. Les teneurs les plus élevées sont relevées au niveau de la station S6 qui se trouve sous l'effet des déversements de l'oued El Mellah et Oued Boularoug. Il à noter aussi, dans notre étude le profil spatial de la charge organique « DCO et DBO_5 » est inversement proportionnel à celui de l'oxygène dissous. Les valeurs importantes de la DCO et DBO5 enregistrées dans les six stations prospectées traduisent une forte concentration en matières organiques dans le milieu. Par contre le profil temporel montre une charge organique importante durant l'été et cela au niveau des trois lacs. Cette situation pourrait être expliquée par certains phénomènes physicochimiques comme la précipitation, le piégeage, la décantation et le stockage des polluants au niveau des sédiments sans négliger les phénomènes de bioaccumulation par la faune et la flore.

REFERENCES

[1] S. Oulmouhoub. Gestion multi-usage et conservation patrimoine forestier : cas des subéraies du Parc national d'El Kala, Série Master en science n°78, Institut agronomique méditerranéen montpellier.p52, 2005.

[2]. M.Joanny. M.Chaussepied. F.Corre F. Présentation des résultats des océans. centre océanologique de Bretagne (CNEXO/COB),49.1980.

[3] J.Rodier. C.Bazin. J.P.Broutin. P.Chambou. H.Champsaur et L.Rodier. L'analyse de l'eau : eaux naturelles, eaux résiduaires et eaux de mer . 8eme édition. Paris. Collection DUNOD, 383 pages. 1996.

EVOLUTION D'UN JET PLAN LAMINAIRE, NON CONFINE, IMPACTANT UNE SURFACE PLANE CHAUFFEE.

A. ALIOUALI[1], K.TALBI[2], M. KADJA[3]

[1, 2, 3] Laboratory of Applied Energetic and Pollution, Mechanical Engineering Department
University Frères Mentouri Constantine 1

RÉSUMÉ

Nous proposons dans ce travail, une étude numérique d'un jet de type plan laminaire, non confiné et impactant une surface plane horizontale chauffée. L'élaboration du code de calcul basé sur la méthode de volume finis en appliquant les équations de N-S, nous a permis de simuler l'évolution du jet. Nous nous intéressons au développement du jet dans la région pariétal sur la surface chauffée et aux influences des divers paramètres tels que le nombre de Reynolds, la distance entre la buse et la surface d'impact et la température.

Mots clés : Jet Plan en Impact, Non Isotherme, Non Confiné, Etude Numérique.

NOMENCLATURE

C_p = chaleur spécifique à pression constant $[J/(kg\ K)]$
$C_{p0} = C_p$ valeur à l'entrée de la buse $[J/(kg\ K)]$
G = constante caractérisant la convection naturelle
g = 9.80655 $[m/s^2]$ accélération universelle
H = distance buse-surface d'impact [m]
H_T = hauteur totale du domaine de calcul [m]
h_c = Coefficient de transfert de chaleur, $[W/(m^2K)]$]
L = longueur de la surface chauffée [m]
Nu_0 = nombre de Nusselt local au centre de la surface chauffée
P = pression thermodynamique [Pa or atm]
P_0 = pression thermodynamique totale [Pa or atm]]
p = pression motrice [Pa]
q = flux calorifique local sur la surface chauffée $[W/m^2]$
T = température [K]
T_a = température ambiante fixé ici 293.15 [K]
$T_0 = T_a$ température à l'entrée de la buse
T_s = température sur la surface chauffée [K]
u = composante latérale de la vitesse [m/s]
V_{max0} = vitesse maximale à l'entrée de la buse [m/s]]
v = composante axiale de la vitesse [m/s]
x = coordonnée suivant la direction x [m]
X_0 = moitié de la largeur de la buse [m]
X_T = dimension latérale totale du domaine de calcul [m]
y = coordonnée suivant la direction y (repère axial) [m]
Y_T = dimension axiale totale du domaine de calcul [m]

Symboles grecs
β = facteur de dilatation volumique du fluide
$\Delta T_0 = (T_s - T_0)$ différence caractéristique de la température [K]
λ = conductivité thermique du fluide $[W/(m\ K)]$
$\lambda_0 = \lambda$ valeur à l'entrée de la buse $[W/(m\ K)]$
μ = viscosité dynamique du fluide $[kg/(m\ s)]$
$\mu_0 = \mu$ valeur à l'entrée de la buse $[kg/(m\ s)]$
ρ = masse volumique du fluide $[kg/m^3]$
$\rho_0 = \rho$ valeur à l'entrée de la buse $[kg/m^3]$

Indices
0 = relatif à l'entrée de la buse
' = relatif à la valeur adimensionnelle

Nombres de groupe adimensionnels
$Fr = V_{max0}^2/(gX_0)$ nombre de Froude

$Gr = (g\,\beta\,\Delta T_0\,{X_0}^3)/\nu^2$ nombre de Grashof

$Nu = (h_c\,X_0)/\lambda_0$ nombre de Nusselt

$Pr = (C_{p0}\,\mu_0)/\lambda_0$ nombre de Prandtl

$Re = (\rho_0\,X_0\,V_{max0})/\mu_0$ nombre de Reynolds

1. INTRODUCTION

Le jet en impact trouve de larges applications technologiques dans plusieurs domaines industriels tels que le contrôle de la température de surface par convection forcée comme le refroidissement, le chauffage, la ventilation, la métallurgie, le séchage, le revêtement chimique etc.… Il existe dans la littérature peu de résultats concernant le jet plan dans le cadre d'écoulement laminaire et de configuration non confiné, la plupart sont consacrées au jet axisymétrique, de buse cylindrique par raison de simplicité en pratique. Parmi ceux-ci, nous citons le travail théorique [1,2], expérimental [3,4] et numérique [5, 6, 7, 8, 9,10], ayant fait l'objet de recherches consacrées aux influences des paramètres, tels que le nombre de Reynolds, le profil de vitesse à l'entrée de la buse et la hauteur d'impact du jet sur les transferts de chaleur et de masse. Lorsque qu'un jet impacte une plaque horizontale dont la température est supérieure à celle du fluide, la prépondérance relative des forces d'inertie et

de flottabilité, influe sur la dynamique de l'écoulement et en résulte le décollement de couche limite cinématique et thermique du fluide sur la surface chauffée, à une distance plus ou moins éloignée de l'axe de la buse. Par conséquent, ce décollement de la couche limite a un effet important sur la quantité de chaleur échangée entre la plaque et le fluide, et donc, sur la qualité du refroidissement de la surface chauffée [2], [3], [4], [11], et [12].
L'objet de cette étude numérique est donc de parvenir à caractériser l'évolution de l'écoulement du jet sur la surface chauffée selon les paramètres, à savoir, le nombre de Reynolds Re, la hauteur de la buse par rapport à la surface chauffée H/X_0 et la différence la différence de température ΔT_0 entre la surface chauffée et le fluide.

2. MODELE MATHEMATIQUE ET RESOLUTION NUMERIQUE

Théoriquement dans une approche du domaine non confiné, nous avons choisis un domaine fini, assez large par rapport à la largeur de la buse $d = 2X_0$, et à la distance buse-surface chauffée H/X_0 , (voir figure 1). Notre jet peut être défini comme étant bidimensionnel et parfaitement symétrique. Le fluide du jet à température initiale T_0 égale à la température ambiante, impacte une surface plane chauffée à la température T_s supérieure à T_0 et de longueur donnée finis $L/X_0 = 10$. En présence d'un gradient de température les propriétés thermo physique du fluide $(\rho,\ C_{p,}\ \mu \text{ et } \lambda)$ sont variables et les équations de transferts de mouvement et de l'énergie sont couplées.
En définissant les valeurs de référence à l'entrée de la buse, nous écrivons les variables sans dimensions suivantes :

$x' = \frac{x}{X_0}$; $y' = \frac{y}{X_0}$; $u' = \frac{u}{V_{max0}}$; $v' = \frac{v}{V_{max0}}$; $p' = \frac{P-P_y(y)}{\rho_0 V_{max0}^2}$; $T' = \frac{T-T_0}{T_s-T_0}$; $\rho' = \frac{\rho}{\rho_0}$; $C_p' = \frac{C_p}{C_{p0}}$; $\mu' = \frac{\mu}{\mu_0}$;

$\lambda' = \frac{\lambda}{\lambda_0}$; $P_y(y) = P_0 - \int_0^y (\rho g)\, dy$;

Les équations adimensionnées régissant l'écoulement, s'écrivent alors sous la forme suivante :

$$\frac{\partial(\rho' u')}{\partial x'} + \frac{\partial(\rho' v')}{\partial y'} = 0 \quad (1)$$

$$\rho'\left(u'\frac{\partial u'}{\partial x'} + v'\frac{\partial u'}{\partial y'}\right) = -\frac{\partial p'}{\partial x'} + \frac{1}{Re}\left\{\frac{\partial}{\partial x'}\left[2\mu'\frac{\partial u'}{\partial x'} + \lambda'\left(\frac{\partial u'}{\partial x'} + \frac{\partial v'}{\partial y'}\right)\right] + \frac{\partial}{\partial y'}\left[\mu'\left(\frac{\partial u'}{\partial y'} + \frac{\partial v'}{\partial x'}\right)\right]\right\} \quad (2)$$

$$\rho'\left(u'\frac{\partial v'}{\partial x'} + v'\frac{\partial v'}{\partial y'}\right) = -\frac{\partial p'}{\partial y'} + \frac{1}{Re}\left\{\frac{\partial}{\partial x'}\left[\mu'\left(\frac{\partial u'}{\partial y'} + \frac{\partial v'}{\partial x'}\right)\right] + \frac{\partial}{\partial y'}\left[2\mu'\frac{\partial v'}{\partial y'} + \lambda'\left(\frac{\partial u'}{\partial x'} + \frac{\partial v'}{\partial y'}\right)\right]\right\} + \frac{1}{Fr}(1-\rho') \quad (3)$$

$$\rho' C_p'\left(u'\frac{\partial}{\partial x'}T' + v'\frac{\partial}{\partial y'}T'\right) = \frac{1}{(Re\ Pr)}\left\{\frac{\partial}{\partial x'}\left(k'\frac{\partial T'}{\partial x'}\right) + \frac{\partial}{\partial y'}\left(k'\frac{\partial T'}{\partial y'}\right)\right\} \quad (4)$$

Bien que nous utilisions les équations adimensionnelles, nous fixons l'état standard à partir des paramètres avec dimension afin de favoriser l'interprétation physique des phénomènes voir tableau 1

Paramètres avec dimension					Nombres adimensionnels correspondants		
P_0[atm]	T_0[K]	T_s[K]	V_{max0}[m/s]	X_0[m]	Re	Fr	Pr
1.0	293.15	393.15	0.1508	0.01	100	0.2320	0.7112

Tableau 1 Etat de référence des paramètres avec dimension et adimensionnels utilisés dans les calculs.

La résolution numérique, des équations gouvernant l'écoulement, est assurée par la méthode de volume finis utilisant l'algorithme SIMPLER proposé par S. V. Patankar [13].
Vu la symétrie voir figure 1, nous allons considérer uniquement la moitié du domaine déterminé par la section rectangulaire noté (X_T xY_T). Le critère de convergence est celui de la valeur du résidu sur l'équation de continuité dont la valeur n'excède pas 10^{-4}.
Les conditions aux limites associées aux équations de conservation sont :
Sur AB : $v = 0$ $P = P_0$ et $T = T_0$
Sur BC : $u = 0$ $(\partial v/\partial y) = 0$ $P = P_0$ et $T = T_0$
Sur CD : $v = V_{max0}[1 - (x/X_0)^2$ et $T = T_0$

Sur DO : $u = 0$ $(\partial v/\partial y) = 0$ et $(\partial T/\partial x) = 0$
Sur OA : $T = T_s$ pour $0 \leq x \leq L$ et $T = T_0$ pour $L < x \leq X_T$
Sur CF : $u = 0$ et $v = 0$

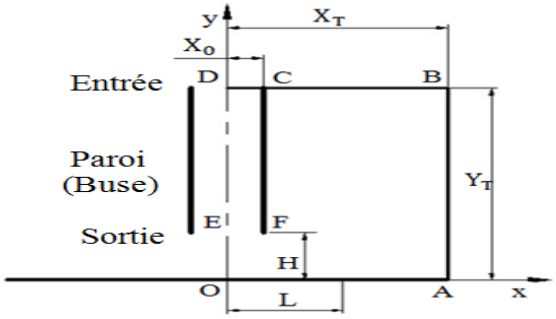


FIGURE 1. Domaine de calcul fini pour le traitement numérique.

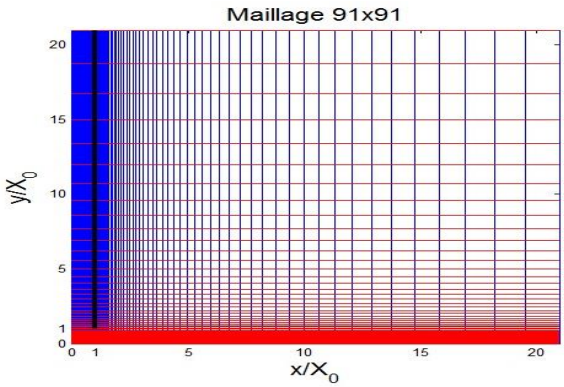


FIGURE 2. Schéma du maillage.

Afin d'optimiser la précision des résultats, le pas du maillage est variable en fonction des zones considérées du domaine de calcul. La figure 2 présente le schéma du maillage, nous adoptons une variation progressive tant dans le sens Ox que dans le sens Oy . Sur Ox , le pas est constant jusqu'à la paroi de la buse, il augmente ensuite suivant une progression géométrique. Sur Oy , à partir de la surface d'impact jusqu'à l'entrée de la buse, le pas augmente avec une progression géométrique puis de même avec une raison différente jusqu'à l'entrée de la buse, tout en évitant un changement brutal. Le test du maillage est effectué, les résultats sont regroupés dans le tableau 2, nous remarquons que pour la dynamique, selon les valeurs des critères retenues sont très proches. Pour la thermique, nous avons étudié l'influence de l'augmentation du nombre de nœuds dans la direction Oy , les courbes du nombre de Nusselt local pour les différents maillages sont pratiquement confondues voir figure 3, ce qui nous conforte dans l'utilisation du maillage (91x91).

Taille du domaine de calcul	Maillage	U_{max}/V_{max0}	Position de U_{max}		ψ_{max}
			x/X_0	y/X_0	
$41X_0$ x $41X_0$	91 x 91	1.8864	0.9706	0.9611	1.3313
$31X_0$ x $31X_0$	91x 91	1.8662	0.9706	0.9611	1.3053
$21X_0$ x $21X_0$	91 x 91	1.9503	0.9706	0.9611	1.3031
$21X_0$ x $21X_0$	96x 96	1.9448	0.9706	0.9611	1.3009
$21X_0$ x $21X_0$	101x101	1.9313	0.9706	0.9611	1.2946

Tableau 2. Valeurs des critères pour différents type de maillage. Calculs effectués dans les conditions de référence.

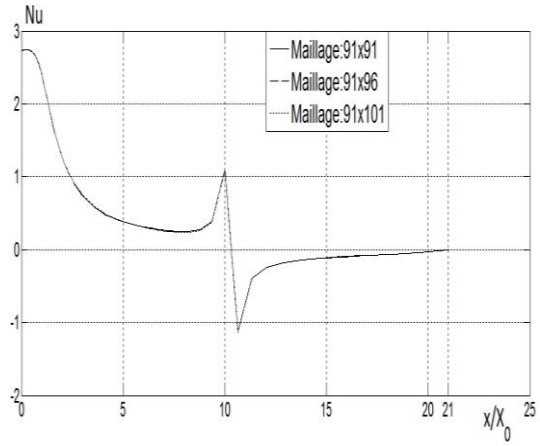


FIGURE 3. Evolution du nombre de Nusselt sur tout le domaine de calcul pour différents type de maillage. Calculs effectués dans les conditions de référence.

3. RESULTATS

Dépendance du nombre de Nusselt

Pour les petits écarts entre la température initiale du fluide du jet et de la température de la surface chauffé, les profils de $\mathrm{Nu}/(\mathrm{Re}^{0.5}\,\mathrm{Pr}^{0.4})$ sur la surface chauffée obtenus pour différents valeurs de Reynolds sont présentés sur la figure 4. La superposition de la courbe 2 $(\mathrm{Re} = 375)$ et la courbe 3 $(\mathrm{Re} = 550)$ confirme la dépendance $\mathrm{Nu} = \mathrm{f}(\mathrm{Re}^{0.5}\mathrm{Pr}^{0.4})$ pour le nombre de Reynolds élevé à partir de $(\mathrm{Re} = 375)$ La même relation de dépendance du nombre de Nusselt pour le jet axisymétrique [1,8].

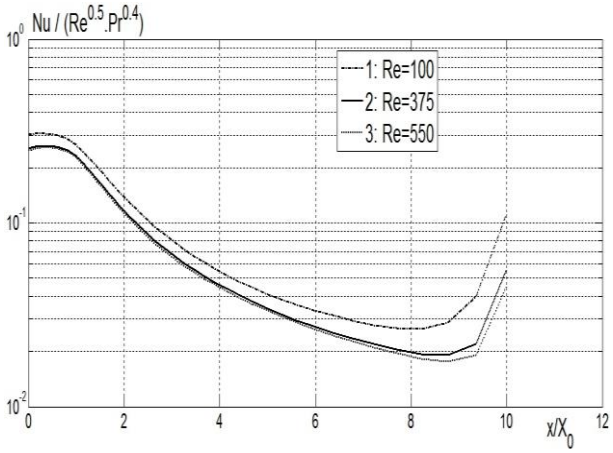


FIGURE 4. Profil du nombre $\mathbf{Nu}/(\mathbf{Re}^{0.5}\,\mathbf{Pr}^{0.4})$ sur la surface chauffée et selon **Re** .

Evolution du jet non isotherme

Nos calculs sont effectués en faisant varier les paramètres indépendants autour du point de référence. Des cas choisis comme exemples sont présentés voir figures 5, 6 et 7 : même conditions que l'état de référence excepté respectivement, le nombre de Reynolds, la hauteur et la température.

Sur les figures 5-a, b, c nous remarquons une zone de recirculation sur la surface chauffée. L'entrainement de l'air ambiant froid sur cette surface, engendre le mouvement du fluide chaud ascendant sous l'action de la poussée d'Archimède dans sens de l'axe Oy. Ce fluide chaud ascendant est en même temps entrainé par le fluide projeté sous l'action des forces d'inertie, dans sens de l'axe Ox, il résulte alors la formation de cellule de recirculation. Lorsque l'on augmente le nombre de Reynolds pour une même température de la surface chauffée, le mouvement du fluide du jet est renforcé sur la surface du jet. Les forces d'inertie deviennent plus prépondérantes devant les forces de flottabilité, il résulte alors la diminution de la taille de la zone de recirculation, donc l'écoulement du fluide du jet est renforcé sur la surface chauffée, le refroidissement est ainsi favorisé.

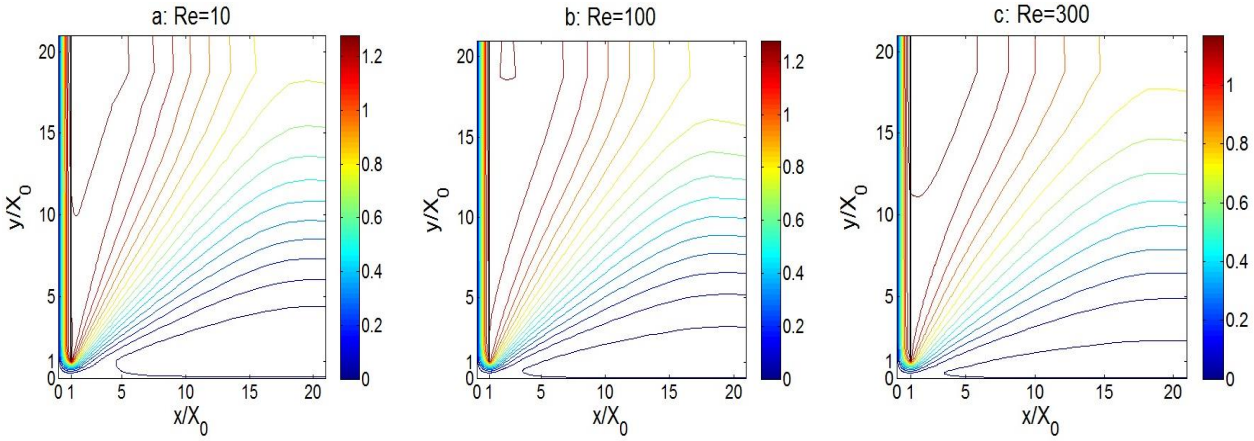


FIGURE 5. Lignes de courant obtenues selon le nombre de Reynolds.

Sur les figures 6-a, b, c montrent lorsqu'on augmente la hauteur H, le mouvement du fluide du jet est éloigné de la surface chauffée. Les forces de flottabilité sont plus prépondérants devant les forces d'inertie, ce qui diminue

l'entrainement du fluide chaud et renforce le mouvement ascendant sous l'action de la poussée d'Archimède dans sens de l'axe Oy et la taille de la zone de recirculation est accrue, il résulte alors l'affaiblissement du mouvement du jet sur la surface chauffée. L'augmentation de la hauteur H, pour une même température de la surface chauffée, entraine la diminution de la quantité de chaleur échangée.

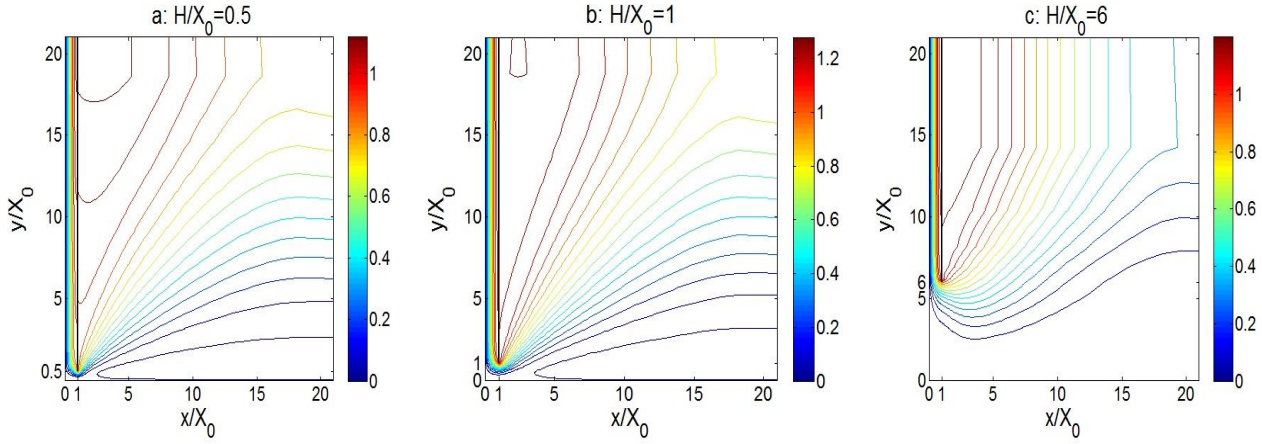


FIGURE 6. Lignes de courant obtenues selon la hauteur d'impact.

Sur les figures 7-a, b, c nous observons, qu'inversement à l'influence du nombre de Reynolds, lorsqu'on augmente la température T_s pour un même nombre de Reynolds, l'écart de température $\Delta T_0 = (T_s - T_0)$ augmente alors les forces de flottabilité sont plus prépondérantes devant les forces d'inertie. L'entrainement du fluide chaud est diminué et le mouvement ascendant se renforce sous l'action de la poussée d'Archimède. Nous remarquons que la zone de recirculation constitue un obstacle à la propagation du jet au voisinage de la surface chauffée, les lignes de courant de l'écoulement du jet décollent de la surface chauffée et en s'éloignant, ils s'étalent dans le sens Ox .

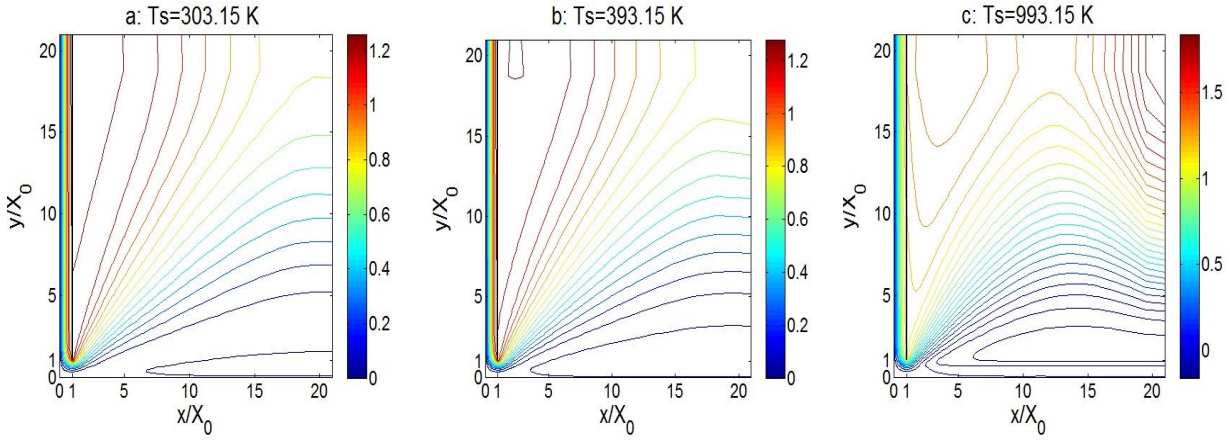


FIGURE 7. Lignes de courant obtenues selon la température de la surface chauffée

4. CONCLUSIONS

L'étude numérique que nous avons réalisé, concerne le jet laminaire, impactant une surface horizontale chauffée, dans une configuration non confiné, la distance buse-surface chauffée ainsi la largeur de la buse étant petits devant la surface d'impact. Nous avons développé un code de calcul dans un espace bidimensionnel en considérant toutes les propriétés physiques variables. Pour les nombres de Reynolds élevés et les faibles différences entre la température initiale du jet de fluide et la température de la surface chauffée, nous avons

trouvé que le nombre de Nusselt est une fonction de la racine carrée du nombre de Reynolds. Aussi ce code nous a permis l'étude de l'évolution de l'écoulement du jet selon les paramètres, tels que le nombre de Reynolds, la température et la distance entre la sortie de la buse et la surface chauffée. Lorsque l'on augmente le nombre de Reynolds pour une même température, le refroidissement est notablement amélioré. Par contre pour un même nombre de Reynolds, l'augmentation de la hauteur H/X_0, entraine la diminution de la quantité de chaleur échangée. Nos résultats numériques concernant le jet plan sont similaires aux résultats expérimentaux [4] et numériques [8], pour le jet rond. Ceci, nous conforte en développant notre code local afin de l'élargir à d'autres applications.

REFERENCES

[1] M.T. Sholtz and Olev Trass, Mass transfer in a non-uniform impinging jet AICHE Journal, vol.16, N°1, pp 82-96 January (1970).

[2] M.B. Glauert, The Wall jet, J. Fluid Mech. 1, pp625-643, 1957.

[3] R.A. Bajura and A.A. Szewczk, Experimental Investigation of Laminar Two-dimensional Plane Wall Jet, P hys. Of Fluids 13(7), pp 1653-1664, 1970.

[4] F. Candelier, Philipe Bournot, Etude Expérimentale d'un Jet Laminaire Impactant une Plaque Plane Chauffée, 13emes Journées Internationales de Thermique JITH 2007, Albi: France (2007)

[5]S.Mikhaïl, S. M. Morcos. M. M. M. AbuI-Ellail and W. S. Ghaly, Numerical prediction of flow field and heat transfer from a row of laminar slot jets impinging on a flat plate, Proceedings of the Seventh International Heat Transfer Conference 3, 337- 382 (1982)

[6] Saad, N.R., Douglas, W.J.M. and Mujumdar, A.S., Prediction of heat transfer under an axisymmetric laminar impinging jet. Ind. Eng. Chem. Fundam., 16, 148-154 (1977).

[7]. Heiningen, A.R.P. van, Mujumdar, A.S. and Douglas, W.J.M., Numerical prediction of the flow field and impingement heat transfer caused by a laminar slot jet. J. Heat Transf., 98,
654-658 (1976).

[8] Y. B. Wang. C. Chaussavoine and F. Teyssandier. Two-dimensional modeling of a non-confined circular impinging jet reactor fluid dynamics and heat transfer. Int. J. Heat Mass Transfer. Vol.36. No, 4, pp, 857-873, (1993).

[9] Sparrow, E.M. and Lee, L. Analysis of flow field and impingement heat/mass transfer due to a no uniform slot jet. J. Heat Transf., 97, 191-197 (1975).

[10] Jeffrey M. Bergthorson et al. Impinging laminar jets at moderate Reynolds numbers and separation distances, Physical Review. California Institute of Technology, USA. Pages: 1-12(2005).

[11] Dr. Hermann Schlichting, Boundary-Layer Theory, Mc Graw Hill (7éme edition 1979).

[12] Mohan D. Desphande et Ramesh N. Vaishanav, Submerged laminar jet impingement on a plane, Journal of fluid Mechanics, vol.114, pp213-236 (1982).

[13] S. V. Patankar, Numerical heat transfer and fluid flow. Mc Graw –Hill, New York (1980).

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution
ICEMAEP2016, October 30-31, 2016, Constantine,Algeria
M.KADJA, A.ZAATRI, Z.NEMOUCHI, R.BESSAIH, S.BENISSAAD and K. TALBI (Eds.)

NUMERICAL SIMULATION OF A NEW GAS-LIQUID SEPARATOR

Nabil Kharoua[1], Lyes Khezzar [2], Mohamed AlShehhi [3], Mahmoud Meribout[4]

[1]Mechanical Engineering Department, Petroleum Institute, Abu Dhabi, UAE, nkharoua@pi.ac.ae
[2] Mechanical Engineering Department, Petroleum Institute, Abu Dhabi, UAE, malshehhi@pi.ac.ae
[3]Mechanical Engineering Department, Petroleum Institute, Abu Dhabi, UAE, lkhezzar@pi.ac.ae
[4] Electrical Engineering Department, Petroleum Institute, Abu Dhabi, UAE, mmeribout@pi.ac.ae

ABSTRACT

The complex multiphase flow, in a new Gas-Liquid separator, was simulated using the SST k-ω and Eulerian-Eulerian models. The flow split was imposed in the simulations using Outflow boundary condition to mimic flow control in the real installation. Three cases were simulated to assess the effects of different flow split on the separator performance and internal flow.

It was found that balancing the oil-in-gas and gas-in-oil entrainments simultaneously is difficult to achieve. The flow split has no effect on the flow field upstream of the cone. Recirculation zones develop in the annular space downstream of the cone and plays a key role in the separator performance.

Key Words: Gas-Liquid separator, Swirling flow, Eulerian-Eulerian model.

1. INTRODUCTION

Gas-Liquid and Liquid-Liquid separators, based on centrifugal separation, are widely used in the oil industry. They have developed from simple cylinders with tangential inlets and outlets to more complex geometries including swirl generators and different internal parts (see review of [1]). Recently, a separator, with a cone at its centreline, was developed. The cone contains a passage for the gas while the liquid, ejected towards the outer wall and forming a thin layer, is collected downstream. The generated multiphase flow is characterised by a swirling stream interacting with a bluff body.

Plenty of work was done on swirling flows in pipes [2-5]. Unlike for single-phase swirling flows, the complex flows of gas-liquid mixtures undergoing a swirling effect is a new research area tackled recently by few researchers [6-8]. These studies yielded useful flow regime maps for gas-liquid swirling flows in different orientations. CFD studies related to the field, allowed to establish the best practice guidelines for a successful simulation of such complex flows [9-11]. Different degrees of accuracy could be reached depending on the complexity of the models used and the computational cost they engender. There was an agreement that the combination of RANS-based turbulence model with an Eulerian multiphase model can predict the main features of the flow however, details such as interface capture and poly-dispersity effects require combinations such as LES/Eulerian/Lagrangian or DNS/Eulerian/Lagrangian models. Multiphase swirling pipe flows can become more complex when solid bodies are present inside the pipe. For example hydrocyclones are usually equipped with a rod placed at the centreline to avoid the formation of an undesirable air core [12-13]. For some applications, a cylinder is placed at the centreline with one side connected to the outlet of the lighter phase. It is called vortex finder [14]. Another example is the Ranque-Hilsch Vortex Tube [15]. Although detailed studies on the interaction of the swirling flow with bluff bodies are scarce, it can be concluded that the use of solid bodies at the centreline of gas-liquid separators has two main advantages; namely: altering the core flow totally or partially depending on the application and reducing the passage section to accelerate the flow and avoid a rapid swirl decay.

In the present work, the flow in a new Gas-Liquid separator is simulated using the Shear Stress Transport SST k-ω and Eulerian-Eulerian models. The fraction of the total flow is prescribed at each outlet mimicking the action of the control valves. The simulation approach is presented in the next section followed by the discussion of the results and the main conclusions from this work.

2. NUMERICAL APPROACH

2.1. Mathematical and numerical modeling assumptions

The Eulerian-Eulerian multiphase model solves individual continuity and momentum equations for each phase. The flow is assumed three-dimensional, unsteady and incompressible.

The continuity equation is solved for each secondary phase q to obtain the corresponding volume fraction. The volume fraction of the primary phase is calculated based on the assumption that the volume fractions of all the phases should sum to unity in each computational cell. The SST k-ω for the mixture is used to account for turbulence effects in the multiphase flow. More details about the models used can be found in ANSYS FLUENT Theory Guide [16].

2.2. Geometry and computational mesh

The geometry of the separator and computational mesh are illustrated in Figure 1

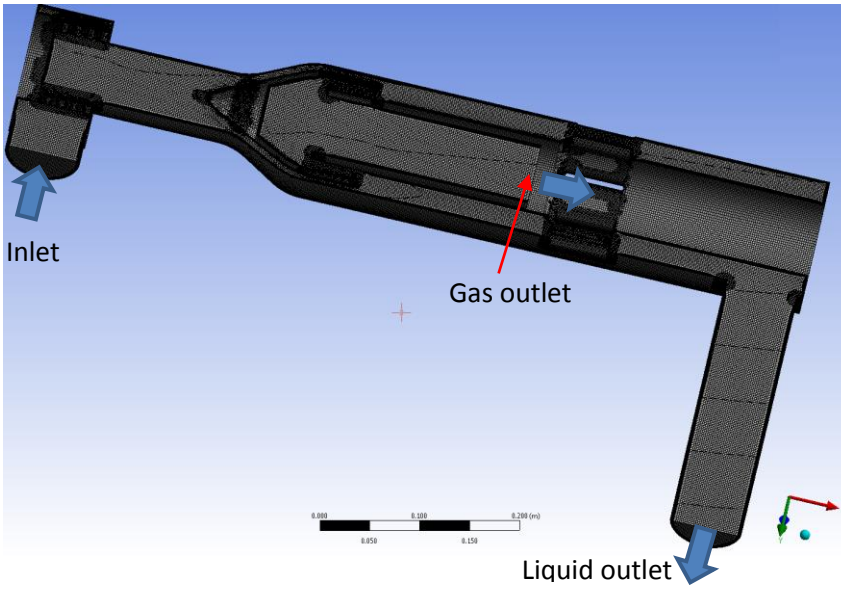


FIGURE 1. Geometry and mesh

The separator has one inlet and two outlets as indicated in the figure. The computational domain was divided into 5.2 million hexahedral cells. A finer, gradually enlarged, layer of cells was generated near the walls to account for boundary layers. The outlets were slightly prolonged to avoid the possible undesirable numerical effects of the Outflow boundary condition imposed at the outlets.

2.3. Boundary conditions

Table 1 summarizes the boundary conditions imposed at the inlet and the two outlets of the separator. At the inlet, the phase velocity and volume fraction were prescribed in addition to the turbulence intensity assumed to be equal to 5%. An Outflow boundary condition was imposed at the two outlets of the separator. It allows to impose the appropriate flow split independently of the phase concentration by prescribing the volumetric fraction of the total flow that leaves from each

outlet. At the walls, no slip condition was used for both phases. In addition, the turbulent kinetic energy and the specific dissipation rate are calculated, at the walls, using the standard wall function. The properties of the oil and gas phases are illustrated in Table 2.

Table 1: Boundary conditions

Case	Total flow rate (kg/s)	Inlet velocity (m/s)	Inlet volume Concentrations imposed		Total flow fraction at outlet (Flow split) Imposed	
			Oil (%)	Gas (%)	Oil outlet	Gas outlet
Case 1	6.23	10.49	15	85	0.17	0.83
Case 2	6.23	10.49	15	85	0.25	0.75
Case 3	6.23	10.49	15	85	0.5	0.5

Table 2: Phase properties

	Density (kg/m3)	Viscosity (kg/ms)
Oil	685.3055278	0.0003687
Gas	27.13706018	1.29593E-05

2.4. Numerical tools and simulation strategy.

The simulations started with no oil inside the computational domain. Simulations with gas only were conducted during 0.3 s of time to allow the single-phase flow to develop before the oil was injected at the inlet of the separator. Then, a transient period of approximately 0.5 s was necessary for the oil to reach the oil outlet. Finally, the average flow variables were calculated during a subsequent period longer than 1s. To mimic the flow split control, the flow fractions at the two outlets were varied to increase the flow rate at the oil outlet and decrease it at the gas outlet as shown in table 1. The purpose was to minimize the oil-in-gas entrainment.

3. RESULTS AND DISCUSSION

3.1. Performance of the separator

The performance of the separator is discussed based on the time-averaged phase concentration and pressure drop at the outlets. In addition, the time-averaged normal velocity of the mixture, at the outlets, is also reported. The corresponding results are summarized in table 3.

Cases 1-3 are intended to mimic the flow controller. It would have been ideal to automate the flow split control in the simulations. However, in ANSYS FLUENT, User Defined Functions UDFs cannot be applied to the Outflow boundary condition used. Thus, it was decided to simulate few cases with a constant flow split for each. When the flow split changes from 0.17-0.83 (case 1) to 0.5-0.5 (case 3), the mean volume fraction of oil at the gas outlet decreases from 2.7 % to a negligible value while the mean volume fraction of the gas at the oil outlet increases by about 72 %. Thus, controlling the flow split to minimize the amount of oil-in-gas will cause a consequent increase in the amount of gas-in-oil. On the other hand, the change in flow split, from case 1 to case 3, causes the flow to accelerate at the oil outlet with an increasing pressure drop and decelerate at the gas outlet with a decreasing pressure drop.

Table 3: Summary of the results at the outlets of the separator

Case	Mean volume fraction at outlet				Pressure drop (Pa) from in let towards		Normal velocity component (m/s)	
	Oil outlet		Gas outlet					
	Oil	Gas	Oil	Gas	Oil outlet	Gas outlet	Oil outlet	Gas outlet
Case 1	0.82	0.18	0.027	0.973	40659.48	50128.33	1.86	8.84

Case 2	0.66	0.34	0.007	0.993	44360.63	47541.21	2.78	8.18
Case 3	0.36	0.64	0.00003	0.99997	48662.38	44689.28	5.53	5.58

3.2. Velocity field

Figure 2 illustrates the mean velocity of the gas phase inside the separator which captures the regions where the flow accelerates. It is clear that the swirl cage generates an accelerated swirling flow with a low-velocity core. Upstream of the cone and in the annular space, the flow is identical for case 1-3 because the inflow is the same.

The interesting phenomenon is the different flow field downstream of the annular space between the cone and the external wall of the separator.

In fact, the flow split dictates the flow behavior in the two regions of the separator leading to the oil and gas outlets, respectively. The acceleration of the flow towards the oil-outlet side in conjunction with a deceleration in the gas-outlet side (from case 1 to case 3), promotes the minimization of oil-in-gas but increases the gas-in-oil entrainment as seen in Table 3. The inverse is also valid. Thus, minimizing the oil-in-gas and gas-in-oil entrainments cannot be achieved simultaneously.

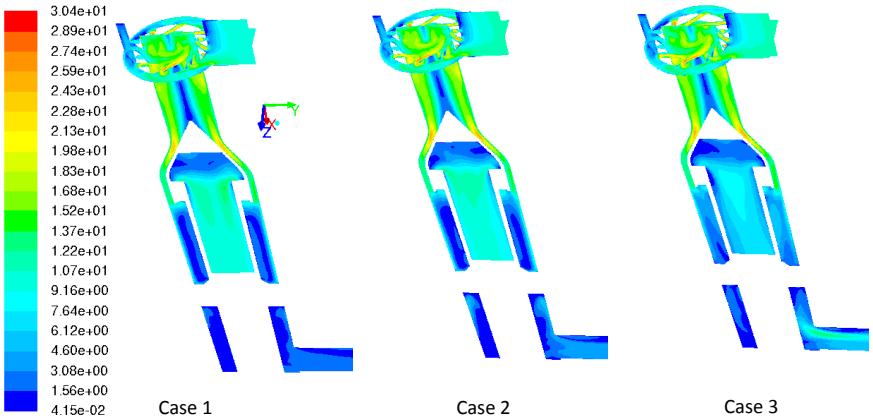


FIGURE 2. Contours of the mean gas velocity at z=0 and a surface crossing the inlet region

Figure 3 shows the direction of the flow in the two annular spaces surrounding the central cone using streamtraces. The oil volume fraction is superimposed on the streamtraces. Apart from case 3, a recirculation zone develops within the large annular space with an axis situated close to the bottom end of the large annular space. This recirculation zone is present for cases 1 and 2.

The recirculation zone promotes the oil-in-gas entrainment in addition to the deviated stream immediately at the entrance of the cone which is located at the step expansion between the two annular spaces. The absence of the recirculation zone for case 3 justifies the negligible oil-in-gas entrainment as shown in Table 3. The flow towards the oil outlet increased considerably and generated a small recirculation zone at the entrance of the cone as illustrated in Figure 3. This is similar to the recirculation zones generated by flow in junctions.

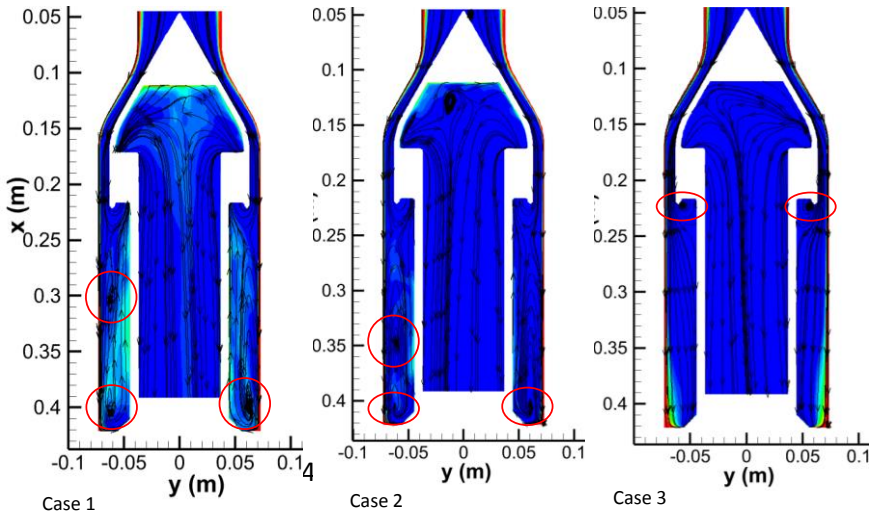


FIGURE 3. Streamtraces superimposed on oil volume fraction within the cone region

Profiles of the mean tangential gas velocity are plotted in Figure 4. The profiles illustrate the swirl decay from a position within the inlet region to a final position close to the oil outlet. At line 1, the profiles is asymmetrical because of the inlet configuration. Actually, the closest are the small passages from the main inlet the stronger is the flow rate through them. However, the profiles tends to be more symmetric for lines 2-4 downstream of the inlet region. Profiles 3 and 4 show the effect of the cone tip at the centerline where zero velocity turns to become wall-affected region at both sides of the cone. In the annular subsequent spaces (lines 5-8) the tangential velocity is damped considerably under the effect of friction tending towards a wall jet when approaching the oil outlet.

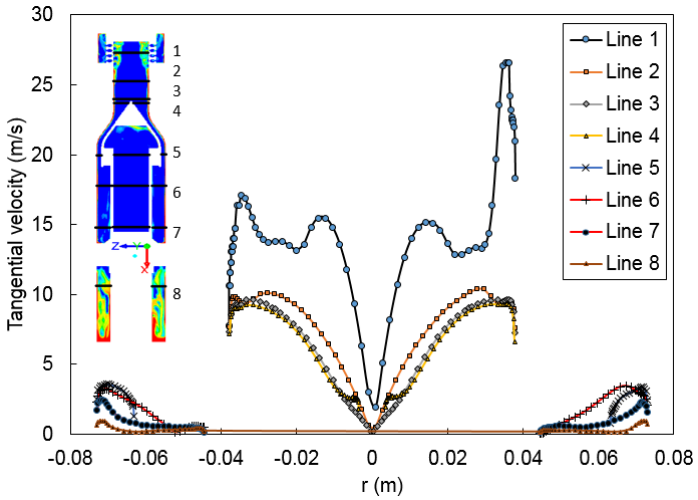


FIGURE 4. Mean gas tangential velocity at different axial positions

3.3. Phase distribution

The time-averaged oil volume fraction distribution, in a plane z=0, is depicted in Figure 5. The oil separates inside the swirl cage. A first thick layer, with low volume fraction, is seen at the top of the separator. In the small pipe segment upstream of the cone, the oil layer becomes more concentrated and thinner under the effect of the centrifugal separation ejecting the oil droplets towards the outer wall of the pipe segment. The thin oil layer persists in the two subsequent annular spaces. In the bottom part, downstream of the large annular space towards the oil outlet, the oil layer disappear because the swirling flow vanishes under the effect of the straight guiding vanes causing dispersion or stratification of the oil depending on the flow split imposed . A clear stratification is seen for case 3. Inside the cone, traces of oil can be seen for cases 1 and 2. Indeed, Table 3 shows that case 1 yields a relatively high oil volume fraction at the gas outlet confirming the behavior described in Figure 5.

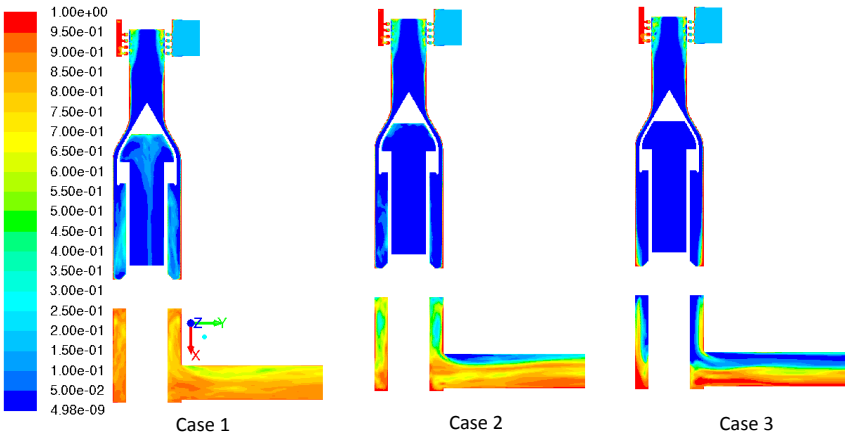


FIGURE 5. Space-time plots of pressure fluctuations at different positions x/H upstream of the impingement wall

4. CONCLUSIONS

Numerical simulations were conducted using the SST k-ω and Eulerian-Eulerian models to study the complex multiphase flow inside a new separator. The flow split is a crucial parameter to control the performance of the separator and it was imposed in the simulations using Outflow boundary condition. Three cases were considered corresponding to a constant inflow with different flow splits.

The pressure drop and outlet velocity increased with the increase of the outflow in one outlet when the flow split was changed. Also, it was seen that minimizing the oil-in-gas entrainment in the gas outlet side causes the increase of the gas-in-oil entrainment in the oil outlet side under the effect of flow split control. The flow filed is identical upstream of the cone while the effects of the flow split imposed appear downstream of the cone. A recirculation zone develops in the annular space downstream of the cone and plays a key role in the separator performance. It is generated under the effect of the higher flow rate towards the gas outlet and disappears when the flow rate towards the oil outlet tends to be equal or higher. Similarly to the flow filed, the phase distribution is identical upstream of the cone and depends on the flow split downstream of the cone.

REFERENCES

[1] N. Kharoua, L. Khezzar, and Z. Nemouchi, Hydrocyclones for De-Oiling Applications: A Review, *Petroleum Science and Technology*, 28(7), 738-755, 2010.
[2] O. Kitoh, Experimental study of turbulent swirling flow in a straight pipe, *Journal of Fluid Mechanics*, 225, 445-479, 1991.
[3] W. Steenbergen, Turbulent Pipe Flow with Swirl. PhD thesis, Technische Universiteit Eindhoven, Netherlands, 1995.
[4] A.F. Moene, Swirling pipe flow with axial strain Experiment and Large Eddy Simulation. PhD thesis. Technische Universiteit Eindhoven, Netherlands, 2003.
[5] A. Javadi, and H. Nilsson, Time-accurate Numerical Simulations of Swirling Flow with Rotor-stator Interaction, *Flow Turbulence Combust.*, 95(4), 755-774, 2015.
[6] H. Shakutsui, T. Suzuki, S. Takagaki, K. Yamashita, and K. Hayashi, Flow patterns in swirling gas-liquid two-phase flow in a vertical pipe, 7th International Conference on Multiphase Flow ICMF 2010. May 30–June 4,Tampa FL, USA, 2010.
[7] S. Wang, Y. Rao, Y. Wu, and X. Wang, Experimental two phase spiral flow in horizontal pipe, *China Pet. Process Pe*., 14, 24-32, 2012.
[8] B. Liu, and B. Bai, Swirl decay in the gas–liquid two-phase swirling flow inside a circular straight pipe, *Experimental Thermal and Fluid Science*, 68, 187-195, 2015.
[9] M. Narasimha, M. Brennan, and P.N. Holtham, A review of CFD modelling for performance predictions of hydrocyclones, *Engineering Applications of Computational Fluid Dynamics*, 1, 71-87, 2007.
[10] K. Karimi, G. Akdogan, S.M. Bradshaw, and A. Mainz, Numerical modelling of air core in hydrocyclones, Ninth International Conference on CFD in the Minerals and Process Industries CSIRO, December 10-12, Melbourne, Australia, 2012.
[11] F. Zonta, C. Marchioli, and A. Soldati, Particle and droplet deposition in turbulent swirled pipe flow, *International Journal of Multiphase Flow*, 56, 172-183, 2013.
[12] W.K. Evans, A. Suksangpanomrung, and A.F. Nowakowski, The simulation of the flow within a hydrocyclone operating with an air core and with an inserted metal rod, *Chemical Engineering Journal*, 143, 51-61, 2008.

[13] R. Sripriya, M.D. Kaulaskar, S. Chakraborty, and B.C. Meikap, Studies on the performance of a hydrocyclone and modeling for flow characterization in presence and absence of air core, *Chemical Engineering Science*, 62, 6391-6402, 2007.
[14] P.V. Cueille, E.S. Rosa, G. Sanchez-Soto, M.N. Noui-Mehidi, and M. Rivero, Swirl tubes as an in-line gas-liquid separator, Fifth International Conference on Computational Fluid Dynamics in the Process Industries, December 13-15, Melbourne, Australia. 2006.
[15] R. Liew, Droplet behaviour and thermal separation in Ranque-Hilsch vortex tubes. PhD thesis, Technische Universiteit Eindhoven, Netherlands, 2013.
[16] ANSYS Inc. Fluent User Guide and Fluent Theory Guide, 2015, version 16.2.