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 1 **ISBN : 978-9931-9229-2-6**

ICEMAEP'16

Third International Conference on Energy, Materials, Applied Energetics and Pollution: Volume 1

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 1

First Edition, October 2016

ISBN 978-9931-9229-2-6

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

DEVELOPMENTS IN COST-EFFECTIVE SOLAR TRACKING

John T. AGEE

Electrical Engineering, Department, University of KwaZulu-Natal
Durban. South Africa, e-mail: ageej@ukzn.ac.za

ABSTRACT

Concerns over the environmental impact of fossil fuels in recent years have engendered a search for alternative, environmentally-friendly, renewable, energy sources. Amongst the several possible sources of renewable energy systems that have been exploited in recent years, wind and solar energy systems offer the most significant possibility for large-scale integration. The high initial cost of acquisition of wind /solar energy systems require further cost-mitigation strategies to support both the affordability, and the economics of exploiting these two renewable energy sources. Few locations on earth are equally endowed with these two renewable energy sources in exact proportions: hence the decision to exploit either one of them depends naturally on the incidence of natural occurrence of the source. The atmosphere which gave rise to the research development that resulted in the current work, was born in a geographical environment that has an abundance of solar energy. The research activities themselves were driven both by the need to make solar tracking systems cost-efficient, as a means of reducing the overall cost of acquiring solar energy systems; and by the need to develop systems that would operate robustly and reliably under challenging environmental conditions, over their quoted lifespan. Polar-axis solar tracking was identified for cost reduction: the discourse here shall, therefore, mainly highlight contributions in respect of polar-axis solar tracking, even though, most of the technical issues addressed in polar-axis solar tracking also apply to solar tracking systems in general. Specifically, the discourse begins with a general review and comparison of the relative issues around static and tracking solar systems. A review of the various types of tracking systems and their motive or drive systems, in terms of system modeling, dynamic performance and the economics issues, is presented. Solar tracking systems require information on the moment-by-moment position of the sun relative to a given platform (location), to effect tracking accuracy. Methodologies and the merits and demerits of sensor-based and sensorless identification of the position of the sun shall be discussed. Linear and non-linear model-based polar-axis tracking techniques shall be demonstrated. A discussion of frictional effects, ageing and parameter variation due to the weathering and natural elements shall be drawn-upon, to motivate the need for non-model based control of polar-axis solar tracking systems. Non-model-based control shall then be discussed. Artificial intelligence-based controllers

shall then be advanced. Constraint-based polar-axis solar tracking shall be discussed. Limitations of tracker economic as a means of lowering the cost of solar energy hardware shall be elucidated, to motivate the need for the hybrid exploitation of renewable energy systems. Conclusions and further research directions shall be discussed.

REFERENCES

[1] John T. Agee and A. A. Jimoh (2012) Flat Controller Design For Hardware-Costs Reduction In Polar-Axis Photovoltaic Tracking Systems. Solar Energy, Vol. 86, Pp. 452-462
[2] John T. Agee**,** Adisa A. Jimoh (2012). Frictional Effects in a Low Speed Polar-Axis Solar Tracker. Journal of Advanced Research Materials Research. Vol 367. Trans Tech Publications. pp. 487-494.

Key Words: *Solar Tracking, Cost-effective Solar Tracking, Nonlinearities, Frictional Effects*.

NANOSCIENCE AND NANOTECHNOLOGY ON ENERGY SOURCES

NP CELE

National Metrology Institue of South Africa, Building 5, CSIR Campus, MeiringNaude Road, Brummeria, Pretoria, South Africa, ncele@nmisa.org

ABSTRACT

Why is nanoscience relevant in energy? Many effects important for energy happen at the nanoscale. In solar cells, for instance, photons can free electrons from a material, which can then flow as an electric current; the chemical reactions inside a battery or fuel cell release electrons which then move through an external circuit; or the role of catalysts in a plethora of chemical reactions. These are just a few examples where nanoscale engineering can significantly improve the efficiency of the underlying processes.

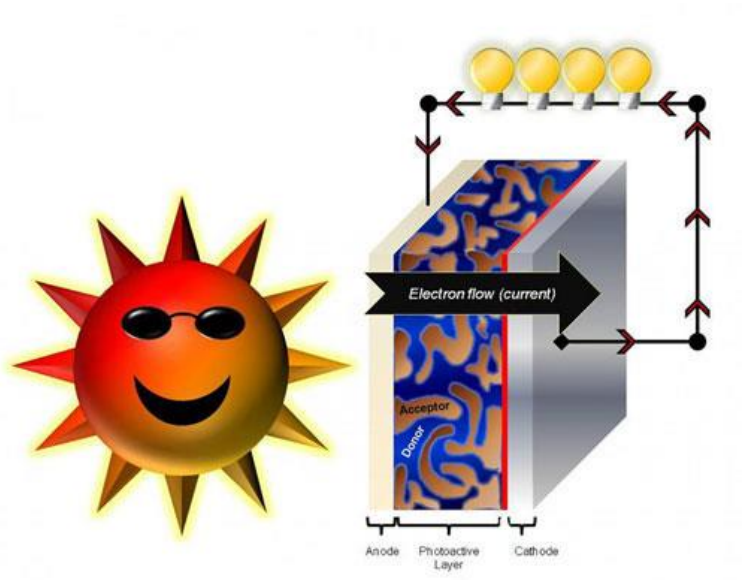


Figure 1: The working principle of a solar cell (Source University of Massachusetts Amherst)

Nanotechnologies are not tied exclusively to renewable energy technologies. While researchers are exploring ways in which nanoscience could help us to develop energy sources, they also develop techniques to access and use fossil fuels much more efficiently. Corrosion resistant nanocoatings, nanostructured catalysts, and nanomembranes have been used in the extraction and processing of fossil fuels and in nuclear power. Nanotechnology applications for energy are extremely varied, reflecting the complexity of the energy sector, with a number

of different markets along its value chain, including energy generation, transformation, distribution, storage, and usage.

Nanotechnology has the potential to have a positive impact on all of these.

Key Words: *Nanotechnology, nanocoatings, nanostructured catalysts, nanomembranes, renewable energy technologies.*

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.).

USE OF THERMAL ENERGY SOURCES FOR COMBINED POWER AND COOLING PRODUCTION SYSTEMS

Alberto CORONAS[1], James MUYE[1]

[1]Universitat Rovira i Virgili, Avda. Paisos Catalans, 26, 43007, Tarragona, alberto.coronas@urv.cat

ABSTRACT

Air-conditioning, refrigeration and electricity are useful forms of energy products, usually produced using separate energy conversion technologies. Further, most end-users need at least dual energy products: typical example could be building's applications where space air-conditioning and electricity for various purposes are in need. Therefore the combined production of power and cooling using efficient thermally-driven systems is one of the suitable technological solutions. This study presents a brief review of some combined absorption power and cooling cycles and expander technology. The performance indicators used to evaluate combined power and cooling cycles have also been discused.

Key Words: *Absorption Power Cycle, Expander, Absorption Refrigeration, Thermal Energy.*

NOMENCLATURE

Symbols :

$\dot{E}x$	exergy rate, kW
W	power, kW
$\dot{Q}$	heat rate, kW

Greek Letters:

η	efficiency, [-]

Subscripts :

chill	chiller	I / II	first / second law
des	desorber	net	net
eff	efficiency	rfg	refrigerator
ex	exergetic	sh	super-heater
exp	expander	sp	solution pump

1. INTRODUCTION

The combined production of power and cooling using efficient thermally-driven systems is one of the suitable technological solutions to address the current global energy-related challenges. These challenges include energy supply uncertainty, rising price of fuels and adverse environmental impact. Air-conditioning, refrigeration and electricity are useful forms of energy products, usually produced using separate energy conversion technologies. Further, most end-users need at least dual energy products: typical example could be building's applications where space air-conditioning and electricity for various purposes are in need. In such a case the life cycle cost of the combined system is enhanced because there is an increase in the number of running hours for periods in which there is no cooling demand for but a power demand is still essential.

The objectives of this research work is to present a new class of absorption systems, capable of producing mechanical power and cooling simultaneously and/or alternatively by using a single thermal energy source available at low temperatures (below 200°C). Typical thermal energy sources available in this range include solar, geothermal and industrial waste heat. The dual-output nature of

such kind of systems makes it difficult to evaluate their energetic and exergetic performances therefore various performance indicators used to evaluate the performance of such cycles will be presented.

2. COMBINED POWER AND COOLING CYCLES

2.1. Performance indicators

In order to explain and compare the behaviour of the cycle, the following performance indicators have been chosen: net mechanical power, cooling capacity and effective first law and exergetic efficiencies

The net mechanical power of the cycle ($\dot{W}_{net}$) is the result of subtracting the mechanical power provided to the solution pump ($\dot{W}_{sp}$) from the mechanical power produced by the scroll expander ($\dot{W}_{exp}$).

According to Vijayaraghavan and Goswami [1], an accurate definition of the first law efficiency for a combined power and cooling cycle must account for the quality of the cooling output. Therefore the first law effective efficiency ($\eta_{I,eff}$) is represented as:

$$\eta_{I,eff} = \frac{\dot{W}_{net} + \left(\dot{E}x_{chill} / \eta_{II,rfg} \right)}{\dot{Q}_{des} + \dot{Q}_{sh}} \tag{1}$$

The effective exergetic efficiency ($\eta_{ex,eff}$) is defined as the exergy output of the combined system divided by the exergy change in the heat source as shown:

$$\eta_{ex,eff} = \frac{\dot{W}_{net} + \left(\dot{E}x_{chill} / \eta_{II,rfg} \right)}{\dot{E}x_{hs,in} - \dot{E}x_{hs,out}} \tag{2}$$

The term $\dot{E}x_{chill}$ represents the exergy flow associated with the cooling output while $\eta_{II,rfg}$ is the second law efficiency of a vapor compression refrigeration system.

2.2. Combined absorption Cycles

One of the suggestions for a combined absorption power and refrigeration design is accredited to Goswami [2]. To generate both shaft power and refrigeration, the coupling of an absorption refrigeration cycle and a traditional Rankine cycle was suggested as shown in Figure 1. Initial studies on the Goswami cycle were performed with an ammonia-water mixture as the working fluid however the research was extended to study the application working fluids consisting of organic fluid mixtures. The ammonia-water mixtures produced a better performance as compared to binary mixtures of organic working fluids. Mendoza et al. [3] highlight that ammonia-water absorption cooling cycles require a costly rectification process. This disadvantage also exists in the combined absorption cycles since the combined absorption cycles with ammonia-water working fluid also require rectification process for their cold production. Therefore, low or non-volatility of the absorbent is of great importance in order to reduce or eliminate rectification. Consequently, when absorbents which are soluble solid (non-volatile), as lithium nitrate (LiNO3) and sodium

thiocyanate (NaSCN) or liquids which have very low (negligible) vapor pressure like Ionic Liquids are utilized then the need for a rectifier (REC) is completely eliminated.

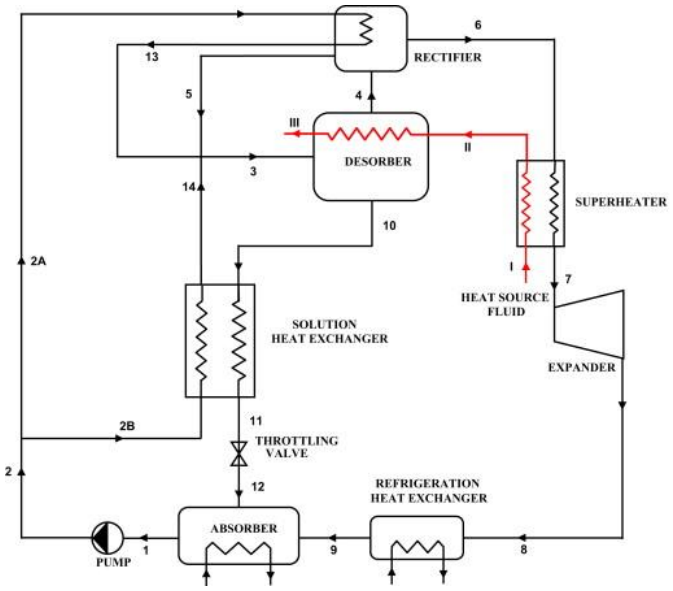
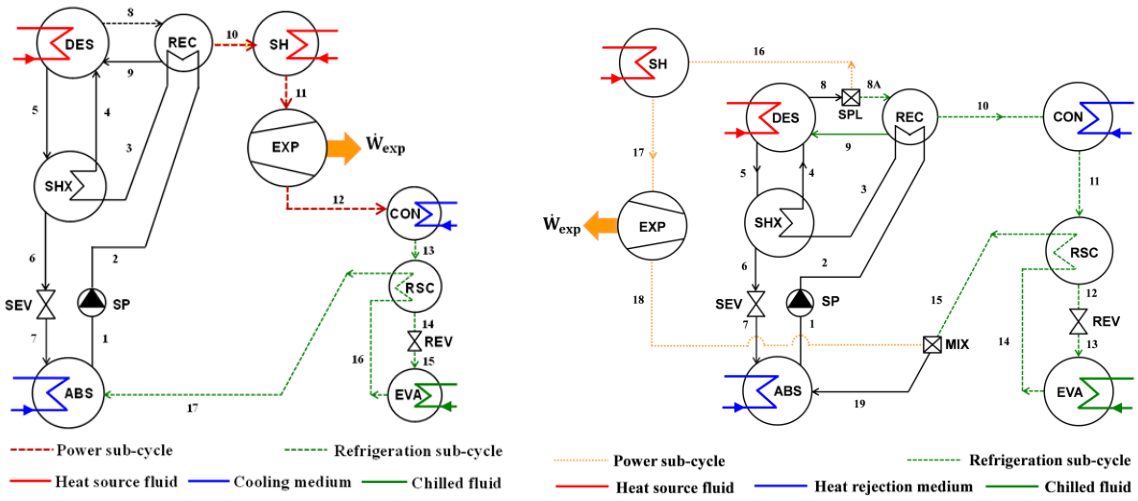


FIGURE 1. Schematic diagram of the Goswami cycle [1]

Generally, the combined absorption cycles presented in literature can be divided into two groups: those producing cooling using sensible heat (Goswami cycle) and those based on latent heat. The single-stage combined absorption cycle with series flow arrangement (SSAPRC-S) shown in Figure 2a can be viewed as the Goswami cycle except the sensible refrigerant heat exchanger (Cooler) is replaced by a refrigeration sub-cycle, comprising of several components, with a capability of producing latent cooling output. The single-stage combined absorption cycle with parallel flow arrangement (SSAPRC-P) shown in Figure 2b incorporates a splitter which facilitates the ability to cover varying demand profiles from only cooling to only power and intermediate dual outputs with various power/cooling ratios. A comparison of the performance of the three configurations (Goswami, SSAPRC-C and SSAPRC-P) revealed that the SSAPRC-S configuration offered the best performance. Application of low heat-source temperatures below 200°C is one of the characteristics of the Goswami cycle. For a heat source temperature of 87°C and optimal conditions, both power and refrigeration outputs were achieved. However at a source temperature of 167°C, optimum conditions do not provide any refrigeration output. The cooling output of the Goswami cycle is very low compared with the other proposed cycle configurations (SSAPRC-P and SSAPRC-S) however its power output is superior than the SSAPRC-S but not the SSAPRC-P cycle configuration with high split ratios [4-5].

A particular feature of the SSAPRC-P cycle configuration is its capability of producing a whole range of power and cooling. This combined power and cooling cycle configuration can produce 18 kW of mechanical power and 150 kW of cold with effective first-law and exergy efficiencies of 10% and 47% respectively, when the heat source, heat sink and, chilled fluid inlet/outlet temperatures are 120°C, 32/37°C and 12/7°C respectively with vapour split ratio of 0.5. For the same thermal boundary conditions the cycle produces 32 kW of mechanical power with thermal and exergy efficiency of 9.0% and 42.0% when it operates in only power-mode. For only cooling-mode of operation it produces 293 kW of cooling effect at a COP of 0.626. A unique feature of the SSAPRC-S configuration is it can produce more power and cold by using heat sources at relatively higher temperature (150 to 200°C). This combined cycle configuration can produce 32 kW of

mechanical power and 320 kW of cold with effective first-law and exergy efficiencies of 17% and 66% respectively, when the heat source, heat sink and, chilled fluid inlet/outlet temperatures are 150°C, 32/37°C and 12/7°C respectively [5].



(a) (b)

FIGURE 2. Schematic diagram of single-stage combined absorption cycle with: (a) series flow arrangement (SSAPRC-S) and (b) Parallel flow arrangement (SSAPRC-P) [5]

The single-stage combined absorption cycles presented here tend to exhibit a poor performance at heat source temperatures above 200°C. Therefore to achieve an improved performance at these relatively high heat source temperatures, the adoption of multi-stage multi-effect combined absorption cycle configurations is suggested.

3. EXPANDERS

The expander plays an integral role in the performance of the whole system. Two types of expanders could be used in these kind of cycles: dynamic and volumetric machines. The first ones (such as axial turbines and radial flow turbines) have been successfully used for large capacity, however for small capacity (below 50 kW) their application is still a challenge since ammonia has a low molecular weight and high sound speed which considerably increases the machine rotor speed and the internal leakages thereby reducing the effective operating pressure ratio. Volumetric devices include: scroll expanders, screw expanders, piston expanders and rotary vane expanders. Volumetric technology, specifically scroll machines, has proven to have a promising future for small capacity absorption systems for cooling and power applications. Scroll compressors are simple in design, reliable, possess a compact structure, have fewer moving parts, lower level of noise and vibration. They are also easy to access because they are widely applied in the HVAC industry. Consequently, researchers have been experimenting on scroll expanders modified from scroll compressors and reporting satisfactory results [6-7].

In scroll units, lubrication is employed to reduce friction and wear between mobile parts and surfaces in contact. An additional feature of the lubrication is also the reduction of the internal leakages; however the use of a mixture of ammonia-water provides a new challenge: water contained in ammonia will be mixed with the lubricant creating water-oil emulsions which in turn reduces the capacity of lubrication damaging the machine. Furthermore any amount of lubricant

returning to the absorption sub-cycle will reduce the global performance of the system since it reduces the heat transfer coefficients of the heat exchangers [8].

4. INTERGRATION OF SCROLL EXPANDERS IN COMBINED CYCLES

Demirkaya [8] performed an experimental analysis of an ammonia-water Goswami cycle utilizing an off-the-shelf open drive scroll compressor modified to operate as an expander. Expander performances of between 30-50% were recorded. Following a similar procedure, Mendoza et al. [9] experimentally characterized and modeled a scroll expander (modified from an open drive scroll compressor) with air and ammonia as working fluid. They studied how the main operating variables (supply pressure and temperature, pressure ratio, rotational speed and lubrication) influence the performance of the scroll expander and used a semi-empirical model to determine the scroll expander performance. The results obtained further confirmed that the modified scroll device can be used in absorption power cycles. The maximum overall isentropic efficiency and net mechanical power achieved in the tests with ammonia were 61% and 958 W, at a supply pressure of 1400 kPa, a supply temperature of 335 K, a rotational speed of 50 Hz, a pressure ratio of 1.95 and a lubrication mass percentage of 2%.

Iglesias and Favrat [10] developed an oil-free co-rotating scroll compressor–expander for small-scale compressed air energy storage applications. The same scroll device was studied by Mendoza and Schiffmann [11] to determine its technical feasibility in a power cycle. They reported that an overall isentropic efficiency between 54.7% and 60.5% could be achieved through the integration of the co-rotating scroll prototype into a Kalina cycle. Therefore they deduced that the implementation of co-rotating scroll expander is technically feasible and most importantly, adopting this scroll device eliminates the inherent complications of lubricated scroll expanders.

Next, Muye et al. [12] performed a theoretical study of a combined absorption cycle for power and cooling production (SSAPRC-S) using the novel oil-free co-rotating scroll expander. Figure 3 shows the working principle of the co-rotating scroll prototype. The SSAPRC-S cycle configuration utilizing an oil-free co-rotating scroll expander produced 87 kW of mechanical power and 162 kW of cold with effective first-law and exergy efficiencies of 19% and 59% respectively, when the heat source, heat sink and, chilled fluid inlet/outlet temperatures are 180°C, 32/37°C and 12/7°C respectively.

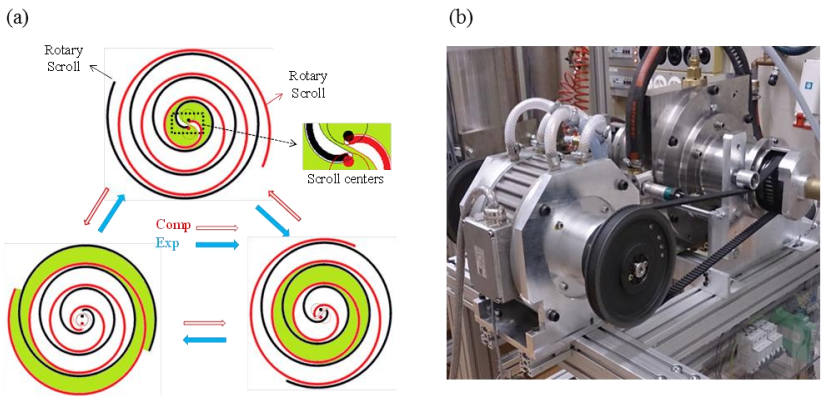


FIGURE 3. Working principle of the co-rotating scroll prototype and (b) mechanical transmission of one of the two scrolls [12]

Recently, the first results of the experimental performance of a combined power and cooling production system designed for a cooling capacity of 35 kW when operated under refrigeration mode and power generation of 3.5 kW when operated during power generation mode have been presented [13]. The set-up incorporates an oil-less scroll expander derived from an Anest Iwata air compressor. In the combined cooling and power generation mode, the system is capable of producing a cooling capacity of 11 kW and net power output of 2 kW at a sink temperature of 32°C and generator temperature of 140°C.

3. CONCLUSIONS

A brief review of some combined absorption power and cooling cycles and expander technology has been performed. The low cooling output of the Goswami cycle could be improved by introducing latent cooling as adopted by the SSAPRC-S configuration. To address the lack of flexibility inherent in serial designs (Goswami and SSAPRC-S), the parallel configuration (SSAPRC-P) is suggested. A drawback of the parallel configuration is the low cycle performance; for the serial designs it is the low cooling output at high heat source temperatures. Converting lubricated open drive scroll compressors into expanders is a technically and economically viable option for power generation. However in absorption systems using ammonia-water working fluid provides a new challenge: water contained in ammonia will be mixed with the lubricant creating water-oil emulsions which in turn reduces the capacity of lubrication damaging the machine. Furthermore any amount of lubricant returning to the absorption sub-cycle will reduce the global performance of the system since it reduces the heat transfer coefficients of the heat exchangers. Therefore the use of effective oil separation procedures is advised if a lubricated scroll device is to be used in an ammonia-water absorption systems. Experimental and theoretical studies prove that the novel oil-free co-rotating scroll expander prototype and adopting oil-less scroll compressors are feasible options for use in combined power and cooling cycles.

REFERENCES

[1] S. Vijayaraghavan and D. Goswami, On Evaluating Efficiency of a Combined Power and Cooling Cycle, *Journal of Energy Resources Technology*, vol. 125, no. 3, p. 221, 2003.

[2] D.Y. Goswami, Solar thermal power-status and future directions. *Proceedings of the 2nd ASME-ISHMT Heat and Mass Transfer Conference*, Mangalore, India, December 1995.

[3] L. Mendoza, D. Ayou, J. Navarro-Esbrí, J. Bruno and A. Coronas, Small capacity absorption systems for cooling and power with a scroll expander and ammonia based working fluids, *Applied Thermal Engineering*, vol. 72, no. 2, pp. 258-265, 2014.

[4] S. Vijayaraghavan and D. Goswami, Organic Working Fluids for a Combined Power and Cooling Cycle, *Journal of Energy Resources Technology*, vol. 127, no. 2, p. 125, 2005.

[5] D.S. Ayou. Combined Absorption Power and Refrigeration Systems Driven by low and mid-grade heat sources. *PhD Thesis, Universitat Rovira i Virgili*, Tarragona, Spain, 2014.

[6] M. Jradi, J. Li, H. Liu and S. Riffat, Micro-scale ORC-based combined heat and power system using a novel scroll expander, *Int. J. Low-Carbon Tech.*, vol. 9, no. 2, pp. 91-99, 2014.

[7] J. Muye, D. Ayou, R. Saravanan and A. Coronas, Performance study of a solar absorption power-cooling system, *Applied Thermal Engineering*, vol. 97, pp. 59-67, 2016.

[8] G. Demirkaya, Theoretical and Experimental Analysis of Powerand Cooling Cogeneration Utilizing Low Temperature Heat Sources, *PhD Thesis, University of South Florida*, 2011

[9] L. Mendoza, J. Navarro-Esbrí, J. Bruno, V. Lemort and A. Coronas, Characterization and modeling of a scroll expander with air and ammonia as working fluid, Applied Thermal Engineering, vol. 70, no. 1, pp. 630-640, 2014.

[10] Iglesias and D. Favrat, Innovative isothermal oil-free co-rotating scroll compressor–expander for energy storage with first expander tests, *Energy Conversion and Management*, vol. 85, pp. 565-572, 2014.

[11] L. Mendoza, J. Schiffmann, Co-rotating Scroll Machinery Applied to Vapor Power and Vapor compression cycles, *IIR International Congress of Refrigeration*, Yokohama 2015.

[12] J. Muye, L. Mendoza, J. Schiffman, A. Coronas, Analysis of a combined absorption cycle for power and cooling production using a novel oil-free co-rotating scroll expander, *12th IIR-Gustav Lorentzen Conference on Natural Refrigerants*, Edinburgh, 2016

[13] G. P. Kumar, R. Saravanan, J.C. Bruno, A. Coronas. Studies on combined power and cooling based on rectifier integrated ammonia-water absorption cycle. *Heat Powered Cycles Conference,* Nottingham University, UK, 2016

CONTROL STRATEGY FOR QUALITY IMPROVEMENT OF ELECTRICAL POWER PRODUCED BY STAND ALONE WIND ENERGY CONVERSION SYSTEM

Noël DJONGYANG

Renewable Energy Department, The Higher Institute of the Sahel, University of Maroua, Cameroon, noeldjongyang@gmail.com

ABSTRACT

Wind energy provides an environmental energy generated and helps to satisfy the power demand. But due to the wind speed and the load power fluctuations, the quality of electrical power is affected especially when the wind energy conversion system operates without ancillary services in remote area. This paper deals to the quality improvements of electrical power generated by stand-alone wind energy conversion system (SAWECS). In this paper the studied system is depicted and modeled. Then, the new load control strategy based on vector control is elaborated and selective harmonics elimination (SHE) technique is used in order to fight against harmonics. Simulation results are obtained using MATLAB/SIMULINK and show the effectiveness and reliability of control strategy proposed.

Key words: *wind energy, electrical power, control strategy, quality*

SOLAR ENERGY AND REFRIGERATION BY SORPTION

Slimane GABSI[1], Mohamed EL GANAOUI[2]

[1]Ecole Nationale d'Ingénieurs de Sfax, Sfax, Tunisia, slimane.gabsi53@gmail.com
[2]University of Lorraine, Nancy, France, mahammed.el-ganaoui@univ-lorraine.fr

ABSTRACT

In hot countries the use of cold is increasing for various applications: housing, food storage, ... In North Africa, the production of many perishable food is seasonal, and these foods are not available, therefore only during part of the year. During this brief period, production exceeds the market absorption capacity. This mismatch causes losses after food grain crops, fruits and vegetables, lack of the necessary precautions during harvesting, handling and transportation. Indeed, after harvest, the fruits and vegetables remain alive because they breathe, carry out gas exchange with the surrounding environment and continue to evolve throughout the marketing chain. These changes result in phenomena that are impacting the visual quality, nutrition and taste.Temperature is the most important factor for preserving fruits and vegetables. Low temperatures slow down the metabolism of the fruit or vegetable to allow the maintenance of product quality. By cons, too low temperatures may cause often irreversible defects.The short-term storage temperature (less than 7 days) fresh fruit and vegetables is between 4 ° C and 8 ° C, corresponding to the range of cold produced by chillers single-stage adsorption.

Compression refrigerating machines, very often used in air conditioning and domestic refrigerators, require the compressor operating a considerable expenditure of electrical energy. These machines use for their operation, most of CFCs deplete the ozone layer. Scientific research must decide for a technology capable of ensuring the future of our planet's environmental and energy saving. In these hot country solar energy is available almost throughout the year.

Alternative systems should use refrigerants healthy for the environment and have high performance to reduce the CO_2 emissions that contribute to the greenhouse effect and consumes the least amount of fossil energy such as solar in our case. Solar refrigeration coupling is of great interest for these countries and it is the object of this work.

The purpose of this paper is to present the work for sorption machines (absorption and adsorption) on their principles, used systems, their performance and the coupling with solar.

This solar sorption coupling requires knowledge or meteorological data is validated simulation models as well as the characteristics of solar collectors. We will present the models that we have developed and used and give good results.

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..).

LES MATERIAUX A CHANGEMENT DE PHASE DANS LES CONTENEURS A TEMPERATURE CONTROLEE

PHASE CHANGE MATERIALS IN TEMPERATURE-CONTROLLED CONTAINERS

Abbes KACIMI

SOFRIGAM, 212 Avenue Paul Doumer, Rueil Malmaison, 92508 Cedex, France
Email: abbes.kacimi@sofrigam.com

RESUME

Les conteneurs à température contrôlée équipées de plaques eutectiques ou d'autres matériaux à changement de phase sont utilisées pour le transport des produits de santé thermosensibles (médicaments, vaccins, dérivées du sang, prélèvements biologiques, cellules…). La source d'énergie classique est fournie par la chaleur latente de fusion d'une solution eutectique aqueuse ou par la sublimation de la glace carbonique.

Les exigences des produits sont strictes, les conditions logistiques sont contraignantes et la réglementation se durcit. Pour simuler la température ambiante pendant le transport, des profils variables (chauds, froids ou combinés froids/chauds) sont imposés par les normes et par les cahiers des charges. En plus des intervalles entre +2 et +8 °C et en dessous de -18 °C, de nouvelles plages de température sont réglementées pour les produits pharmaceutiques et biologiques, en particulier entre +15 et +25 °C et entre +32 et +38 °C. Pour répondre aux exigences et garantir la qualité et la sécurité des produits de santé sous température contrôlée, les acteurs de la distribution se lancent dans un processus d'amélioration continue.

Ayant des températures de fusion inférieures ou égales à 0 °C, les solutions aqueuses ne peuvent pas satisfaire seules ces besoins stricts. Les matériaux à changement de phase (MCP) ayant des températures de fusion positives (+5 °C, environ +20 °C, +35 °C…), seuls ou associés à un gel eutectique, sont de bonnes solutions pour ces applications.

En testant divers matériaux à changement de phase pour divers profils de température, cette étude a permis d'analyser la capacité de stockage thermique de ces MCP et de qualifier des conteneurs sous température contrôlée.

ABSTRACT

Temperature-controlled containers equipped with eutectic plates or other phase change materials are used to transport temperature-sensitive health products (vaccines, blood derivatives, biological samples…). The conventional energy source is provided by the melting latent heat of an eutectic aqueous solution or by the sublimation of dry ice.

Product requirements, logistical constraints and regulations are tightening, with stricter controls. To simulate the ambient temperature during transport, varying profiles (hot, cold and combined cold/hot) are required by standards and specifications. In addition to the cyclic intervals between +2 and +8 °C and below -18 °C, new temperature ranges are regulated for pharmaceutical and biological products, in particular between +15 and +25 °C and between +32 and +38 °C. To meet the requirements and ensure the quality and the security of temperature-controlled health products, the distribution actors engage in a continuous improvement process.

With melting temperatures below or equal to 0 °C, aqueous solutions cannot meet alone these strict needs. Phase change materials (PCM) with positive melting temperatures (+5 °C, about +20 °C and +35 °C…), alone or combined with eutectic gel packs, is a good solution for these applications.

By testing various phase change materials for various temperature profiles, this study allowed the analysis of the thermal storage capacity of these PCMs, and the performance qualification of temperature-controlled containers.

NON-EXHAUST EMISSIONS OF ROAD VEHICLE: QUANTITATIVE AND MORPHOLOGICAL ANALYSIS.

Salah KHARDI[1], Antoine NUEL[2]

[1]Research Director, IFSTTAR Bron-France, salah.khardi@ifsttar.fr
[2]Trainee, IFSTTAR Bron-France, antoine.nuel@ifsttar.fr

Abstract

Pollution in large cities is a recurring problem which governments and private companies are trying to answer. Control pollution issued by vehicles is a regularly expressed element, but this concerns the case of pollutants from exhaust emissions, non-exhaust emissions are very rarely studied. The non-exhaust emission sources include brakes, clutches, tires, road and resuspension of particles on road. These different elements emit particles due to their wear by abrasion, corrosion or even tear. These sources contribute to the concentration of particles in the atmosphere with some differences of chemical characterizations, sizes and quantities. This article presents our project and the first experiments and some results.

Keywords: non exhaust emissions, fine and ultrafine particle, size range.

Nomenclature

Particle number concentration: #/cm^3

1. Preface

Like all European cities, French cities suffer from air pollution and road traffic. This represents between 14 and 17% of particulate emissions in 2012 in metropolitan France (*MEDDE, 2014*) and is often dominant to other sources in urban areas. The tailpipe emissions are widely studied and implicated in these urban pollution, which give European standards in constant evolution, even if the reduction of air pollution is still not satisfactory. By contrast, the non-exhaust emissions are rarely studied and regulated. Still they also emit fine and ultrafine particles with known health and climate risks. Thus, PM_{10}, particles with an aerodynamic diameter less than 10µm, include the fine and ultrafine particles and are being breathed by humans and penetrate the bronchi. $PM_{2.5}$ and $PM_{1,0}$ being smaller, they progress to the alveoli and can cross the alveolar-capillary barrier, making their health impacts even more important.

Particles in the atmosphere have very different characteristics on their size, morphology and chemical composition. This affects their concentration, their residence time in the atmosphere which can vary from minutes to months as well as on their health and climate impacts (*Morawska et al., 2008*).

As said earlier, the exhaust emissions are highly studied and technological advances have been carried and are still developing on filtering particles in the exhaust. Their proportion tends to decrease, which will make the non-exhaust particles most important or even dominant in road emissions by 2020 (*Pant and Harrison, 2013*). Europe and the France wish therefore reduce particulate emissions and in order to have effective regulations, it is necessary to understand the different mechanisms and physical processes in non-exhaust emissions.

The CAPTATUS project involves studying the physical characterization of non-exhaust particles near field by vehicles. Our experiments will focus on particle size analysis and this in three different environments:

- In the laboratory with a dynamometer test bench, in a clean environment with parameters of use of the vehicles checked.
- On test track where the environment is simplified (atmospheric noise limited in the absence of traffic) and vehicle operating parameters are controlled.
- In a real situation, roadside, with an urban background sound of relatively high which can influence the near field measurements.

These experimentations will lead to a better understanding of the mechanisms of creation of its particles and their behaviour, in order to build a more suitable framework for a concerted and coherent environmental policy.

2. Experimental model

Currently, our experiments have allowed us to analyze the particles emitted by the wear of brake pads. These experiments consisted of performing braking profiles with a vehicle on a dynamometer test bench. Different analyzers were connected to an aluminium sampling cone positioned closer to the front vehicle wheel. Figure 1 shows the performed experiments.

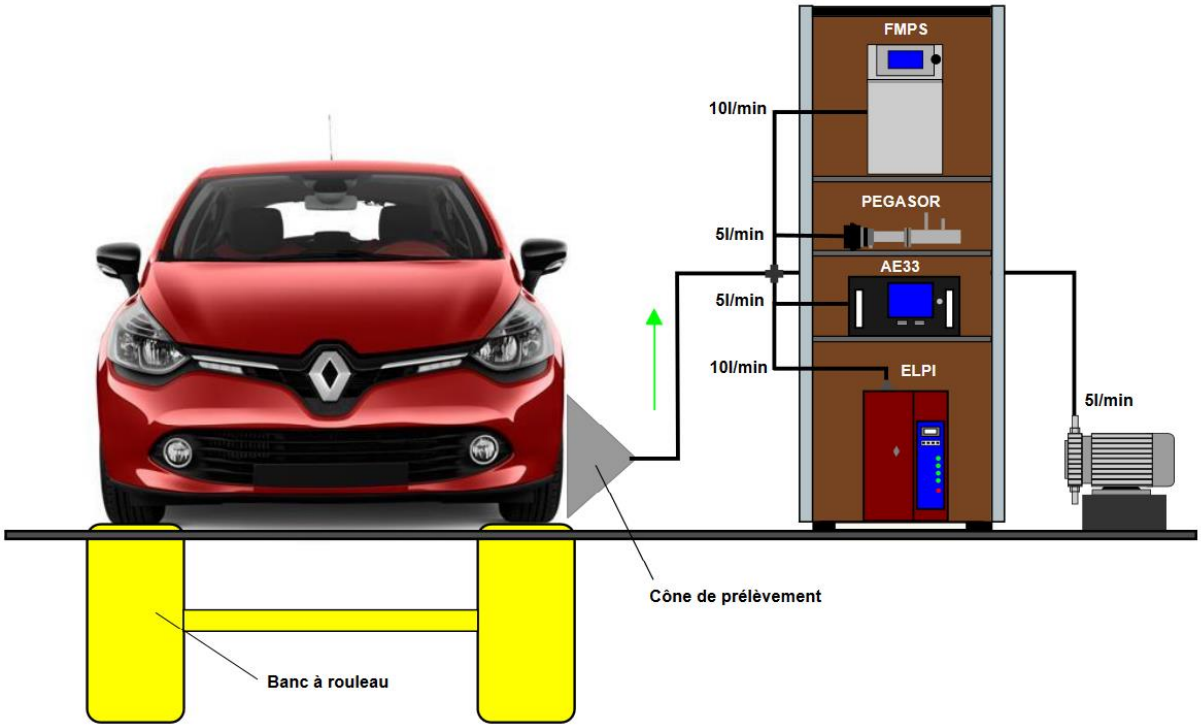


Figure 1: Diagram of the experiments, realize by P. TASSEL

Four analyzers were used: ELPI (Electrical Low Pressure Impactor), le FMPS (Fast Mobility Particle Size), the Pegasor (real time analyzer PPS-M) and the AE-33 (black carbon analyzer). These appliances measure in real time the particles of different size ranges. The outputs data of the analyzers also differ in their unit. Table 1 shows the various characteristics of the analyzers and the Tables 2 and 3 the different channels of measures of ELPI and FMPS.

Analyzers	Size range	Different channels of measures
ELPI	7nm-10µm	Yes
FMPS	10-560nm	Yes
Pegasor	5nm-3µm	No
AE-33	370-950nm	Yes

Table 1: Characteristics of analyzers

Channel	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Size range (nm)	22	42	78	132	208	319	505	802	1273	2004	3154	6408

Table 2: Different channel of measures of ELPI

Channel	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
Size (nm)	6.04	6.9	8.0	9.3	10.8	12.4	14.3	16.5	19.1	22.1	25.5	29.4	34.0	39.2	45.3	52.30
Channel	**17**	**18**	**19**	**20**	**21**	**22**	**23**	**24**	**25**	**26**	**27**	**28**	**29**	**30**	**31**	**32**

Size (nm)	60.4	69.8	80.6	93.1	107.5	124.1	143.3	165.5	191.1	220.7	254.8	294.3	339.8	392.4	453.2	523.30

Table 3: Different channel of measures of FMPS

2.1 Realists profiles

The profiles consist of a braking sequence to represent a realistic driving. For this, we used the Artemis cycles. These are based on a statistical survey in Europe which has achieved in 4 cycles representative of different driving conditions: urban, rural and motorway (two cycle: one with a maximum speed of 130 km/h and another of 150 km/h). These profiles are usually used by car manufacturers to better understand the actual driving conditions, but are not those used for pollution certification or fuel consumption (*André 2004*). We used the cycles urban, rural and highway (with up to 130 km/h).

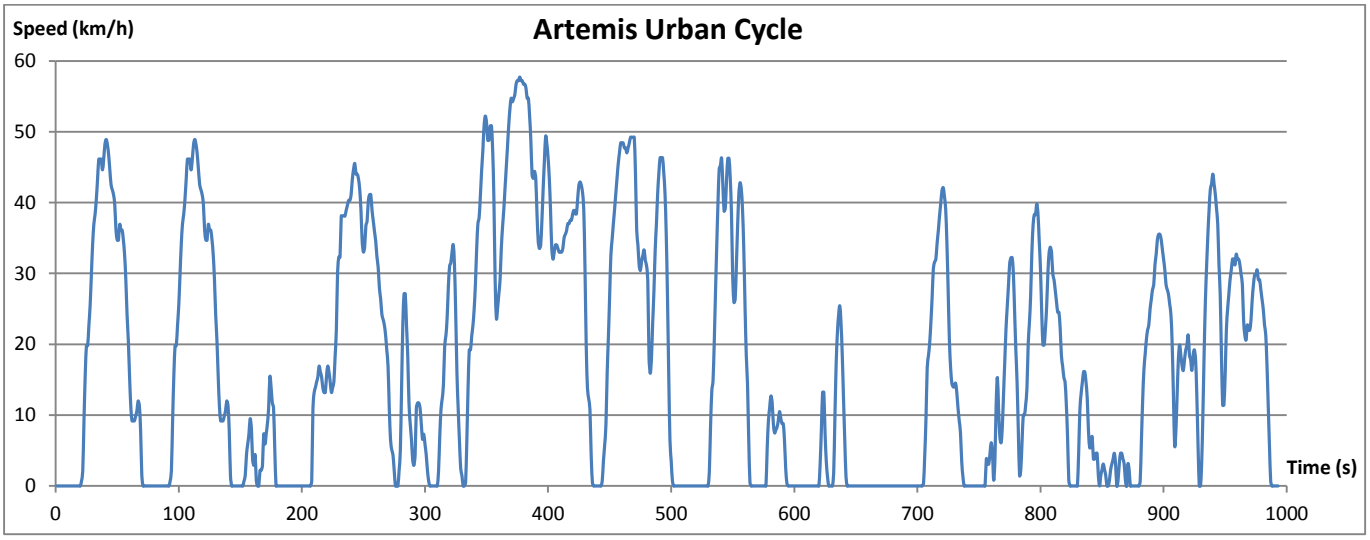


Figure 2: example of an Artemis cycle

Wishing to study particles from braking, the constant speed portions and acceleration do not interest us. So we have changed these profiles by removing regions at constant speeds and we have reduced the time of acceleration to a minimum. The ventilation being stopped during the experiments, these changes have allowed us to reduce the time of the profiles and thus the overheating of the engine. The following figure shows one of the profiles obtained and used in our experiments.

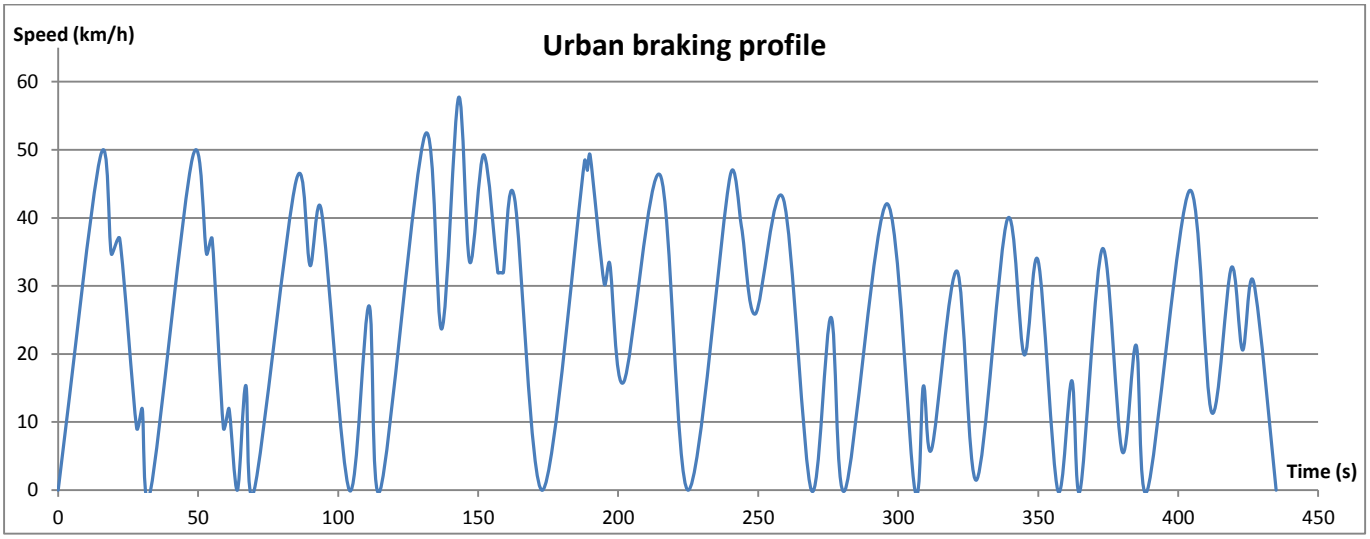


Figure 3: Urban braking profile created

2.2 Stepwise profile

In addition to these braking profiles representative of real driving, we also created a stepwise braking profile. This last is characterized by braking of 50 km/h on 5 seconds as shown in Figure 4.

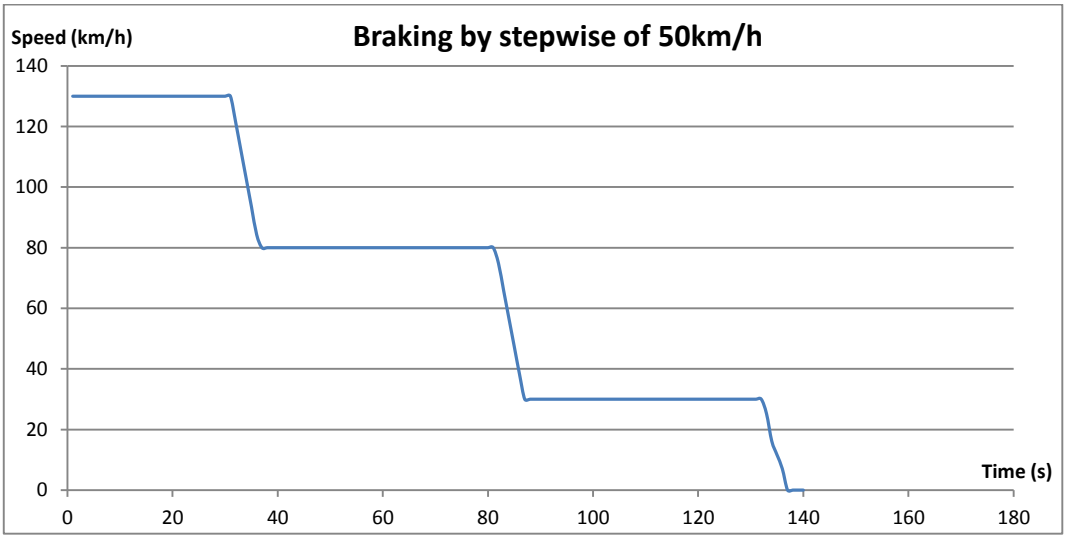


Figure 4: Stepwise braking profile

3. Results

Data from the AE-33 have not finished being processed. The data presented below are the results of pre-manipulations of the analyzers ELPI, FMPS and Pegasor. The results are the fruit of pre-experiments, so we will be very cautious about the conclusions to be drawn of the values obtained. The results presented are the measured concentrations for the driving profiles in urban and stepwise.

3.1 Urban Profile

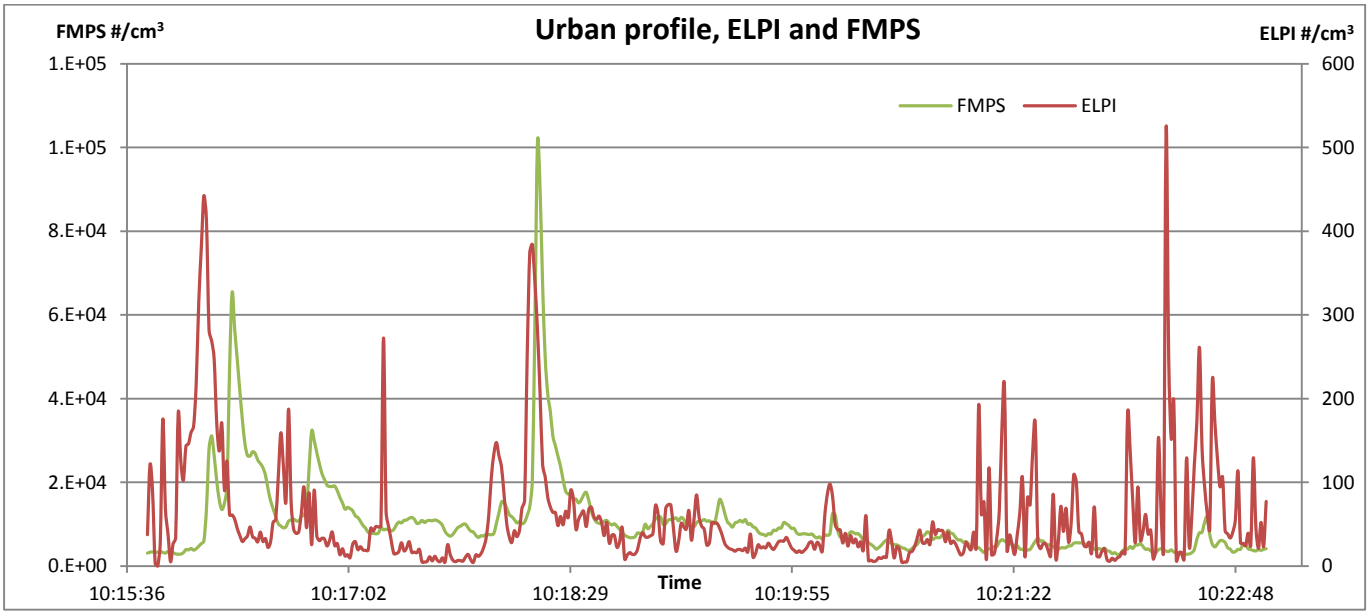


Figure 5: number of particles per cm^3 measured by the ELPI and the FMPS on all their particle size for urban profile.

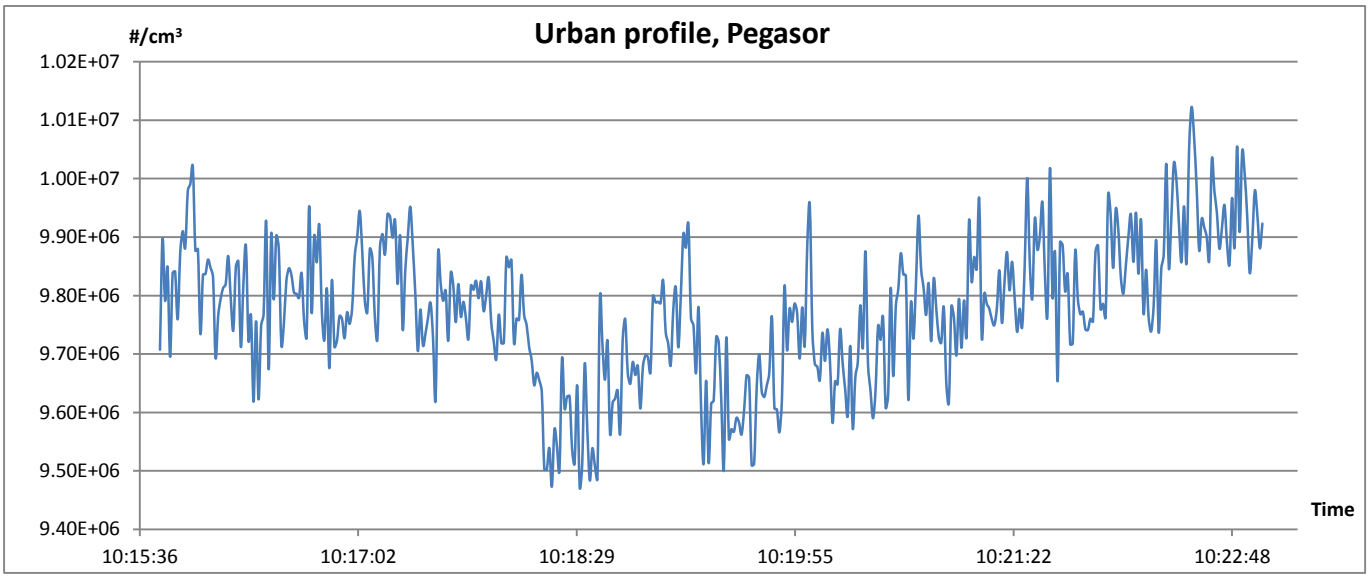


Figure 6: number of particles per cm^3 measured by the Pegasor throughout its size range for urban profile.

Now here is the concentration for the different channels of sizes of the FMPS and the ELPI.

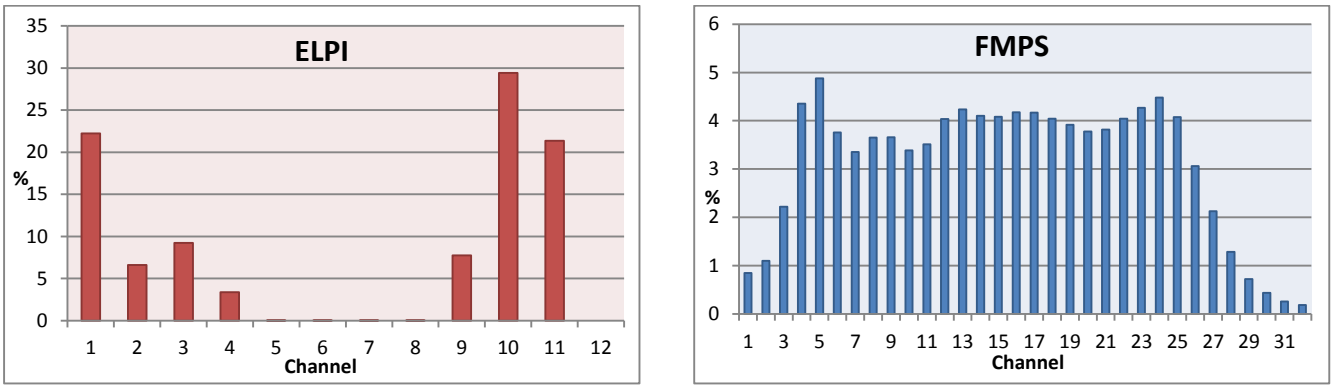


Figure 7: total concentration on a cycle for the different channels of the ELPI and FMPS. The concentration is expressed in % of total concentration over the entire size range.

3.2 Stepwise profile

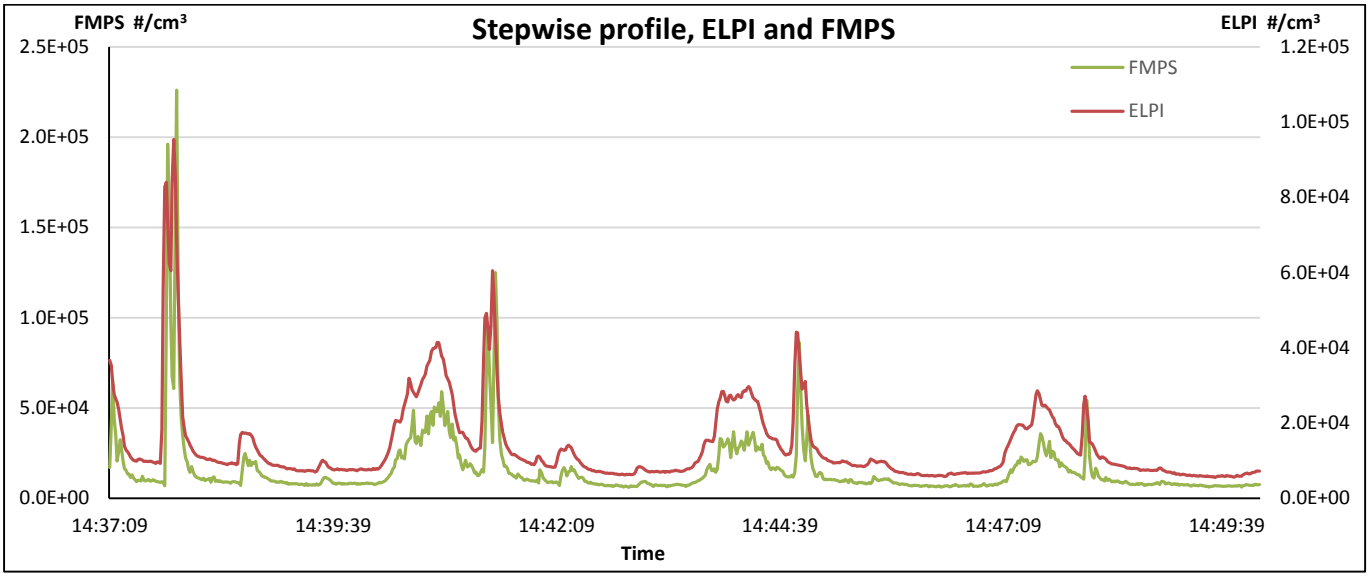


Figure 8: number of particles per cm^3 measured by the ELPI and the FMPS on all their particle size for stepwise profile.

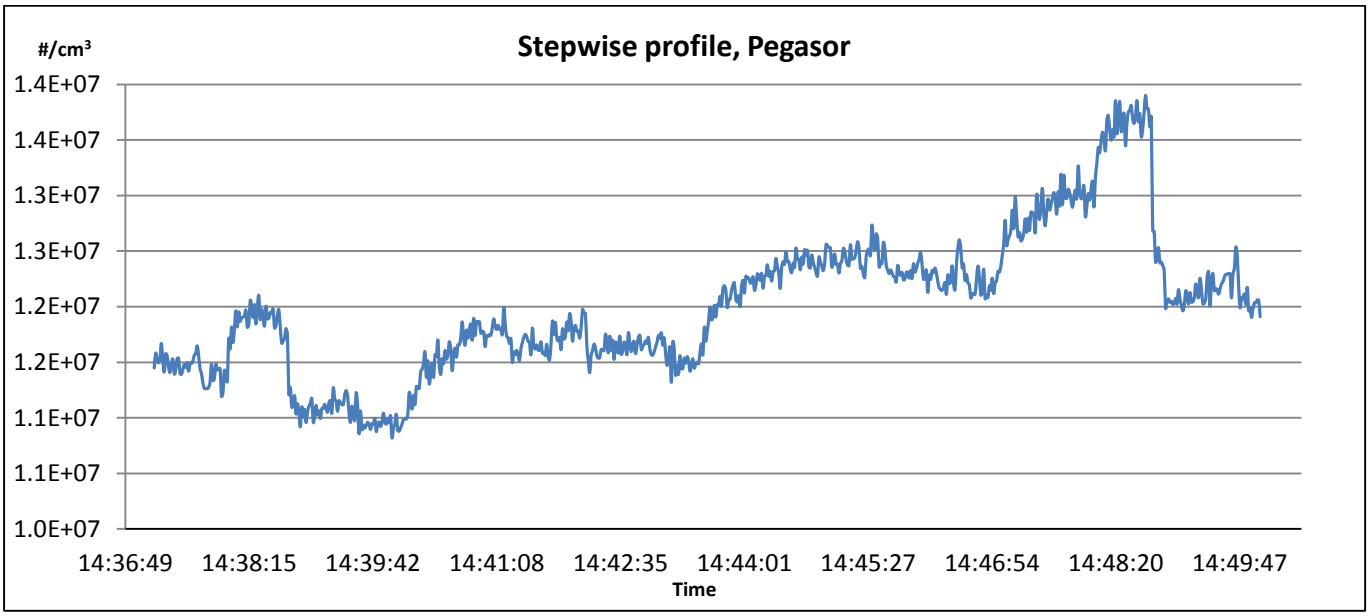
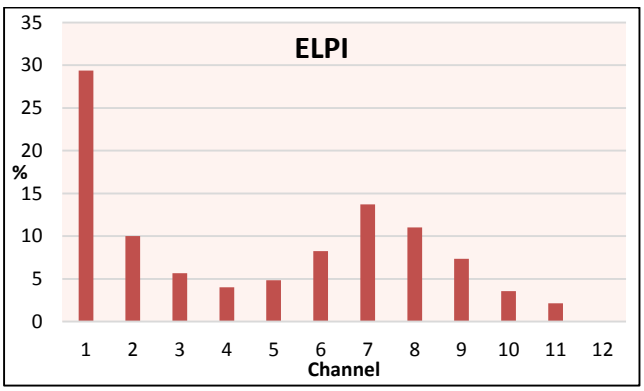


Figure 9: number of particles per cm^3 measured by the Pegasor throughout its size range for stepwise profile.

Now here is the concentration for the different channels of sizes of the FMPS and the ELPI.



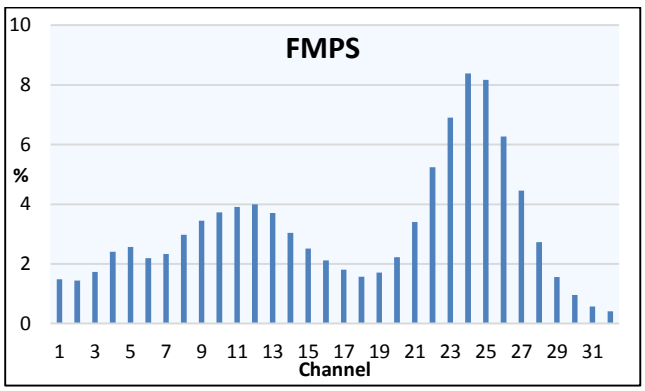


Figure 10: total concentration on a cycle for the different channels of the ELPI and FMPS. The concentration is expressed in % of total concentration over the entire size range.

4. Analysis of results and conclusions

It is observed that the three appliances used have analyzed a number of different particles, a few hundred particles for the ELPI, in the case of urban profile, to a few million for the Pegasor, for both profiles. These differences can be partly explained by the difference in size of particles analyzed by the appliances, yet this assumption seems not sufficient to explain such differences. The graphs of ELPI and FMPS show peaks of concentrations that can be connected to the braking profile, although in the case of the urban profile, it will be difficult to associate with a peak to a braking. It is easier to try to make this in the case of stepwise braking profile, due to a more intensive and spaced in time braking. We can also notice that for a same braking, in terms of duration and level (50 km/h in 5 seconds), does not lead in same concentrations. Measurements by the Pegasor are much more difficult to understand and require further tests to be performed.

The concentrations for the different channels (size range) provide us with some additional information. Thus, for the urban profile, the ELPI has mainly analyzed ultrafine particles smaller than 132nm (41% of total measured) and greater than 1273nm particles (58% of total measured). The distribution is more homogeneous in the case of FMPS, but all these channels are in the range of ultrafine particles. To the stepwise braking profile, the ELPI has mainly measured ultrafine particles of the order of 22nm. Measurements of the FMPS are always well balanced between these different channels, although a slight trend is emerging around channels 22 to 27 (from 124.1 to 254.8).

Currently, we are not able to explain the differences in measurements between different analyzers, but we still have experimentations to be performed and some data to be processed.

References

André M. The ARTEMIS European driving cycles for measuring car pollutant emissions. Science of the Total Environment 334– 335 (2004) 73–84

MEDDE. Défi 5 « Transport et mobilité durables » : http://www.statistiques.developpement-durable.gouv.fr/indicateurs-indices/f/1933/1339/emissions-polluants-transports-routiers.html. Mars 2014

Morawska L., Ristovski Z., Jayaratne E.R. Keogh D.U., Ling X. Ambient Nano- and ultrafine particles from motor vehicle emissions : characteristic, ambient processing and implications on human exposure. Atmos. Environ., 42, 8113-8138, 2008.

Pant P, Harrison RM. Estimation of the contribution of road traffic emissions to particulate matter concentrations from field measurements: a review, Atmos. Environ. 77 (2013) 78–97.

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..).

AIR QUALITY ASSESSMENT IN VEHICLE IN-CABIN: FIELD AND LABORATORY APPROACHES

Amine MEHEL[1] and Frédéric MURZYN[2]

[1]1 Department of Mechanical Engineering, Air Quality and Depollution division, ESTACA Paris Saclay, 78180, Montigny-Le-Bretonneux, France
[2] Department of Mechanical Engineering, Air Quality and Depollution division, ESTACA Campus Ouest, 53061, Laval, France

ABSTRACT

Gaseous and particulate pollutants which are emitted from automotive vehicles can infiltrate the surrounding cars exposing drivers and passengers to toxic substances with serious adverse health effects. Since the infiltration process depends on the outside pollutants concentration, we undertook wind tunnel measurements to assess their dispersion and interaction with the flow dynamic in the near-wake of a vehicle model. Concurrently field measurements were conducted to assess the pollutant concentration levels inside a car cabin. On the one hand, the results dealing with the dispersion in wind tunnels have shown that the nanoparticles issued form tailpipe exhaust gas accumulate in the core of the vortices that appear in the vehicle near-wake. This behaviour plays an important role on their infiltration since the cabin air intake is located in front of most of cars. On the other hand, the pollutant on-board measurements have shown that the concentrations of NOx and ultrafine particles (UFP) inside the cabin can reach 9 and 14 times respectively the concentration outside.

Key Words: *Ultrafine Particles, Particle concentration, NOx, On-board Measurements, Turbulence, Wind tunnel.*

NOMENCLATURE

Symbols :

I/O Inside to outside ratio
h Truck model height, m
PNC Particle Number Concentration, #/cm3
U Windtunnel inflow air velocity, $m \cdot s^{-1}$
x streamwise direction, m
y spanwise direction, m
z vertical direction, m

Indices / Exponents :

∞ undisturbed flow

1. INTRODUCTION

The concentrations of toxic gaseous and particulate pollutants are very high near major roads and freeways. Indeed, in urban areas, on-road vehicles are the primary direct emission sources [1-3]. These pollutants are transported from these regions with very high concentrations to all over the surrounding local environments where they can infiltrate vehicle in-cabin to cumulate resulting in the exposure of the passengers. Several toxicological and epidemiological studies have associated the exposure to high levels of such toxic ultrafine particles (UFP) and NOx to the enhancement of

respiratory inflammation, allergy and Asthma [4] and numerous long-term health problems including lung cancer and cardiovascular diseases [5]. Two major pollutant characteristics (among others) are important to assess the exposure to UFP: the concentration and the particle size. It has been shown that the ratio of inside-to-outside concentrations (I/O) during the infiltration process strongly depends on vehicle internal parameters such as vehicle mileage, age, ventilation fan speed/settings and ventilation mode (recirculation on/off) [6]. Nevertheless it is also submitted to the external parameters such as the local topology as mentioned in [7-8]. In this study, we investigate the pollutant concentrations combining the two points of view through two approaches: the first one consists of on-board measurements where we measure both in and outdoor pollutant concentrations and the second one considers a study at a small scale in a wind tunnel. In that one, the dispersion process from the emission point (at the tailpipe) and the interaction with the vehicle near-wake flow is discussed. This second approach will help to identify the region of preferential accumulation of such UFP leading to a better understanding on the infiltration process.

2. EXPERIMENTAL METHOD

In the present paper, the first approach is a characterization of the I/O ratio of NOx and UFP concentrations in a car in real-driving conditions. Outdoor NOx and UFP mass concentrations as well as UFP Number Concentration (PNC) were sampled through three 4 mm probes mounted on the left side of the vehicle. Similar probes were used for in-cabin air sampling set at the front passenger mouth level. I/O PNC were measured using two TSI P-Trak model 8525 alcohol-based condensation particle counters (CPC). The PNC for UFP ranging between 20-1000 nm were collected at a rate of 1Hz to provide high temporal resolution results. Particle mass concentrations were measured using two TSI DUST-Trak model 8533 for PM1, PM2.5 and PM10 with a time resolution of 10 seconds. Simultaneous measurements of NO and NO2 (both in and outside of the vehicle) were carried out using two Thermo Scientific 42i model with 10 seconds time resolution. The instruments were powered by a package of internal batteries and a DC to AC converter. The data were transmitted in real time via the Ecombox GSM based device. An on-board Global Positioning System (GPS) device recorded the location and speed of the vehicle at 1s intervals. Lastly, a synchronised video recordings have been used to get additional information. This means that further analyses can be performed on particular events occurring in front of the vehicle. The vehicle was the light duty Renault Kangoo (model year 2006). It is worthwhile to note that windows were closed for all the runs and the ventilation was set (mid-strength fans) and recirculation was off. Fan speed was kept constant to medium for all the tests. The on-board measurements campaign was conducted in April 2016 (sunny weather, temperatures between 5° and 20°). Many routes were tested at different moments of the day (morning, mid-day and evening). In the present paper, we only present the results corresponding to a mid-day from Versailles to Paris. Traffic was light to busy depending on road types (highways, urban, ring road). A total distance of 107 km is considered for a duration of 3 hours. The measurements were made at vehicle speed ranging from 10 $km \cdot h^{-1}$ to 130 $km \cdot h^{-1}$

For wind tunnel measurements, we were interested in assessing the dispersion of UFP downstream of a reduced-scale truck model. Two inflow air velocities are investigated (U_∞=30 $km \cdot h^{-1}$ and 50 $km \cdot h^{-1}$). We aim at simulating the dispersion of exhausted UFP in urban areas downstream of the truck. The geometric scale factor is 1/20 and the velocity of the exhausted gas/particles at the tailpipe corresponds to an engine speed of 2500 rpm. Carbon particles are generated by spark discharge and injected in the model tailpipe at a flow rate of 0.133L/s within a size range between 20 and 100nm. PNC measurements are made at 66 different locations in the streamwise (x) and

spanwise (y) directions and at different heights positions (z) using an Electrical Low Pressure Impactor. The experimental setup is described in detail in [9].

3. RESULTS

Figure 1 presents typical PNC contours downstream the truck model for the yz plane at two different distances from the vehicle (x/h=0.5 and 5). The axis origins are located at the rear of vehicle (x/h=0), the centreline (y/h=0) and at ground level (z/h=0), the emission point being at (x/h=0, y/h=-0.19, z/h=0.25). h corresponds to the height of the truck.

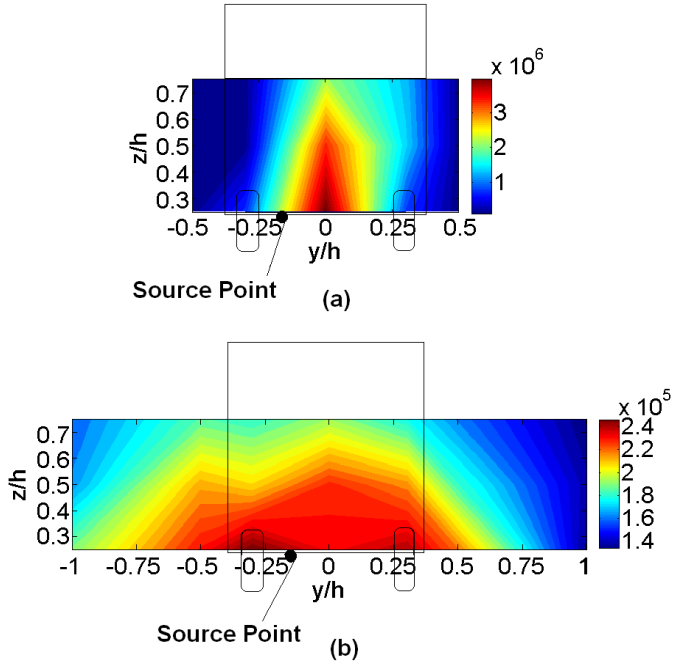


FIGURE 1. Contours of PNC (#/cm^3) downstream of the truck at U_∞=30 km·h^{-1}: (a) yz plane at x/h=0.5 and (b) yz plane at x/h=5.

The results exhibit several peaks of PNC at the rear of the truck. The first one is at x/h=0.5. This is very close to the truck (fig.1a). The area of high concentration is found in a limited and relatively small region between y/h=-0.25 and 0.25. This means that the nanoparticles are sucked and trapped by the recirculating near-wake vortices which develops in the near-wake of the vehicle. In fig.1b, two distinct peaks are found far from the emission point (x/h=5). They correspond to the pair of longitudinal vortices resulting in particle dispersion. It is then believed that particles follow the coherent turbulent structures which develop from the side edges of the car. The region of maximum PNC is wider and spreads between y/h=-0.75 and 0.75. From the full sets of the measurements, we point out that i) the ultrafine particles are very sensitive to the turbulent structure of the flow. Indeed, they tend to be strongly influenced by the turbulent coherent structures and ii) their vertical and horizontal spreading are enhanced by some turbulent structures. This is even more important when the air velocity increases [9].

These preliminary results helped us in determining some preferential regions of pollutant accumulation having an influence on their concentrations levels and thus their ability to infiltrate the following vehicle

From on-board measurements, time evolution of the concentrations inside and outside vehicle cabin as well as I/O concentrations ratios were obtained. Typical results are presented in Figure 2 for NOx and in Figure 3 for UFP.

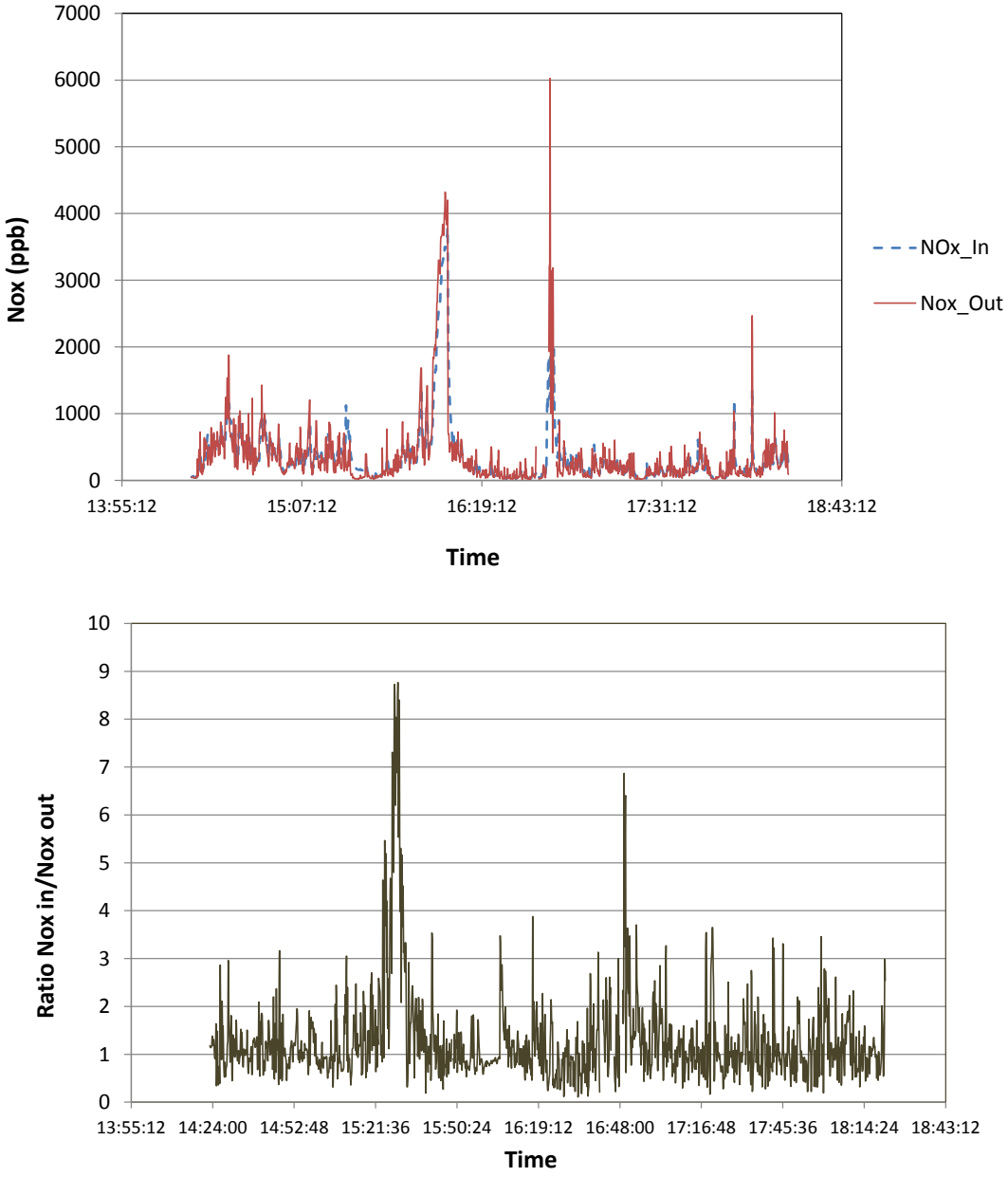


FIGURE 2. Time evolution of NOx concentrations inside and outside the vehicle cabin (top) and I/O concentrations ratio (bottom)

Even if the dynamical variation of NOx concentration outside of the vehicle is relatively more important, we still have a fluctuation inside the cabin that is almost the same. Particularly, for peaks which correspond to specific events such as tunnels. This means that when we set the fan ventilation to medium, despite the presence of the cabin filter, most of the gaseous pollutants infiltrate the vehicle in-cabin. The concentrations level inside the cabin can reach 9 times those measured outside (figure 2, bottom). It is important to underline that the average value of NOx concentration inside the cabin during the whole test is 1.27 times the one outside.

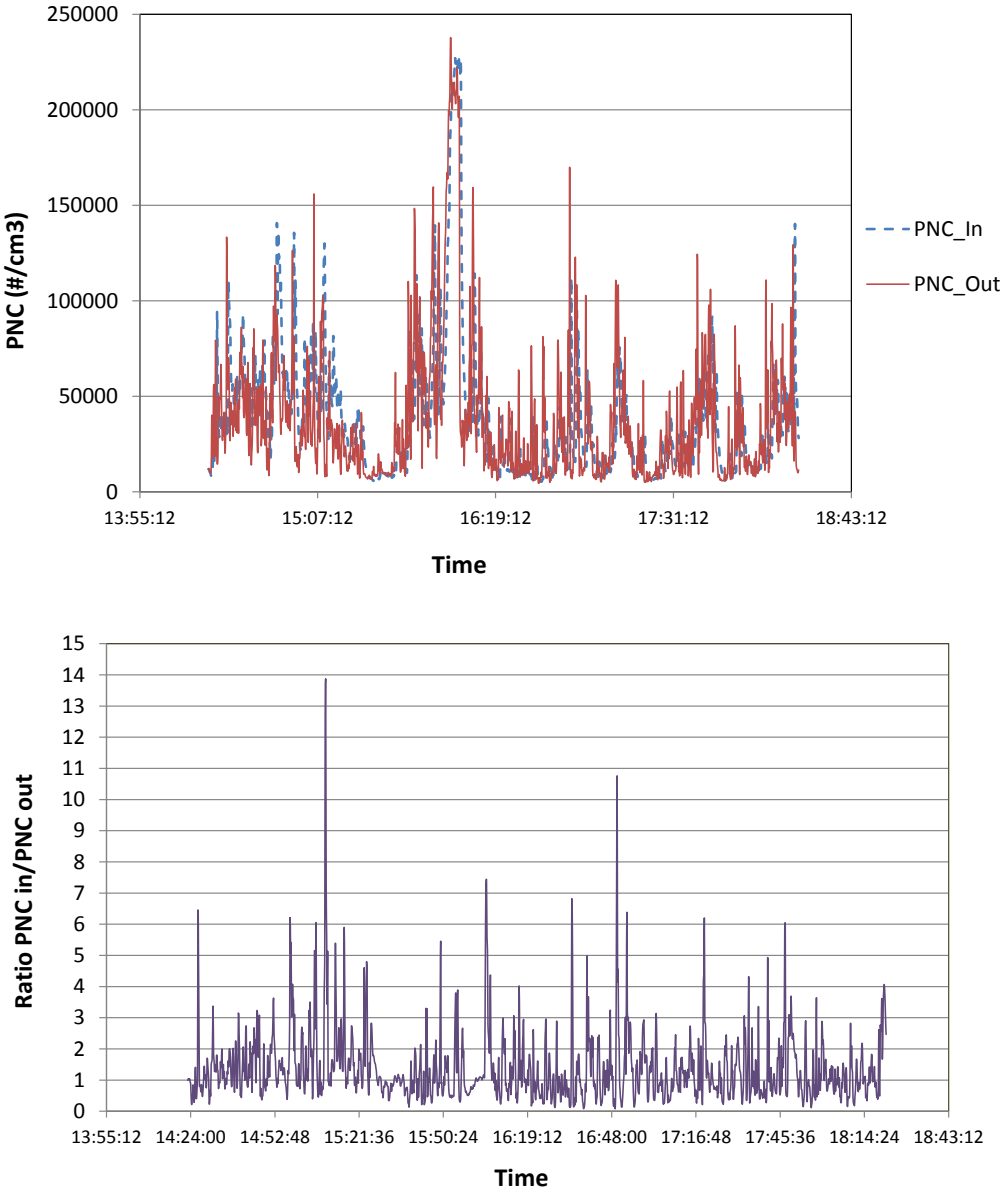


FIGURE 3. Time evolution of UFP PNC inside and outside the vehicle cabin (top) and I/O PNC ratio (bottom)

The same conclusions can be driven for UFP. Their infiltration is followed by an accumulation period that is longer since their deposition or inhalation process takes more time. This could be seen since the peaks of the blue curve are more abundant. Furthermore, in most of cases, they follow the

red peaks which correspond to the outside UFP concentrations. The average PNC ratio is about 1.37 for the whole test. It is also relevant to see that the maximum inside concentration of such nanoparticles can reach 14 times the outside ones (even if it is for short time period) and correspond to weak level of UFP concentrations.

4. CONCLUSIONS

In this study two approaches were used to investigate the dispersion and infiltration of gaseous and particulate pollutants inside vehicles cabins. From wind tunnel measurements, we were able to get access to the concentrations distributions of pollutants issued from the tailpipes of a car model. These are strongly correlated with the near-wake turbulent flow which depends on the car aerodynamics. The infiltration process has been studied by conducting on-board measurements. We demonstrate that the pollutants tend to accumulate into the car, particularly for UFP., It is believed that a better understanding of these complex processes (dispersion and infiltration) are needed to improve car cabin air quality and that both approaches (on board measurements and wind tunnel investigations) are required for that.

REFERENCES

[1] Biswas S, Hu S, Verma V, Herner J, Robertson WJ, Ayala A, Sioutas C., Physical Properties of particulate matter (PM) from late model heavy duty diesel vehicles operating with advanced emission control technologies. *Atomspheric Environment*, 42, 2008.

[2] Morawska, L., Ristovski, Z., Jayaratne, E.R., Keogh, D.U., Ling, X., Ambient nano and ultrafine particles from motor vehicle emissions: characteristics, ambient processing and implications on human exposure. *Atmospheric Environment* 42, 8113-8138, 2008.

[3] Boulter, P. G. , Borken-Kleefeld, J. , Ntziachristos, L., The Evolution and Control of NOx Emissions from Road Transport in Europe, *The Handbook of Environmental Chemistry, chap. Urban Air Quality in Europe*, 26, 31-53, 2012

[4] Li, N.; Hao, M.Q.; Phalen, R. F.; Hinds, W.C.; Nel, A. E., Particulate air pollutants and asthmas A paradigm for the role of oxidative stress in PM-induced adverse health effects. Clinical Immunology, 109, 250-265, 2003

[5] Delfino, R.J., Malik, S., and Sioutas, C., 2005. Potential role of ultrafine particles in associations between airborne particle mass and cardiovascular health. Environmental Health Perspectives 113, 934-946.

[6] Hudda, N., Eckel, S. P., Knibbs, L. D., Sioutas, C., Delfino, R. J., and Fruin, S. A., Linking in-vehicle ultrafine particle exposures to on-road concentrations. *Atmospheric Environment* 59, 578-586, 2012.

[7] Goel, A., & Kumar, P., Zone of influence for particle number concentrations at signalised traffic intersections. *Atmospheric Environment*, 123, 25-38, 2015.

[8] Takano, Y., & Moonen, P., On the influence of roof shape on flow and dispersion in an urban street canyon. Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, 123, 107-120, 2013.

[9] Mehel, A., & Murzyn, F., Effect of air velocity on nanoparticles dispersion in the wake of a vehicle model: Wind tunnel experiments. *Atmospheric Pollution Research*, 6(4), 612-617, 2015

« DEVELOPPEMENTS RECENTS SUR LA CONVECTION LIBRE EN CANAL VERTICAL OUVERT ASYMETRIQUEMENT CHAUFFE : APPLICATION AUX FAÇADES DOUBLE-PEAU»

Guillaume POLIDORI

GRESPI, Université de Reims, France, guillaume.polidori@univ-reims.fr

RESUME

Les façades double-peau connaissent un développement significatif grâce à leur fonction de régulation thermique des bâtiments les protégeant des contraintes météorologiques. Par rapport aux rayonnements solaires, elles évitent les surchauffes d'été et limitent ainsi le recours à la climatisation. Elles génèrent ainsi des écoulements de convection naturelle dans un canal bidimensionnel ouvert aux extrémités et chauffé de matière asymétrique par un flux pariétal imposé, dont la connaissance et l'optimisation restent à ce jour mal connus.

De nombreuses équipes françaises de numériciens travaillent à comprendre les mécanismes fondamentaux mis en jeu dans les modes thermoconvectifs inhérents et se heurtent à ce jour à certains verrous comme peuvent par exemple l'être la connaissance des champs de pression à imposer comme condition aux limites du problème. Le GRESPI de l'Université de Reims travaille sur ce sujet tant d'un point de vue expérimental que numérique en se focalisant sur l'analyse aux premiers instants mais également en régime établi, sur la topologie des écoulements de retour amont, sur l'influence de la position de la source de chaleur et le non parallélisme des parois ou encore sur l'apport d'un débit incident secondaire.

Une présentation et une analyse de tous ces résultats sera faite, ouvrant la voie à des perspectives de recherche intéressantes.

LES STIMULATEURS DE DEFENSE DES PLANTES COMME UNE ALTERNATIVE AGRO-ECOLOGIQUE POUR REDUIRE L'UTILISATION DES PESTICIDES CONVENTIONNELS

Ali SIAH

Laboratoire Charles Viollette, ISA Lille, France, alisiah5@yahoo.fr

RESUME

Les pesticides conventionnels de synthèse sont de plus en plus controversés pour leur impact négatif sur l'environnement (pollution chimique) et la santé humaine (toxicité aiguë et chronique). Face à cette pression, plusieurs plans d'action nationaux ont été mis en place en Europe, comme le plan Ecophyto en France, afin de réduire l'utilisation de ces produits dans les systèmes agricoles. Dans ce contexte, la recherche de produits phytosanitaires respectueux de l'environnement et de la santé humaine, comme les stimulateurs de défense des plantes (SDPs), appelés également « éliciteurs » ou « vaccins des plantes », est fortement encouragée. Le mode d'action des SDPs diffère de celui des fongicides conventionnels car ils n'agissent pas directement sur le bio-agresseur, mais ils induisent son inhibition *via* la stimulation des réactions de défense naturelles de la plante. Les travaux de l'équipe Adaptation au Stress et Qualité des Végétaux du laboratoire Charles Viollette (ISA Lille, France), se situent dans ce contexte et visent à étudier l'efficacité et le mode d'action de produits d'origine naturelle (extraits de plantes ou de microorganismes, lipopeptides, etc.) ou bio-sourcés (molécules végétales fonctionnalisées) sur le pathosystème modèle blé-septoriose, la septoriose étant la maladie principale sur la culture de blé. Parmi les travaux sur ces activités, deux projets ont pour objectif de caractériser d'une part, l'effet espèce de blé (tendre ou dur) et d'autre part, l'effet variété de blé (différents niveaux de résistance) sur la réponse de la plante aux SDPs vis-à-vis de la septoriose. L'activité élicitrice (stimulatrice) des SDPs est mesurée à l'aide de marqueurs cytologiques (microscopiques), biochimiques (enzymatiques) et moléculaires (expression de gènes), ciblant d'une part, les différentes voies de défense de la plante et d'autre part, le processus infectieux du pathogène. D'autres projets visant à identifier de nouveaux SDPs efficaces (nouvelles molécules ou bactéries bénéfiques) ou à évaluer de nouvelles stratégies de biocontrôle, comme l'utilisation combinée de SDPs et de biostimulants, ont également été mis en place.

Mot clés : *Réduction des pesticides, biocontrôle, SDPs, éliciteurs, protection des plantes*

INFLUENCE DE L'INCLINAISON D'UN CANAL ASYMETRIQUEMENT CHAUFFE SUR LE TRANSFERT DE CHALEUR EN REGIME LAMINAIRE DE CONVECTION NATURELLE

T. KHOUALDI[1], G. POLIDORI[2], M. BOURAOUI[1], M. ROUABAH[1]

[1]Laboratoire de génie climatique, Campus Ahmed Hamani, 25000 Constantine, Algérie,
tarek-clim@hotmail.com
[2]GRESPI/Thermomécanique, Campus du Moulin de la Housse-BP 1039, 51687 Reims, France,

RÉSUMÉ

Une étude numérique du comportement d'un fluide dans un canal chauffé asymétriquement et dont l'inclinaison peut varier entre 0° et 90°, a été réalisée. Le canal plan a été immergé dans un réservoir rempli d'eau, qui constitue le domaine d'étude, afin de s'affranchir du rayonnement thermique et des conditions de pression en entrée et en sortie du canal. Les équations de conservation de la masse, de quantité de mouvement et d'énergie sont résolues avec la méthode des volumes finis et les simulations numériques sont réalisées à l'aide du logiciel Ansys Fluent CFD. Dans cette étude, on veut mesurer l'influence de l'inclinaison du canal sur l'aspect thermique et dynamique de l'écoulement le long du canal.

Mots Clés: *transfert de chaleur, convection naturelle, CFD Ansys Fluent, Canal incliné.*

NOMENCLATURE

Symboles :

A	hauteur, m	T	température, K
b	largeur, m	t	temps, s
C_p	capacité calorifique J/kg K,	u,v	composantes longitudinale et transversale de la vitesse, m/s
g	accélération gravitationnelle, m/s^2	x,y	composantes longitudinale et transversale, m
k	conductivité thermique, W/mK	X	largeur adimensionnée du canal
P	pression, Pa		
Pr	nombre de Prandt		
d	densité de flux, W/m^2	**Lettres grecques :**	
P*	pression motrice	β	coefficient de dilatation thermique, 1/K
R	rayon, m	μ	viscosité dynamique, kg/ms
Ra	nombre de Rayleigh ,$Ra = \frac{g\beta q'' b^4}{k\nu^2}\Pr$	ν	viscosité cinématique, m^2/s
Ra*	nombre de Rayleigh modifié (Ra*$=\frac{Ra}{R_f}$),	α	l'inclinaison du canal, °
R_f	rapport d'aspect, ($R_f=\frac{A}{b}$)		

1. INTRODUCTION

Ce travail est axé sur l'étude de l'écoulement laminaire, en convection naturelle, dans un canal incliné chauffé asymétriquement. L'intérêt de cette étude vient du fait que le canal est représentatif de plusieurs problèmes comme la cheminée, le mur trombe, le capteur solaire ou la paroi double-peau.

Dans ce contexte, une étude expérimentale présentée par **Elenbaas[1]** montre deux régimes dynamiques pour l'écoulement dans un canal vertical. Une couche limite est observée prés de la paroi chauffée et le fluide entre par le bas du canal et par le haut via un écoulement de retour le long de la paroi non chauffée. Une étude plus récente de **Polidori et al[2],** dans un canal plan vertical asymétriquement chauffé, a permis d'observer simultanément l'apparition de la couche limite dynamique et l'écoulement de retour provenant du haut du canal.Le transfert de chaleur dans un canal incliné a reçu également une grande attention ces derniers années. La première expérience a été réalisée par **Rich [3**] où les taux de transfert de chaleur moyens, le long de la plaque chauffée à différents angles allant jusqu'à 40°, ont été mesurés. Les données expérimentales indiquent que le transfert de chaleur diminue lorsque la plaque chauffante est déplacée à partir de sa position verticale. **Onur et al. [4-5]** ont fourni des données expérimentales concernant l'effet de l'angle d'inclinaison et de la largeur sur le développement du transfert de chaleur entre les plaques parallèles inclinées. Les mesures ont été effectuées pour différentes températures de l'air et de la plaque et les résultats montrent l'influence de l'inclinaison et de l'épaisseur du canal sur le coefficient du transfert convectif. **Said et al, [6**] ont étudié numériquement la convection thermique naturelle en régime turbulent dans un canal formé de deux plaques planes isothermes et inclinées. Leurs résultats montrent que le nombre de Nusselt diminue quand le nombre de Rayleigh augmente.Enfin, dans notre travail, nous nous sommes intéressés à déterminer l'influence de l'inclinison du canal de 0° à 90° sur le transfert de chaleur et la structure de l'ecoulement.

2. FORMULATION DU PROBLÈME

Le canal est constitué de deux murs plans parallèles verticaux espacés d'une distance égale à (b). Le premier mur est composé d'une partie centrale chauffée de hauteur A=188mm et de deux extensions adiabatiques, de hauteurs A/2 respectivement, situées en sortie et en entrée du canal. Le deuxième mur est une paroi adiabatique.
Pour une meilleure maîtrise des conditions d'écoulement à l'entrée, un quart de cylindre (R=36mm) a été ajouté au bas des deux parois (voir figure 1). Le système de chauffage du canal est constitué d'un tissu chauffant ($20*30cm^2$) et recouvert par une plaque d'aluminium de 3mm d'épaisseur, ce qui permet d'avoir une densité de flux de chaleur uniforme et réglable. La face arrière de la paroi chauffée est rendue adiabatique, en ajoutant une couche de 140mm d'épaisseur en polystyrène, afin de minimiser la perte de chaleur et d'empêcher l'apparition de la convection dans l'environnement extérieur. Pour les simulations numériques, le canal vertical est immergé dans un réservoir rempli d'eau,permettant de s'affranchir du rayonnement thermique et des conditions aux limites de pression qui rendent l'étude compliquée dans le cas de la convection naturelle dont le domaine d'étude est limité au canal seul.

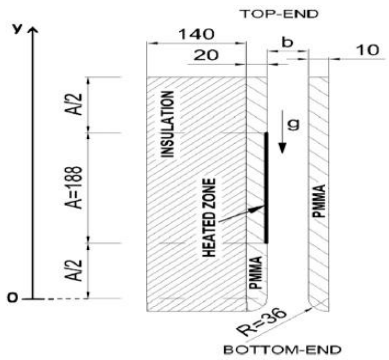


FIGURE 1.Géométrie du canal

Pour simplifier le modèle qui décrit la convection naturelle dans le canal plan, nous avons imposé certaines hypothèses simplificatrices. Dans cette étude, nous avons supposé que l'écoulement est laminaire en régime établi bidimensionnel. Le fluide est supposé newtonien, incompressible et les propriétés physiques du fluide ne dépendent que de la température.

La convection naturelle est régie par l'équation de continuité(1), l'équation de quantité de mouvement(2) et (3) et l'équation de conservation de l'énergie (4).

$$\frac{\partial \rho u}{\partial x} + \frac{\partial \rho v}{\partial y} = 0 \quad (1)$$

$$\rho\left(\frac{\partial u}{\partial t} + u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y}\right) = -\frac{\partial p^*}{\partial x} + \left[\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right] + \frac{\partial u}{\partial x}\frac{\partial \mu}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial x}\frac{\partial \mu}{\partial y} \quad (2)$$

$$\rho\left(\frac{\partial v}{\partial t} + u\frac{\partial v}{\partial x} + v\frac{\partial v}{\partial y}\right) = -\frac{\partial p^*}{\partial y} + \left[\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right] + \frac{\partial u}{\partial x}\frac{\partial \mu}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial y}\frac{\partial \mu}{\partial y} \quad (3)$$

$$\rho c_p\left[\frac{\partial T}{\partial t} + u\frac{\partial T}{\partial x} + v\frac{\partial T}{\partial y}\right] = k\left[\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2}\right] \quad (4)$$

Les simulations ont été menées pour un nombre de Rayleigh modifié (Ra*) égal à $4{,}5.10^6$. Le nombre de Rayleigh modifié est basé sur la densité de flux et l'épaisseur du canal (b) et tient compte également du rapport d'aspect de la partie chauffée (A/b) à travers l'équation (5)

$$Ra^* = \frac{g\beta q'' b^4}{k\nu^2}\frac{b}{A}Pr \quad (5)$$

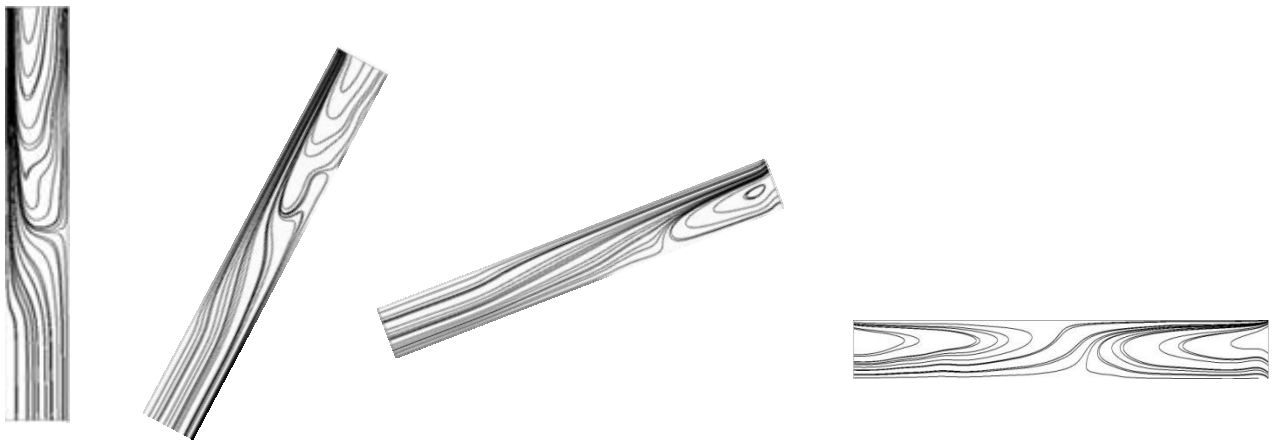
Les équations de transport de masse, de quantité de mouvement et de l'énergie sont résolues numériquement en utilisant la méthode des volumes finis. Cette méthode est basée sur l'intégration spatiale des équations de transport par rapport aux volumes élémentaires de contrôle. Les simulations numériques sont réalisées avec le logiciel commercial ANSYS Fluent CFD.

Dans la configuration de solveur, nous utilisons le solveur "pressure-based" qui résout les équations de transport de manière séquentielle. Toutefois, le couplage entre la vitesse et la pression est réalisé avec l'algorithme "coupledscheme" qui permet de résoudre simultanément les équations de continuité et de quantité de mouvement donnant un avantage pour le traitement des écoulements avec une forte interdépendance entre champs thermique et dynamique. Le critére de convergence adopté est défini lorsque les résidus des quantités phyisiques deviennent inferieurs à 10^{-6} .

3. RESULTATS

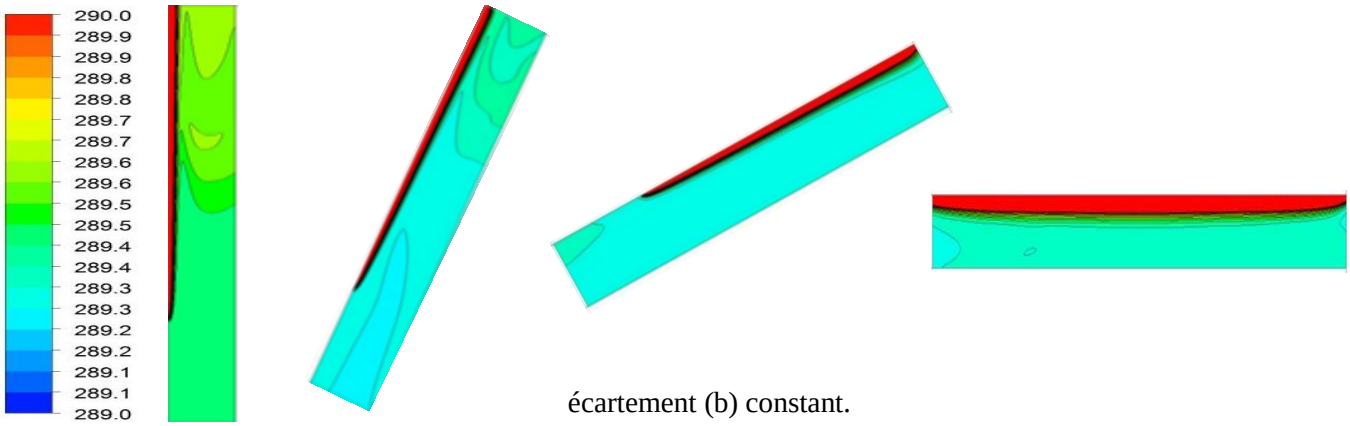
Dans cette étude, nous présentons les résultats obtenus pour un nombre de Rayleigh modifié $Ra^* = 4{,}5.10^6$ traduisant un écoulement en régime laminaire, avec un flux surfacique de 510 $W.m^{-2}$ appliqué par le tissu chauffant. Nous cherchons à déterminer l'effet de l'inclinaison du canal plan chauffé asymétriquement sur le comportement du fluide et le transfert de chaleur pour un écoulement de convection naturelle. Les inclinaisons considérées sont : α= 0°, 30°, 70° et 90°.

En régime établi, après 30 minutes de chauffage et dans l'ensemble des cas étudiés, nous observons un écoulement ascendant de type couche limite qui se développe le long de la paroi chauffée provenant de l'entrée du canal alimenté en fluide froid. On constate, également, une entrée de fluide froid provenant du haut du canal du côté de la paroi non chauffée. La comparaison des résultats relatifs aux angles choisis montre que l'angle d'inclinaison joue un rôle sur la profondeur de la zone de recirculation. En effet, l'augmentation de l'inclinaison du canal par rapport à la position verticale (cas 0°) provoque une diminution de l'écoulement de retour et ceci jusqu'à une inclinaison de 70°. Par contre, lorsque l'inclinaison du canal tend vers la position horizontale (cas 90°), on observe des entrées de fluide froid provenant du haut et du bas du canal formant une zone de recirculation symétrique (voir figure 3).La figure 4 montre que l'effet de l'inclinaison sur le champ de température, dans un canal plan chauffé asymétriquement, pour un angle variant de 0° jusqu'à 30°, n'a aucune influence sur la couche limite thermique. Cependant, l'inclinaison de 70° engendre une légère augmentation de l'épaisseur de la couche limite thermique. Enfin, cette augmentation de l'épaisseur devient importante et occupe toute la paroi chauffée du canal pour un angle d'inclinaison égal à 90° (position horizontale).



cas 0° cas 30° cas 70° cas 90°

FIGURE 3. Lignes de courantsdans le canalpour Ra= $4{,}5.10^{6}$ et un écartement (b) constant.



cas 0° cas 30° cas 70° cas 90°

FIGURE 4.Les champs de température dans le canal, pour Ra= $4{,}5.10^6$ et un écartement (b) constant.

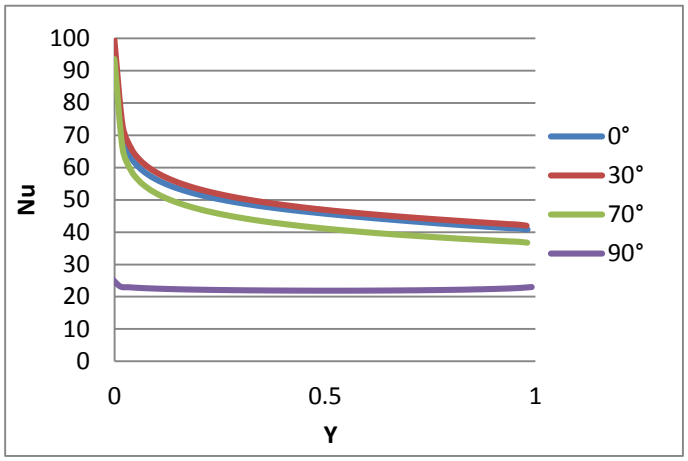


FIGURE 5. Profils du nombre de Nusselt sur la paroi chauffée.

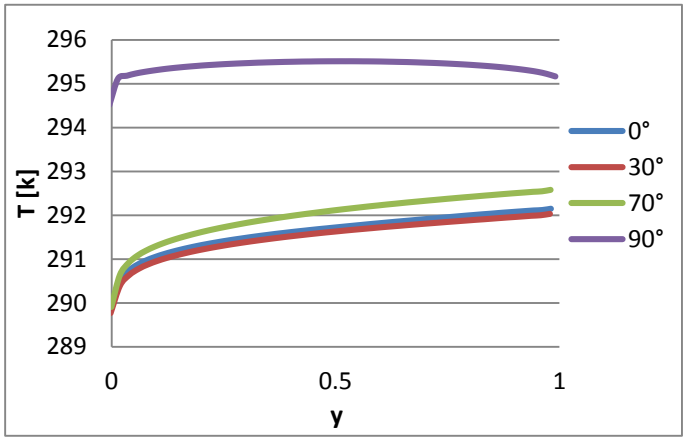


FIGURE 6. Profils de température sur la paroi chauffée.

la figure 5 et 6 représentent respectivement les variations du nombre de Nusselt local et de la température en fonction de l'angle d'inclinaison du canal.On constate que le nombre de Nusselt local diminue lorsque l'inclinaison du canal augmente. Et, pour une inclinaison égale à 90°, la valeur du nombre de Nusselt local est presque constante et relativement basse par rapport aux autres cas étudiés.Par ailleurs, pour la température, on observe que la température sur la paroi chauffée augmente avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison jusqu'à la position horizontale.Ce phénomène est expliqué par le fait que lorsque le canal est incliné d'un angle par rapport à la position verticale,l'évolution de nombre de Nusselt local présente un minimum correpondant au maximum d'intensité des forces d'Archiméde. L'expansion thermique de la couche limite est alors affectée par ce procédé ainsi que le transfert de chaleur entre les parois.

4. CONCLUSIONS

Cette étude numérique a porté à la fois sur le transfert de chaleur et la dynamique de l'écoulement résultant de l'inclinaison d'un canal plan chauffé asymétriquement de 0° à 90° pour un nombre de Rayleigh modifié égal à $Ra^* = 4{,}5.10^6$. Les resultats montrent un ecoulement de type couche limite au voisinage de la paroi chauffée et ceci pour toutes les inclinaisons. La zone de recirculation est toujours observée à la sortie du canal pour toutes les inclinaisons considérées. La longueur de recirculation diminue progressivement avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison.Sauf pour le dernier cas (position horizontale du canal) où il ya une symétrie de deux zone de recirculation dans l'entrée et sortie du canal. Il y a une augmentation progressif de température pour les premiers dergés d'inclinaisons du canal qui n'ont aucune influence sur le transfert de chaleur par contre il y a une influence sur le transfert de chaleur pour les grandes valeurs d'inclinaison.

REFERENCES

[1] Elenbaas W, Heat dissipation of parallel plates by free convection ,*Physica* 9 n^0 9, pp. 1-23,(1942)

[2] G . Polidori, S. Fatnassi, R. Ben Maad, S. Fohanno, F. Beaumont. Early-stage dynamics in the onset of free-convective reversal flow in an open-ended channel asymmetrically heated. *International Journal of thermal sciences*, pp, 40-46, (2014).

[3] Rich, R. B. [1953], An investigation of heat transfer from an inclined flat plate in free convection, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 11, pp 241-25.

[4] Onur, N. Sovrioglu, M. and Aktas, M. K. [1997], An experimental study on the natural convection heat transfer between inclined plates (lower plate isothermally heated and the upper plate thermally isolated as well as unheated), *Heat and Mass Transfer*, Vol. 32, pp 471-47.

[5] Onur, N. and Aktas, M. K. [1998], An experimental study on the effect of opposing wall on natural convection along an inclined hot plate facing downward, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, Vol. 25, pp 389-397.

[6] Said S. A. M., Habib M. A., Badr H. M. et Anwar S. (November 2005) Turbulent natural convection between inclined isothermal plates. *Computers and Fluids*, volume 34, n° 9,p. 1025-1039.

INFLUENCE DU DÉPÔT ZÉOLITIQUE SUR LA RÉSISTANCE À LA CORROSION D'ALLIAGE D'ALUMINIUM 6082 T651

LABED Abdellatif[1], NIBOU Djamel[2], IDIR Brahim[1], IBAGHOUCHENE Razika[2]

[1]Research center in industrial technologies CRTI, P.O.Box 64, Chéraga 16014 Algiers, Algeria,
a.labed@csc.dz
[2]University of Science and Technology Houari Boumediène, P.O.Box 32 El Alia Algiers, Algeria

RÉSUMÉ

Le but de cette étude est d'étudier le comportement électrochimique de différents dépôts zéolitiques en milieu NaCl, sur l'aluminium de la série 6xxx. Dans ce contexte, des films de zéolite constituée de divers types ont été synthétisés et déposés selon un protocole général par un traitement hydrothermal. En premier lieu, une zéolite fortement silicique (zéolite hydrophobe), la deuxième étape, un depot d'une autre couche de la même structure MFI, connue pour sa propriété inhibitrice contre des environnements agressifs appelée ZSM-5; et enfin un dépot de la zéolithe appelé Y. Le comportement à la corrosion des échantillons revêtus dans une solution de l'eau de mer artificiel 3.5% ont été étudiés en utilisant diverses techniques, telles que, potentiel à circuit ouvert, la polarisation potentiodynamique et la spectroscopie d'impédance électrochimique, un circuit électrique équivalent a été identifié pour simuler les données d'impédance expérimentales lors de l'immersion dans une solution de NaCl.

Mots Clés : *dépôt zéolitique, cristallisation, aluminium 6082 T651, corrosion.*

1. INTRODUCTION

Les propriétés mécaniques remarquables des alliages aluminium sont en effet à l'origine de leurs qualifications pour des domaines aussi exigeants de la construction. Ils ont particulièrement participé au développement de tous les moyens de transport modernes et en particulier de l'aéronautique, principalement à cause de sa légèreté (densité d'environ 2,7). Néanmoins, la stabilité chimique de ces surfaces métalliques n'est pas suffisante face aux milieux agressifs. Il est bien connu que l'aluminium et ces alliages sont résistants à la corrosion en milieu chimiquement neutre due à la couche d'oxyde Al_2O_3 en surface formé naturellement par l'oxygène de l'air. Cependant, en milieu chlorure, acide ou alcalin, la fine couche d'alumine formée est soluble donnant naissance à des piquration [1].
En effet, ces films zéolitiques déposés sur des pièces de structure prétraités revêtent un intérêt particulier de par leur légèreté, leur résistance mécanique et thermique et surtout contre la corrosion. [2].
L'objectif donc de cette étude pour et faire ressortir une description de l'influence des dépôts zéolitique sur les mécanismes de corrosion d'alliage d'aluminium dans des environnements agressif. Cheng et al. [3] et Beving et al. [4] ont synthétisé des revêtements en zéolite sur différents alliages d'aluminium (AA2024-T3, AA5052-H32, AA6061-T4 et AA7075-T6) par le procédé de cristallisation in situ (hydrothermale). Ils ont indiqué que la méthode de cristallisation in situ développe de façon plus générale des revêtements zéolite denses et uniforme. Ce qui a amélioré de manière significative la résistance à la corrosion de ces alliages d'aluminium dans divers électrolytes acides, neutres et basiques. Il a également l'intention de contribuer à l'amélioration de la compréhension des phénomènes de corrosion et le défi ultime est de trouver la façon la plus appropriée pour lutter contre la corrosion.

2. METHODE EXPERIMENTALE

2.1 Echantillons :

L'aluminium commercial acheté et disponible employé dans cette étude est l'alliage d'aluminium 6082 T651 d'une épaisseur de 5 mm, de composition chimique dans le tableau 1. Des pièces découpées en petits morceau de forme cubique et de dimensions 1cm x 1cm x 0.5 cm. Chaque substrat a été poli avec des papiers SiC successivement jusqu'à 1000, puis nettoyé par ultrasons dans de l'eau désionisée, de l'éthanol pendant 10 minutes respectivement. Ils ont ensuite été séchés à l'air.

Elément	Résultat	Elément	Résultat
Si	0.978	Ni	0.021
Fe	0.182	Ti	0.014
Cu	0.056	Sn	0.064
Mn	0.966	V	0.013
Mg	0.736	B	0.009
Cr	0.009	Al	97.16

Tableau 1 : Composition chimique de l'alliage 6082 T651 (en poids %). Laboratoire de métallurgie (CREDEG Ouled Fayet).

2.2 Préparation des solutions de synthèse et les dépôts :

Sur les substrats traités auparavant, la synthèse hydrothermale de la silicalite-1, ZSM-5 et la zéolithe Y [5] films a été réalisée. Les réactifs chimiques utilisés dans ce travail, l'eau distillée H_2O comme solvant, de la poudre d'alumine Al_2O_3 (69% en poids), poudre de silicium SiO_2 (100% en poids), de l'hydroxyde de sodium NaOH (97% en poids), de TétraPropylAmmonium $(CH_3CH_2CH_2)_2NH$ (TPA 99% en poids). Ce dernier joue un rôle très important comme barrière à la corrosion, élimine la porosité inter cristalline en bloquant les pores c'est le structurant. [6].

La composition molaire chimique des gels préparés est :

1) **Silicalite-1 :** 0.08 Na_2O, 0.08 TPA, 1SiO_2
2) **ZSM 5:** 0.4Na_2O, 0.01Al_2O_3, 1SiO_2, 0.20TPA, 18H_2O
3) **Y :** 10.67 Na_2O, 1Al_2O_3, 12SiO_2, 180H_2O (a)

   5 Na_2O, 1Al_2O_3, 10SiO_2, 300 H_2O (b)

$$2NaOH + H_2O \rightleftarrows 1Na_2O + H_3O^+$$

1 mole de Na_2O_2 → 2 moles

1) Pour la zéolite silicalite-1, on dissout 0.3881 g de NaOH dans 21.1764 g d'eau distillé et on laisse agiter pendant 15 minutes, puis on verse 3.5294 g de la poudre de silicium dans la solution précédente et on laisse agiter pendant 30 minutes. A la fin on verse 0.4894 g de structurant TPA et on laisse agiter l'ensemble pendant 1 heure et 30 minutes. Par la suite les échantillons d'aluminium au nombre de trois sont déposés au fond de l'autoclave de synthèse sur un support en téflon. Une fois les échantillons positionnés, on déverse le gel de la zéolite silicalite-1. Le godet est mis dans un réacteur en acier inoxydable voir figure 1, puis mis sous chauffage dans une étuve à une tempérture 170^{0}C pendant 24 heures.

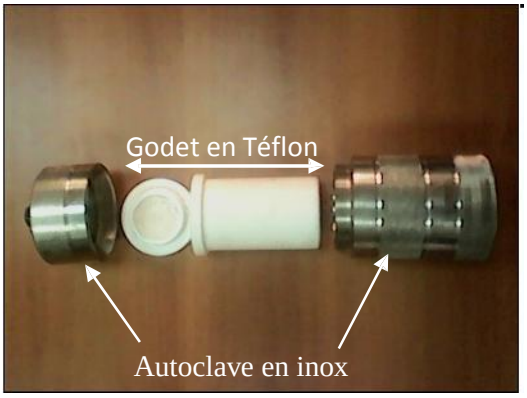


Figure 1 : Image d'un réacteur de cristallisation

2) Pour la zéolite ZSM5, on dissout 1.94 g de NaOH dans 18.96 g d'eau distillé et on laisse agiter pendant 10 minutes, puis on verse 3.5294 g de la poudre de silicium dans la solution précédente et on laisse agiter pendant 10 minutes ; suivi par la poudre d'alumine 0.0864 g et on laisse agiter pendant 10 minutes. A la fin on verse 1.2 g de structurant
TPA et on laisse agiter l'ensemble pendant 1 heure. Par la suite un échantillon d'aluminium est déposé au fond de l'autoclave de synthèse sur un support en téflon. Une fois l'échantillon positionné, on déverse le gel de la zéolite silicalite-1. Le godet est mis dans un réacteur en acier inoxydable, puis mis sous chauffage dans une étuve à une température 170^0C pendant 24 heures.

3) Pour la zéolite Y, le gel de cette synthèse nécessite deux composition molaire.

(a) Qui a été préparé au préalable puis vieilli (cristallisation à l'ambiant) pendant 24 h à température ambiante.
(b) On dissout 1.3608 g de NaOH dans 18 g d'eau distillé et on laisse agiter pendant 15 minutes, puis on verse 1.98 g de la poudre de silicium dans la solution précédente et on laisse agiter pendant 15 minutes, suivi par la poudre d'alumine 0.4835 g et on laisse agiter pendant 15 minutes ; on laisse agiter l'ensemble pendant 1 heure. Puis on laisse vieillir (cristallisation à l'ambiant) pendant 48 h à la température ambiante. 5% en poids de la solution (a) estimé à 0.8307 g a été ajouté au mélange de synthèse (b).
Par la suite un échantillon d'aluminium est déposé au fond de l'autoclave de synthèse sur un support en téflon. Une fois l'échantillon positionné, on déverse le gel de la zéolite Y. Le godet est mis dans un réacteur en acier inoxydable, puis mis sous chauffage dans une étuve à une température de 96^0C pendant 2 heures.
En résumé dans la figure 2, on peut voir ci-dessous un diagramme de la synthèse du gel de la zéolite ZSM 5 et le dépôt.

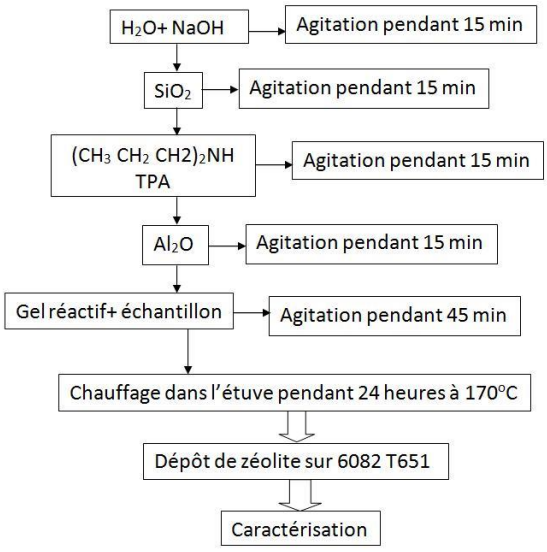


Figure 2 : Diagramme de la synthèse du dépôt de ZSM5 sur 6082 T651

3. RESULTATS

3. Caractérisation de revêtement zéolite et d'évaluation :

3.1 Micrographie des dépôts:

L'observation au microscope optique des dépôts zéolitiques silicalite-1, ZSM5, Y ainsi le métal de base ; montre des cristaux pas tout à fait claire comme le montre les micrographies de la figure 3, sauf pour la ZSM 5 (d) qui dévoile une structure sphérique . La figure 4 ci-dessous nous montre la morphologie sphérique vue au MEB du dépôt ZSM 5.

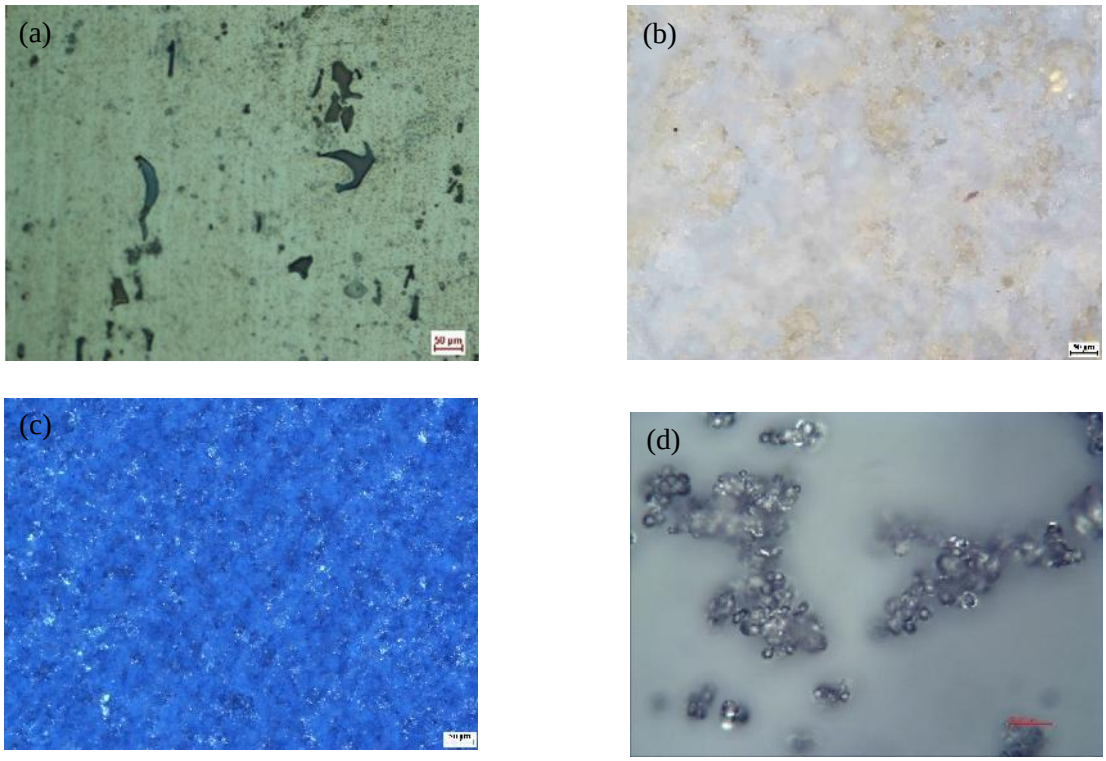


Figure 3 : Micrographies des dépôts : (a) métal de base, (b) dépôt silicalite-1, (c) dépôt Y, (d) dépôt ZSM5

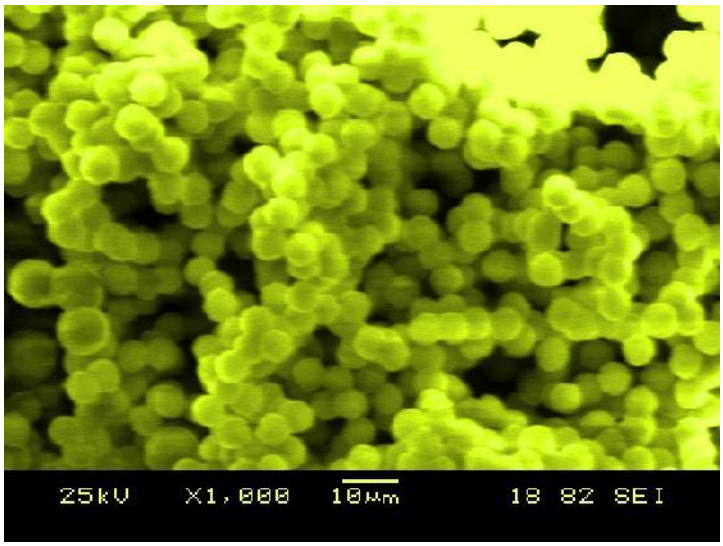


Figure 4 : Observation au MEB de la zéolite ZSM 5

3.2 Caractérisation électrochimique :

Pour l'évaluation de la résistance à la corrosion dans un état statique a été utilisé un potentiostat-galvanostat modèle de SP150 connecté à un micro-ordinateur figure 5.

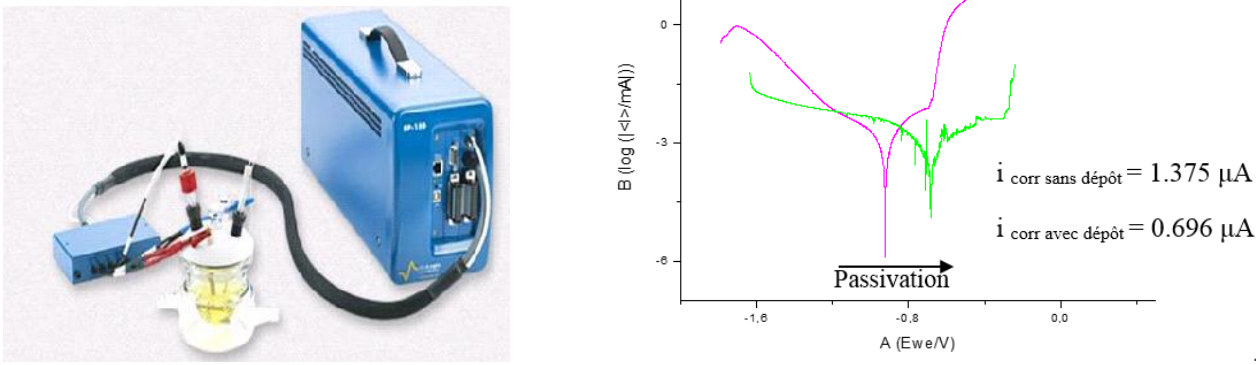


Figure 5 : Dispositif électrochimique utilisé a droite, courbe de polarisation de l'échantillon dépôt ZSM5 et substrat d'aluminium a gauche

Les resultats sont analyséé en utilisant un logiciel EC-Lab. on a utilisé des courbes de polarisation techniques. L'essi de corrosion a été éffectuer a une température de 25^0C, en utilisant comme éléctrolyte une solution de NaCl à 3% en poids. Toutes les mesures électrochimiques ont été obtenues dans une cellule de trois éléctrodes, une électrode de référence au calomel saturé (SCE), une contre-électrode en platine et une électrode de travail.

D'après les tests électrochimiques, nous avons exploité les courbes de polarisation échantillons à savoir, le substrat d'aluminium nu, et avec dépôts. Les valeurs du courant de corrosion i_{corr} obtenues sont 1.375 µA et 0.696 µA 5 respectivement. La valeur du courant de corrosion des échantillons avec dépôt est nettement inférieure à celle du substrat d'aluminium.

En comparant les deux courbes de polarisation de la Figure 6 ci-dessus, il ressort que la densité de courant de corrosion inférieur correspond au taux inférieur de corrosion et à la meilleure résistance à la corrosion.

4. CONCLUSIONS

Les films de zéolite ZSM 5, silicalite-1, Y ont été synthétisés sur aluminium 6082 T651, un traitement hydrothermal in situ à différent temps a été trouvé pour être la condition optimale. Les revêtements ont une structure sphéroïdale (ZSM5) recouvrant la surface du substrat. Dans le procédé de synthèse des zéolites, le structurant organique (TPA) a été utilisé pour bloquer les pores des zéolites. Le revêtement ZSM 5 a montré une bonne résistance à la corrosion en raison de l'uniformité et à la nature de ce revêtement inerte et nous suggérons que notre stratégie présentée ici peut être étendu à d'autres substrats actifs et d'autres zéolites.
Perspective :

- ✓ Caractérisation de zéolites synthétisées
- ✓ Elaboration d'autres matériaux poreux
- ✓ Synthèse des dépôts par une méthode mécanique (hydrothermal hot pressing)

REFERENCES

[1] Mayuri N. Katariya, Arun K. Jana, Parimal A. Parikh. *Journal of industrial and Engineering Chemistry* 19 (2013) 286-291.

[2] Lauridant N. Thèse de doctorat. 2012, p 79, 80.

[3] Cheng, X.; Wang, Z.; Yan, Y. Corrosion-resistant zeolite coatings by in situ crystallization. Electrochem. *Solid-State Lett*. 2001, 4, B23–B26.

[4] Beving, D.E.; McDonnell, A.M.P.; Yang, W.; Yan, Y. Corrosion resistant high-silica-zeolite MFI coating: One general solution formulation for aluminum alloy AA-2024-T3, AA-5052-H32, AA-6061- T4, and AA-7075-T6. *J. Electrochem. Soc.* 2006, 153, B325–B329.

[5] Lucio Bonaccorsi, Luigi Calabrese, Edoardo Proverbio. *Microporous and Mesoporous Materials* 144 (2011) 40–45.Low temperature single-step synthesis of zeolite Y coatings on aluminium substrates.

[6] P. Chakraborty Banerjee, Ren Ping Woo, Sam Matthew Grayson, Amrita Majumder and R. K. Singh Raman. Influence of Zeolite Coating on the Corrosion Resistance of AZ91D Magnesium Alloy. *Materials* 2014, 7, 6092-6104.

PHYSICOCHEMICAL AND MORPHOLOGICAL PROPERTIES OF NOVEL COPOLYMERS FOR APPLICATION IN PHOTOVOLTAIC ENERGY

L. LAMIRI*[1, 2], B. NESSARK[1], F. HABALHAMES[1], L. HASNIOU[1], L. DJAOUANE[1], D.LAKHDARI[2]

[1]Laboratoire d'Electrochimie et Matériaux, Département de Génie des Procédés, Faculté de Technologie, Université Ferhat Abbas, Sétif 19000, Algeria
[2] Research Center in Industrial Technologies CRTI,P.O. Box 64, Cheraga 16014, Algiers, Algeria
*lamiri.lila@yahoo.fr

ABSTRACT

We present in this work, the synthesis and characterization of a novel copolymer from bithiophene and methylfuran, the properties of the copolymer layers were studied by electrochemical method (cyclic voltammetry), UV–vis spectroscopy and photocurrent measurements, scanning electron microscopy (SEM), conductivity measurement and photocurrent measurement techniques.

The cyclic voltammogram showed one redox couple characteristic of the oxidation and reduction states of the produced copolymer. The copolymer covering the surfaces was confirmed by the scanning electron microscopy and the energy dispersive X-ray analysis. The morphological analysis of the film surfaces showed showed spherical structures formed by agglomerated particles. The photocurrent measurement shows good photoelectrochemical properties of this copolymer makes it ideal candidates for photovoltaic cells applications.

Mots Clés: *Polybithiophene, Polymethylfuran, electrochemical characterisation, Photocurrent.*

1. INTRODUCTION

During the past two decades, electrically conducting conjugated polymers such as polyaniline, polythiophene, polypyrrole and polyacetylene have received considerable attention because of their remarkable electronic, magnetic and optical properties [1]. These properties are favorable to its applications in the areas such as organic transistors [3], light-emitting diodes (LEDs) [4], solar cells [5], actuators [6], and electrochromic windows [7].

Many copolymers of thiophene with different conjugated units have been synthesized and the application in polymers solar cells showed promising photovoltaic properties. Therefore, bithiophene can be a good candidate for copolymerization with pyrrole, furan and aniline. The main motivation for preparing copolymer composites lies in the possibility that these materials overcome the limitation of the rareness of new conjugated p-bond-containing monomers [8]. In this study, we report on the morphological evolution, optical and structural properties of poly (bithiophene-co-methylfuran) prepared by electrochemical method. The characterizations of samples were carried out by cyclic voltammetry (CV), UV vis spectroscopy and photoelectrochemical analyses by photocurrent measurements. Scanning Electron Microscopy SEM.

2. EXPERIMENTAL

2.1. Materials

Bithiophene and the methylfuran, (Aldrich) was used after distillation under reduced pressure. The supporting electrolyte used is the lithium perchlorate ($LiClO_4$, Fluka) in the acetonitrile solvent CH_3CN (Aldrich).

2.2. Film characterization

Cyclic voltammograms (CV) of copolymer on ITO substrate were obtained with VOLTALAB potentiostat/galvanostat model PGS 401 interfaced to a personal computer controlled with a Voltamaster programme. Photocurrent measurements were carried out with a 500 W Halogen lamp as polychromatic light source (intensity of 100 mW/cm^2).

The optical absorption spectra of prepared composite films deposited on ITO substrate was measured using a Shimadzu UV 1800 –PC. The morphologies of the polymers and copolymers films were analyzed by using a scanning electron microscope (SEM) model: JEOL, JSM-7001F microscope operating.

3. RESULTS

3.1. Optical properties

The UV–vis spectra of polybithiophen, polymethylfuran and copolymers are shown in Fig. 1. It should be noted that the spectra of PBT film shows a wide and strong absorption peak at 474 nm, while polymethylfuran shows a broad peak at 382 nm, this broad absorption band corresponds to the π - π * transition [9]. However, the maximum absorption peak of the obtained copolymers is at 475. The strong and absorption peaks of the copolymers suggest the presence of long conjugated sequences and a wide conjugated chain length distribution in the backbone [10].

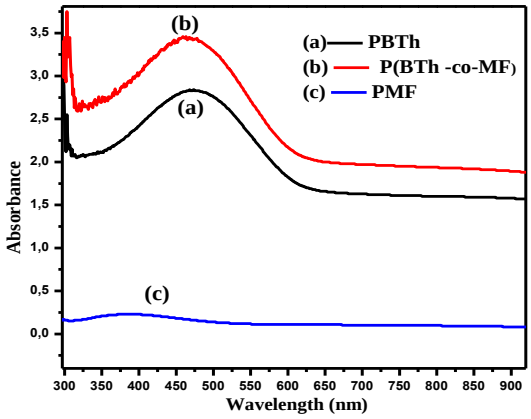


FIGURE 1 .UV–vis spectra of PBTh, PMF and their copolymers

3.2. Electrochemical polymerization

Fig. 2 shows the anodic polarization curves of PBTh, PMF and copolymer in $CH_3CN/LiClO_4$ (10^{-1} mol/ l) solution, carried out in the potential range between 0 and 2 V/SCE, with scan rate of 50 mV/s.We observed the oxidation and reduction of the PBTh at 1.55 and 0.8 vs. ECS respectively. For the PMF we observed when a

positive sweep potential, an anodic peak at 1.7 V/SCE. During negative scanning potential, we observe a cathodic peak at 0.8 V/SCE, corresponding to the oxidation and reduction of PMF (Fig.2.b)

The CV of the synthesis of P(BTh–co- MF) copolymer films (Fig. 2c) shows an anodic peak a 1.5 V and a cathodic peak at 0.7 V, characteristic of the oxidation and the reduction of the copolymer formed. We observed electrochemical stability of copolymer (PBTh-co-PMF) is in good agreement with composite voltammograms given in the literature [11].

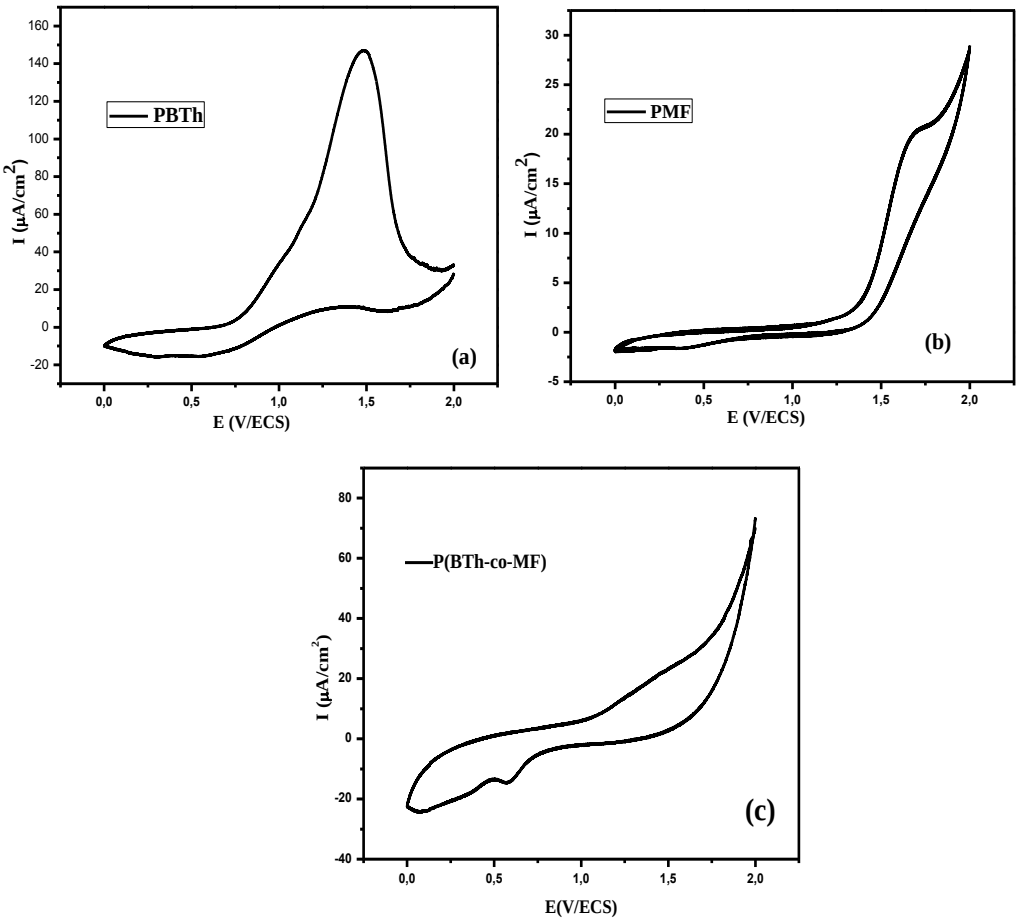


FIGURE 3. Voltammograms of polymers and copolymers: (a) PBTh, (b) PMF and (c) poly(BTH –co- MF)

3.3. Morphology

SEM morphology of PBTh, PMF and copolymers of PBTh –co- PMF are shown in Fig. 3, respectively. From the SEM image of PBTh film in Fig. 3a, it can clearly be observed that the film is formed small grains and is electrodeposits in a uniform way on all surfaces. In the case of the MF, the grains are coarser is show in Fig.3b, the PFu film is compact with some granules, and porous PFu/$ClO4^-$ [12]. During the copolymerization process the poly (BTh -co- MF) SEM image (Fig. 3c), the copolymer micrograph suggests that the addition of MF to the solution consequently modifies the morphology of the film significantly.

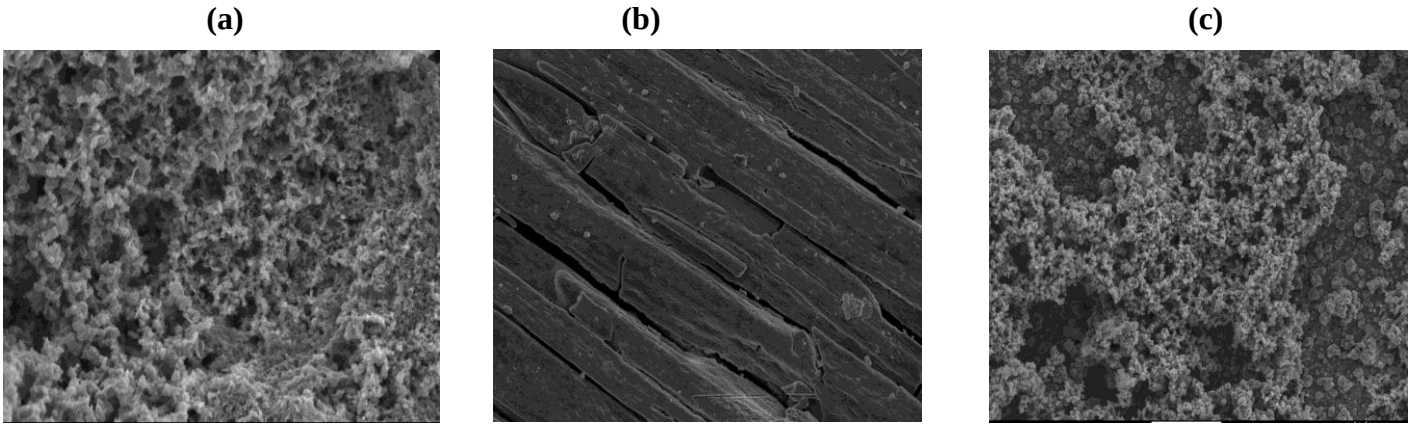


FIGURE 3**.** SEM micrographs of a: PBTh, b: PMF, and c: PBTh–co- PMF

3.4. Photocurrent

Fig.4. show the variation of the density of current according to the time of PBTh and P(BTh-co-MF) deposited by cycling on ITO in $CH_3CN/LiClO_4$ 10^{-1} M with a potential imposed of - 1000 mV with an excitation by the light polychromatic each 30 seconds. As shown, the copolymer film presents a cathodic peak of photocurrent immediately after irradiation. This response indicates that recombination processes is occurring in the film, due to the presence of charge carriers in the polymer bulk, mainly due to structural disorder of copolymer , the copolymers behavior of p-type polymers, this resultants observed by F. Habelhames et al. [13].

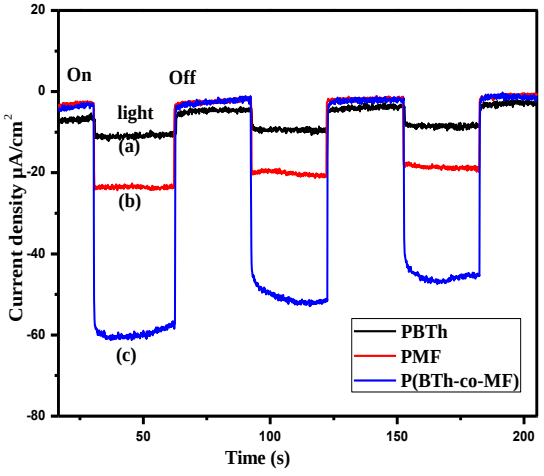


FIGURE 4. Photocurrent density-time dependencies obtained with PBTh/ITO, PMF/ITO and P(BTh-co-MF)/ITO electrode.

4. CONCLUSIONS

The electrochemical and photophysical properties of alternating PBTh, PMF and copolymer A copolymer P(BTh-co-MF) was synthesized and its spectroelectrochemical properties were studied. The films of the copolymer was carried out electrochemically in a solution (CH3CN/LiClO4 10−1 M) by voltammetry cyclic method. The films of polymers and copolymers obtained were characterized by SEM measurements and photocurrent. Analysis of the film obtained by cyclic voltammetry shows anodic and cathodic peaks characteristics of the oxidation and reduction of the copolymer formed. The copolymers prepared from the mixtures show both the good properties, such as good redox activity, capacitive property and electrical conductivity. The photocurrent of the copolymers increased the copolymer modified electrodes have been applying in photovoltaic cells.

REFERENCES

[1] Y.A. Udum, K.Pekmez and A.Yıldız, Electrochemical Preparation of Soluble Conducting Aniline-Thiophene copolymer, *European Polymer Journal*, 41, 1136-1142, 2005.
[2] Z. Zhang, H. Tang, X. Liang and G.Q. Shi, Electrosynthesis of soluble polythiophene derivatives with high thermal stability, *Journal of Electroanalytical Chemistry*, 587 ,308–313,2006.
[3] C.d. dimitrakopoulos and P.R.L. malenfant, organic thin film transistors for large area electronics, *Advanced materials*, 14, 99-117, 2002.
[4] A. Kraft, A.C. Grimsdale and A.B. Holmes, Electroluminescent Conjugated Polymers Seeing Polymers in a New Light, *Chemie International Edition*. 37, 402-428, 1998
[5] C.J. Brabec, N.S. Sariciftci, J.C. Hummelen, Plastic Solar Cells, *Advanced Functional Materials*, 11, 15-26, 2001
[6] E. Smela, Conjugated Polymer Actuators for Biomedical Applications, *Advanced materials*, 15, 481-494, 2003
[7] L. Groenendaal, F. Jonas, D. Freitag, H. Pielartzik and J.R. Reynolds, Poly(3,4-ethylenedioxythiophene) and Its Derivatives: Past, Present, and Future, *Advanced materials*, 12, 481-494, 2000.
[8] Fusalba, D. Belanger, Electropolymerization of Polypyrrole and Polyaniline−Polypyrrole from Organic Acidic Medium, *Phys. Chem*. B, 103 (42), 9044–9054, 1999.
[9] E. Zhou, K. Hashimoto and K. Tajima , Low band gap polymers for photovoltaic device with photocurrent response wavelengths over 1000 nm, *Polymer*,14, 6501-6509, 2013.
[10] R.Yue, J-k. Xua, B-y. Lua, C-c. Liua, Z-j. Zhua and Z. Zhang, Electrosyntheses and characterization of a fluorescent conducting copolymer of benzanthrone and thiophene, *Chinese Journal of Polymer Science*, 28, 771-780, 2010.
[11] Q.-T. Vu et al, Electrophoretic deposition of nanocomposites formed from polythiophene and metal oxides *Electrochimica Acta* 61(6), 1117-1124, 2005
[12] I.C. Ramiro and M.J. Gonzalez-Tejera , Influence of synthesis conditions on the morphology of perchlorate doped polyfuran films, *Polymer International*.,49, 1565–15712000
[13] F. Habelhames, L. Lamiri, W. Zerguine and B. Nessark, Improvement of photoelectrochemical and optical characteristics of MEH-PPV using titanium dioxide nanoparticles , *Materials Science in Semiconductor Processing* l 16, 727-731,2013

EFFET DE LA DEFORMATION RADIALE DU CYLINDRE INTERIEUR SUR L'ECOULEMENT DANS LE SYSTEME DE TAYLOR-COUETTE A SURFACE LIBRE

Ali ABDELALI, Hamid OUALLI[2], Ahcèn BOUABDALLAH[3]

[1] LMF, EMP BP 17 Bordj El-Bahri, 16111 Alger, Algérie
[2] LMF, EMP BP 17 Bordj El-Bahri, 16111 Alger, Algérie
[3]TSE, USTHB, BP 32 El-Alia, Bab-Ezzouar

RÉSUMÉ

Le présent travail consiste à étudier numériquement et expérimentalement l'écoulement dans un système de Taylor-Couette modifié. Le cylindre intérieur est en rotation, alors que le cylindre extérieur est fixe. Le fluide est limité en haut par une surface libre en contact direct avec l'air. Le contrôle actif consiste en l'application d'une déformation radiale au niveau du cylindre intérieur tournant. L'objectif principal est d'observer l'influence de cette oscillation radiale, en présence d'une surface libre, sur l'évolution de la structure des vortex de Taylor relatifs à l'apparition de la première instabilité d'une part, et sur la destruction de ces vortex d'autre part. Une étude comparative a été établie entre les deux approches : numérique et expérimentale. Les résultats montrent que l'application de ce contrôle actif retarde considérablement l'apparition de la première instabilité de Ta_{c1}=44.8 à Ta_{c1}=69.4 correspondant à ε=1.5%. Il est établi aussi qu'avec une certaine fréquence, les rouleaux de Taylor sont complètement détruits, et le fluide passe à l'état de turbulence développée.

Mots Clés: *Déformation Radiale, Cellules de Taylor, Instabilité, Surface Libre*

NOMENCLATURE

Symboles :

Ta	nombre de Taylor
d	entrefer mm
r	rayon variable mm
f	fréquence Hz

Lettres grecques :

ε	amplitude %
Γ	taux de charge
δ	jeu radial
η	rapport des rayons

Indices:

c	critique

1. INTRODUCTION

L'effet de la surface libre sur l'écoulement dans un système de Taylor-Couette a été introduit par plusieurs auteurs ; Orr et Scriven [1] ont utilisé deux méthodes itératives pour l'étude de la tension superficielle, de la viscosité, du champ gravitationnel et des forces inertielles des surfaces libres des écoulements. Mahamadia et Bouabdellah [2] ont montré par voie expérimentale l'effet du nombre de Reynolds et le taux de remplissage sur la stabilité de l'écoulement. Djeridi et al [3] et Atkhen et al [4] ont étudié expérimentalement le mouvement des

bulles d'air capturées près d'une surface libre. Watanabe et al [5,6] ont montré numériquement et expérimentalement l'évolution de la surface libre d'un écoulement entre deux cylindres concentriques et à grandes vitesses de rotation.

A travers cette étude, nous essayons d'observer l'effet de la surface libre conjugué à la déformation du cylindre intérieur tournant sur le comportement de l'écoulement. Les résultats numériques sont obtenus par le code de calcul FLUENT pour les écoulements incompressibles. Le système de base à une hauteur de 170 mm, l'entrefer entre les deux rayons est $d= R_2-R_1$, le rapport des rayons est de $\eta = 0{,}9$, le taux de charge correspondant à la hauteur du système est de Γ=28,5 et le jeu radial des deux cylindre est de $\delta = \mathbf{0{,}1}$.

En premier lieu, l'étude a porté sur le comportement de l'écoulement dans le cas nominal sans contrôle. Les résultats montrent que l'apparition de la première instabilité est remarquablement retardée lorsque le taux de charge des cylindres diminue.

Dans la deuxième étape de l'étude, on applique une déformation sinusoïdale au niveau du cylindre intérieur tournant où l'amplitude s'étale sur un intervalle de ε = 0 à 1,5% du rayon intérieur, avec une fréquence fixe égale à f=48Hz. Il est aussi reporté que l'application de cette vibration induit une augmentation du nombre des rouleaux de Taylor selon les élévations du niveau de la surface libre, tout en retardant l'apparition de la première instabilité de l'écoulement (la relaminarisation). En fin, la visualisation montre que la surface libre contribue fortement à la destruction des vortex de Taylor.

2. PARAMETRAGE NUMERIQUE

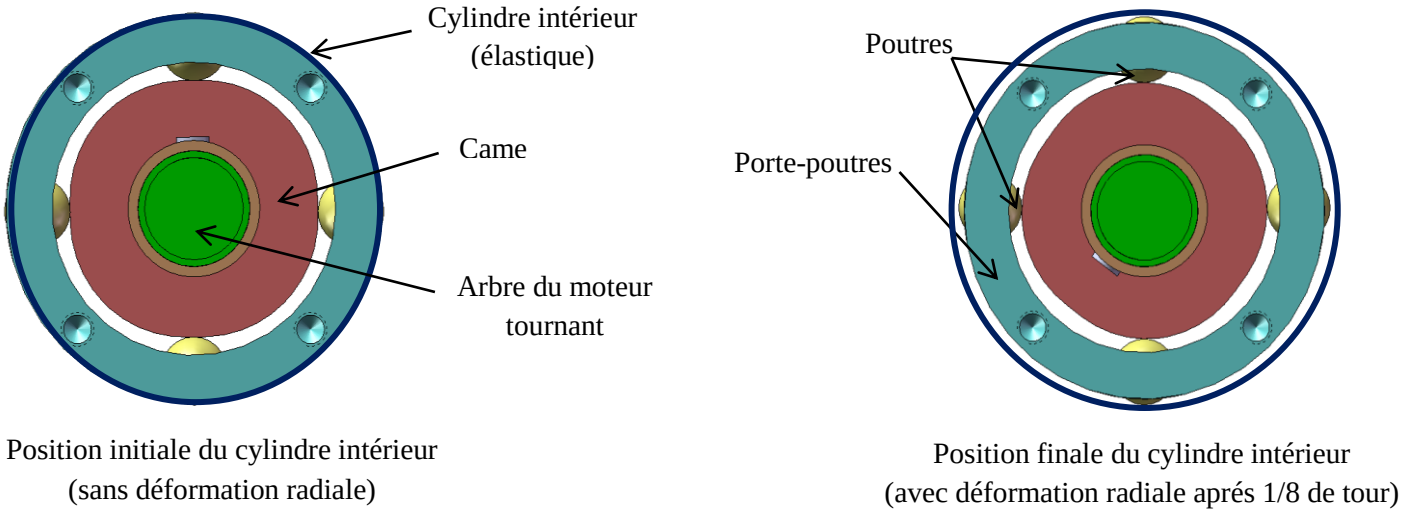
Les rayons du cylindre intérieur et du cylindre extérieur sont respectivement R_1 et R_2. Les axes des cylindres sont verticaux et parallèles à la direction gravitationnelle. Le disque inférieur du système de Taylor-Couette est fixe. Le fluide est en contact avec l'air à travers une surface libre. La déformation radiale du cylindre tournant est définie par $\boldsymbol{r = R_1(1 + |\varepsilon \sin 2\pi f|)}$, où r est le rayon variable, $\boldsymbol{\varepsilon = \frac{r-R_1}{R_1}}$ est l'amplitude de déformation, et f est la fréquence de déformation. Cette fréquence est indépendante de celle de la vitesse de ration du cylindre intérieur.

L'étude numérique est basée sur la résolution des équations de Navier-Stockes, en utilisant le code de calcul FLUENT. La méthode de suivi d'interface utilisée est le Volume Of Fluid (VOF). Pour la discrétisation du temps, le schéma explicite a été choisi. Le pas de temps a été fixé égal à Δt = 0,0002 s. Le mouvement oscillatoire du cylindre intérieur a été établi grâce au sous-module de Fluent : Dynamic mesh.

3. CONDITIONS EXPERIMENTALES

L'idée consiste à appliquer une déformation pulsatile sur le cylindre intérieur. Pour satisfaire cette condition, le cylindre intérieur est fabriqué d'une gomme déformable assez dure pour revenir à l'état initiale.

Un mécanisme de déformation épouse la forme du cylindre de l'intérieur. Il est constitué principalement d'une came (de 4 bosses) fixée sur l'arbre du moteur tournant, des poutres métalliques posées sur la came et porte-poutres assurant un seul degré de liberté des poutres (direction radiale), voir la figure 1.



Position initiale du cylindre intérieur
(sans déformation radiale)

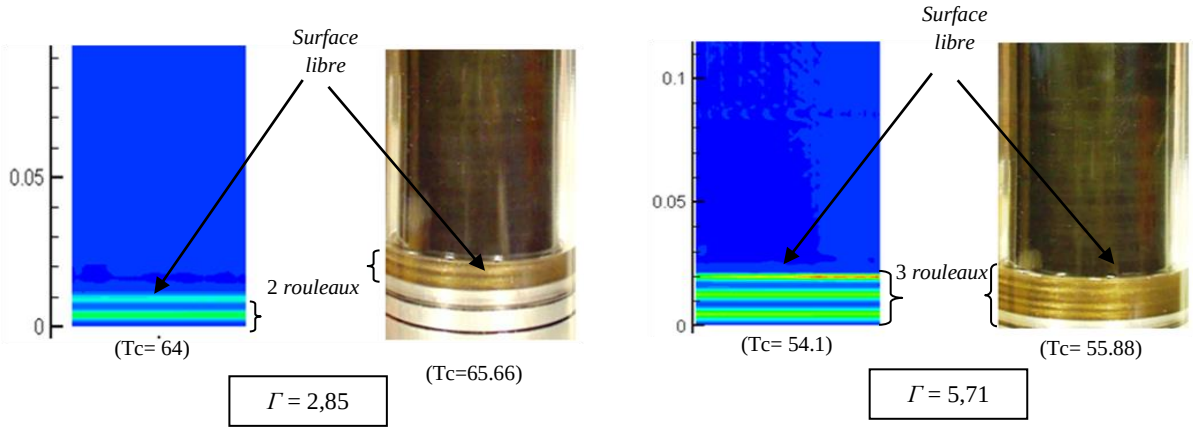
Position finale du cylindre intérieur
(avec déformation radiale aprés 1/8 de tour)

Figure 1 : Vues en plan radial de différentes positions du cylindre intérieur.

3. RESULTATS

1. Cas nominal (sans déformation): apparition de la première instabilité pour différents taux de charge :

Une étude comparative entre les résultats numériques et expérimentaux a été établie. La figure 2 montre que lorsque le taux de charge diminue, l'apparition de la première instabilité est retardée (de Γ=28,5 correspondant à Ta_{c1}=44,8 à Γ=2,5 correspondant à Ta_{c1}=64). Cependant, on note que pour les deux approches (numérique et expérimentale) l'établissement du même nombre de rouleaux de Taylor. Globalement, la variation entre ces deux approches en termes de valeurs de nombre de Taylor critique Ta_c égale à 3%.



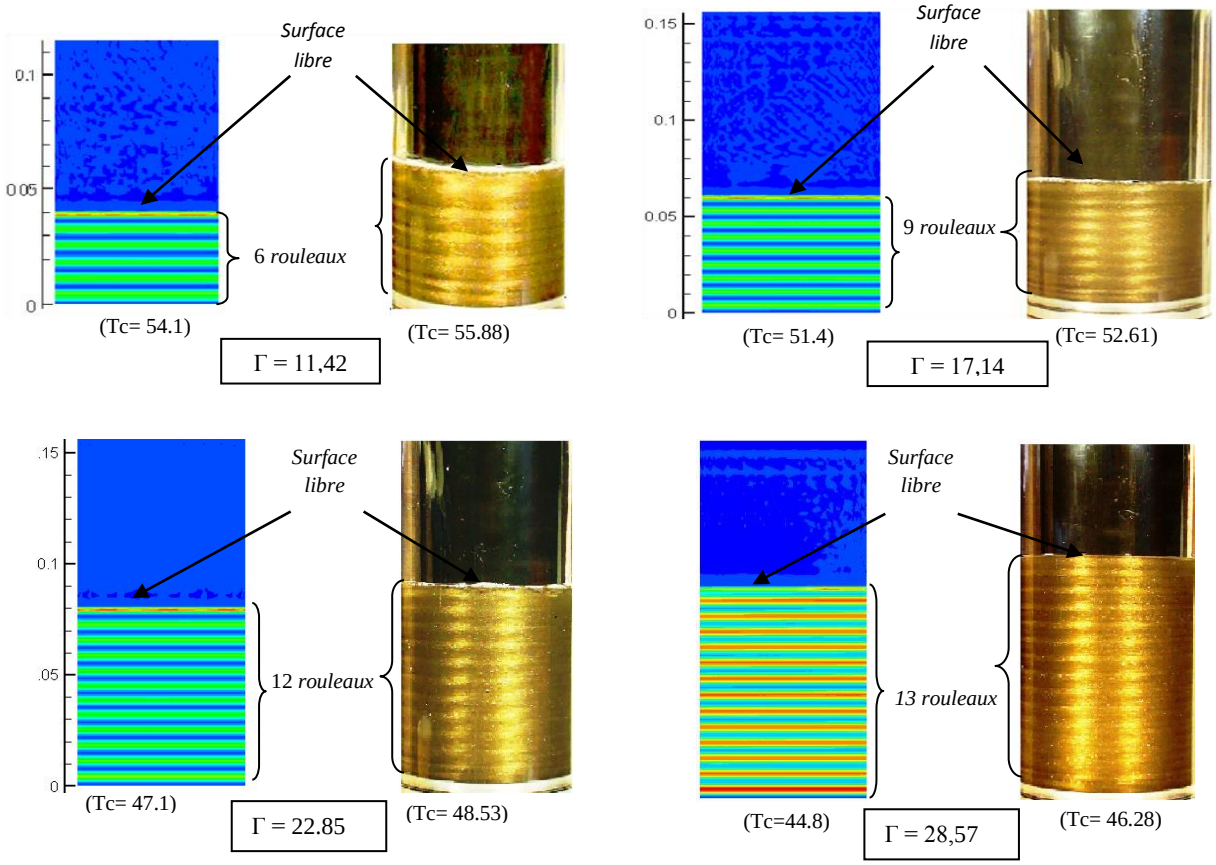


Figure 2: Etablissement de la première instabilité pour différents taux de charge. Étude comparative.

2. Cas contrôlé (avec déformation) :

Le contrôle consiste à appliquer une déformation sinusoïdale sur le cylindre intérieur. L'écoulement étant considérablement influencé par cette oscillation, notamment en :

a- Relaminarisation de l'écoulement (retard de l'apparition de la première instabilité) :

Il ressort de cette étude que le nombre de Taylor critique Ta_{c1} caractérisant l'apparition de l'empilement des vortex de Taylor, augmente de façon significative. En effet, pour le cas nominal sans contrôle, Ta_{c1}=44,8 et pour une amplitude de déformation égale à 1,5% la valeur de Ta_{c1}=69,4 correspondant à un taux d'augmentation d'environ 55% relativement au cas naturel. La première instabilité est, alors, considérablement retardée, dans son apparition, relativement à l'évolution naturelle de l'écoulement.

b- Nombre des vortex :

A chaque amplitude appliquée, une certaine élévation de la surface libre est enregistrée. Il ressort que le nombre des vortex de Taylor (rouleaux) augmente avec le taux d'élévation.
La figure 3 montre l'évolution du nombre des vortex avec la croissance de l'amplitude. Il passe de 26 rouleaux lorsque $\varepsilon = 0$ (cas nominal) à 34 rouleaux lorsque $\varepsilon = 1{,}5\%$ du rayon intérieur.

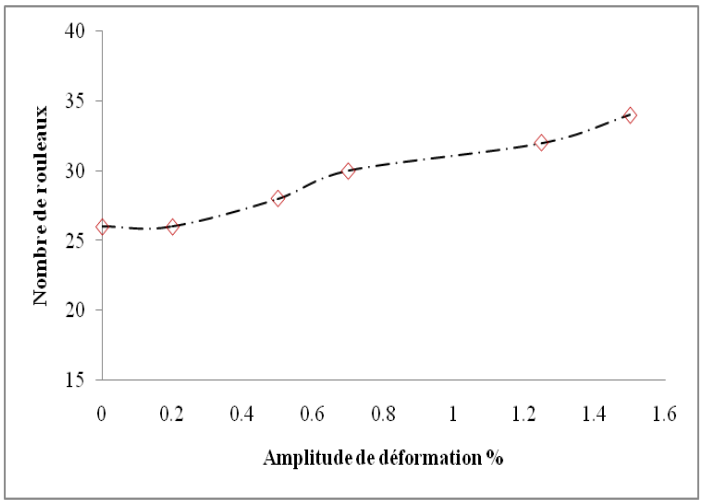


Figure 3: Variation du nombre des vortex avec l'augmentation de l'amplitude de déformation.

c- Destruction des vortex

La figure 4 montre le processus en détail de la destruction des vortex, correspondant à l'amplitude $\varepsilon = 1{,}25\%$. Ce processus passe par plusieurs étapes suivant les fréquences de déformation appliquées. Lorsque $f = 1{,}6$Hz, une dislocation apparait au niveau des rouleaux suivant une certaine direction. En augmentant davantage la fréquence de déformation, jusqu'à 3,1 Hz, on remarque l'établissement de la destruction partielle des rouleaux de Taylor, où le tourbillon d'Ekman résiste encore à ce niveau de fréquence. Avec une fréquence qui égale à $f = 22$ Hz, l'écoulement de Taylor-Couette est complètement agité, la surface libre se trouve à une élévation maximale, et toutes les structures tourbillonnaires sont détruites dans le système.

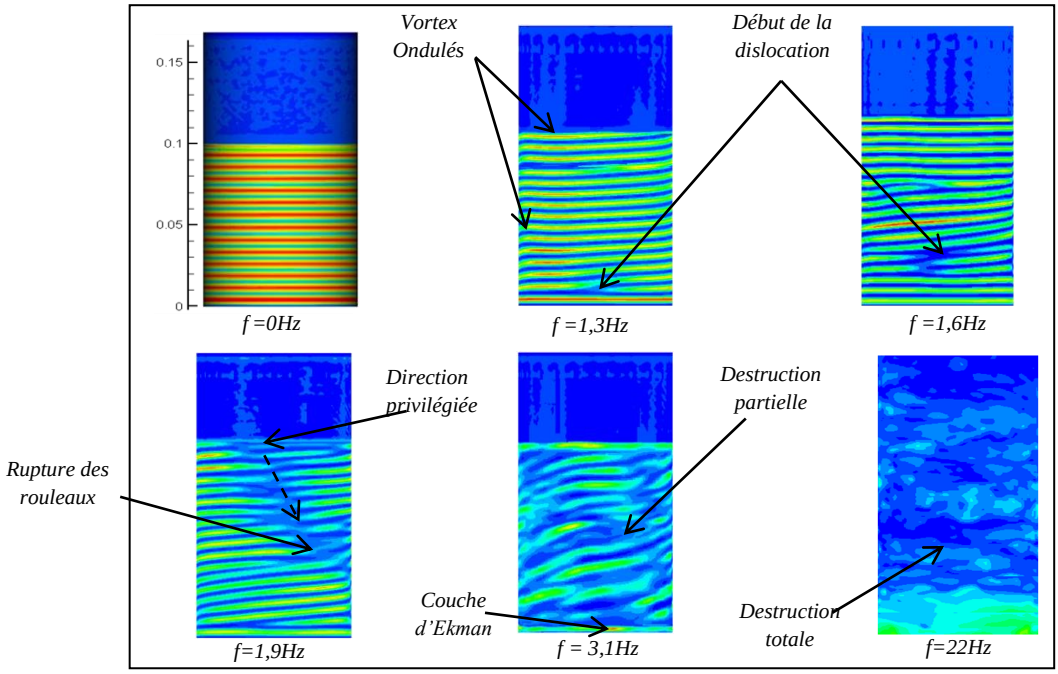


Figure 4: Destruction des vortex dans le système de Taylor-Couette avec surface libre. Résultats numériques.

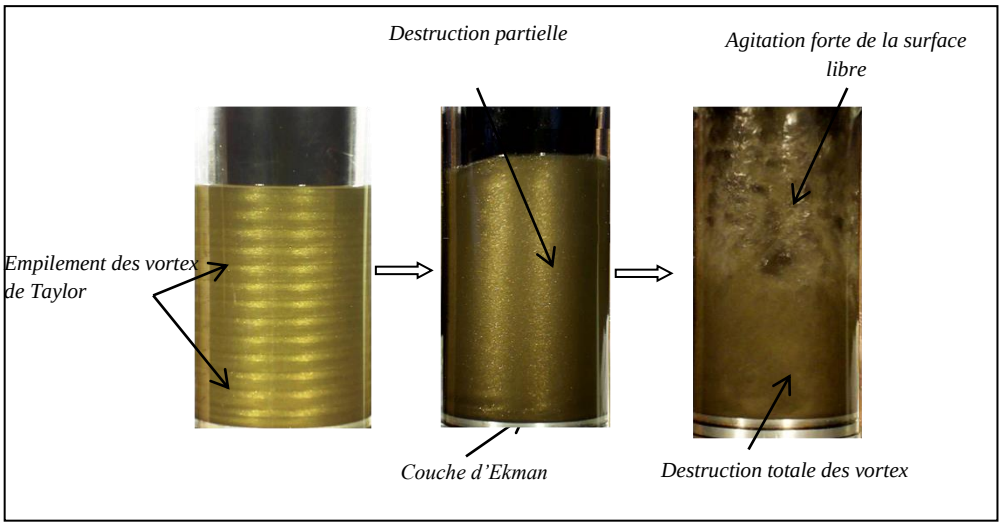


Figure 4: Destruction des cellules de Taylor avec agitation de la surface libre. Résultats expérimentaux.

4. CONCLUSIONS

Le retard de l'apparition de la première instabilité (relaminarisation de l'écoulement) a été étudié par deux méthodes: différents taux de charge et l'application d'une déformation pulsatile du cylindre intérieur. Ce dernier contrôle actif affecte considérablement l'écoulement de Taylor-Couette. Il ressort que, selon une amplitude et une fréquence bien déterminée, et conjointement avec l'agitation de la surface libre, toutes les structures tourbillonnaires sont complètement détruites, et le fluide devient turbulent. Ce phénomène s'appelle le « mixing », c'est le passage volontaire de l'état de l'écoulement laminaire-turbulent, où la surface libre contribue fortement dans cette transition.

5. REFERENCES

[1] Orr and Scriven , *Rimming flow: Numerical simulation of steady, viscous, free surface flow with surface tension*, J. Fluid Mech, vol. 84, part one,1978.

[2] Mahamdia and Bouabdellah , *Ecoulement de Tylor-Couette en géométrie finie sur à surface libre*, The Canadian Journal Of Chemical Engineering, 2003.

[3] Djeridi et al. , *Two phases Couette-Taylor flow: Arrangement of the dispersed phase and effets on the flow tructures*, Phy. Fluids 16 (128) 2004.

[4] Atkhen et al. , *Air bubbles in a Couette-Taylor flow*, C.R. Acad. Sci. Paris. 327. Serie II.

[5] Watanabe et al. , *Development of free surface flow between concentric cylindres with vertical axis*, J,Phys.Conf. series 14, pp 9-19, 14th INT CT, WORKSHOP, 2005.

[6] Watanabe et al. , *Mode formation of free surface rotating flow between concentric vertical cylinders,* Journal of Physics: Conference Series 137, 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..).

ROBUST CONTROL OF A VARIABLE-SPEED WIND TURBINE WITH VARIABLE PITCH CONTROL AND STRATEGY MPPT CONTROL BASED ON A PMSG

L. SAIHI[1], A. BOUTERA[2]

Unité de Recherche en Energies Renouvelables en Milieu Saharien (URERMS),
Centre de Développement des Energies Renouvelables (CDER), 01000 Adrar, Algeria
E.N.P.d'Oran, Department of Electrical Engineering
Laboratory of Automation and Systems Analysis
BP 1523 EL-M'naouer 31000 Oran Algérie
e-mail: sadysaihi@live.fr

ABSTRACT

In this paper, we present a performance study of a variable-speed wind turbine with variable pitch control and sensorless control strategy used MPPT based on a Permanent Magnet Synchronous Generator (PMSG). This paper first proposes the PITCH angle control which is the most common means for adjusting the aerodynamic torque of the wind turbine when wind speed is above rated speed, is applied. control strategy used Maximum Power Point Tracking (MPPT) below the rated speed, which corresponds to low and high wind speed, and the maximum energy can be captured from the wind. The control scheme is tested for three real profiles of wind speed and for two reference wind powers. The effectiveness of the proposed control strategy is evaluated by simulation results.

Key Words: *PMSG, Maximum Power Point Tracking (MPPT), Pith Control*.

NOMENCLATURE

Symbols :

$V_w(t)$	The instantaneous wind speed	p	Number of pole pair
$V_{wa}(t)$	Average wind speed	$v_{d,q,a,b,c}$	Stator voltages in the reference frame
$V_{wr}(t)$	Ramp component	τ	Time constant
$V_{wg}(t)$	Gust component	ξ	Damping coefficient
$V_{wt}(t)$	Turbulence component	Ω_{ref}	Reference speed
P_e	Power wind	ρ	Air density
R_e	The turbine radius	v	Wind speed
A	The turbine blade sweep area	$C_p(\lambda,\beta)$	Coefficient of power
Ω_t	The wind turbine	β	Blade pitch angle
λ_i	Initial Speed ratio	β_{ref}	Reference blade pitch angle
λ_{opt}	Optimum tip speed ratio		

1. INTRODUCTION

The development in the use of renewable energy is becoming the key solution to the serious energy crisis and environment pollution now. Among various kinds of renewable energy, wind energy is by far the fastest growing energy for its free availability, environmental friendliness, policy fostering, and the maturity of turbine techniques, and it has become a research focus and priority all over the world [14].

Wind Generation Systems (WGS) are currently taking a great interest in renewable energy systems [15]. This is mainly due to the high cost of fossil fuels and the need for clean energy sources. Although in the case of wind energy some places are not suitable for fully take advantage of this energy.

Currently wind energy can be used under various schemes, that is, primary source with storage systems provide energy in remote locations, as primary energy source with conventional sources to inject energy into a grid; In small power wind generation systems ranging from *1 kW* to *50 kW*, permanent magnet synchronous generators (PMSG) are preferred to other electrical machines [15]. Moreover, compared with an induction generator, a PMSG has the advantages of a higher efficiency, due to the absence of rotor losses and lower no-load current below the rated speed; and its decoupling control performance is much less sensitive to the parameter variations of the generator.

The wind turbine can be operated at the maximum power operating point (MPPT) for various wind speeds by adjusting the shaft speed optimally to achieve maximum efficiency at all wind velocities [1]-[2], [4]. Pitch angle regulation is required in conditions above the rated wind speed when the rotational speed is not kept constant. Small changes in pitch angle can have a dramatic effect on the power output [3].

In this study, we present a control strategy of a variable pitch wind turbine based on a Permanent Magnet Synchronous Generator (PMSG). This control strategy, without measurement of wind speed, permit to operate at maximum power or at controlled power and presents a robust control system for variable-speed, variable-pitch wind turbines with direct-drive permanent magnet synchronous generator.

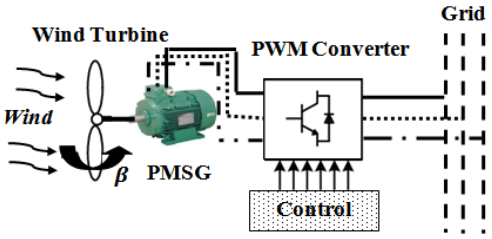


Figure 1. Block diagram of a wind turbine equipped with PMSG.

Further on, the mechanical components of the Wind Turbine System (WTS) that are the wind turbine rotor, drive train as well as the pitch control and the electrical components that are the synchronous generator and the Voltage Source Converter (VSC) will be briefly presented.

1.1. Wind turbine Modelling

A wind turbine is a mechanical device that converts kinetic energy into mechanical energy which then is converted to electrical energy by coupling a generator to the wind turbine. There are two main categories of wind turbine: Horizontal Axis Wind Turbine (HAWT) and Vertical Axis Wind Turbine (VAWT). HAWT is horizontal, approximately parallel to the ground. These turbines have evolved from the traditional "Dutch" windmill used for grain grinding [8].

The mechanical behavior of the wind turbine follows eq (2). The amount of maximum power that can be extracted from the wind turbine and fed to the PMSG is governed by the following equation:

$$P_e = \frac{1}{2}\,\rho\, A\, v^3\, C_p\,(\lambda,\beta) \qquad (1)$$

where ρ ($1.225\ kg.m^{-3}$) is the air density, $A = \pi R_e^2$ the turbine blade sweep area (m^2), with R_e (m) is the turbine radius, v ($m.s^{-1}$) is the wind speed and $C_p\,(\lambda,\beta)$ is the power coefficient which represents the aerodynamic efficiency of the turbine and also depends on speed ratio λ and the pitch angle β.

For any particular value of wind velocity the parameters other than the aerodynamic coefficient would be a constant. In such a scenario we find that [8] :

$$P_e \propto C_p\,(\lambda,\beta) \qquad (2)$$

Tip Speed Ratio is the ratio between the product of generator speed and radius of the wind turbine to the wind velocity [8] :

$$\lambda = \frac{R_e\,\Omega_t}{v} \qquad (3)$$

Low value of λ or high value of λ means most of the air pass through the air gap and least energy captured by the wind turbine. Hence there exists an optimal λ point such that where wind turbine has the most energy efficiency [12], [5].

with Ω_t is the mechanical turbine speed (*rad/s*).

A generic equation is used to model the coefficient of power conversion $C_p\,(\lambda,\beta)$ based on the modeling turbine characteristics described in [10] as:

$$C_p\,(\lambda,\beta) = \frac{1}{2}\left(\frac{116}{\lambda_i} - 0.4\,\beta - 5\right) e^{-\left(\frac{21}{\lambda_i}\right)} \qquad (4)$$

$$\lambda_i = \left(\frac{1}{\lambda + 0.08\,\beta} - \frac{0.035}{\beta^3 + 1}\right) \qquad (5)$$

The coefficient of power conversion and so the power extracted are maximum at a certain value of tip speed ratio called optimum tip speed ratio λ_{opt}. For this reason, the maximum value of $C_p\,(\lambda,\beta)$, that is $C_{pmax}\,(\lambda,\beta) = 0.45$, is achieved max for $\lambda_{opt} = 5.1$ and for $\beta = 0°$ [6]. Moreover, any change in the wind speed or the rotor velocity induces change in the tip speed ratio leading to power coefficient variation. Consequently, the output power of the wind turbine generator is affected. $P_t = \frac{1}{2}\,\rho\, A\, v^3\, C_{p\,max}\left(\lambda_{opt},\beta\right)$ (6)

This power is maximized at the particular rotational velocity for various wind and it's obligatory to keep the rotor velocity at an optimum value of the tip speed ratio λ_{opt} . As a result, the variable speed wind energy converter system can operate at the peak of the $P_{turbine}$ curve when the wind velocity changes and the maximum power is extracted

continuously from the wind (MPPT control) [8]-[7]. The mechanical torque produced by the turbine is expressed as follows[6] : $C_t = \frac{1}{2}\,\rho\,\pi\,R_e^3\,v^2\,C_m\,(\lambda,\beta)$ (7)

$C_m\,(\lambda,\beta)$ Is the torque coefficient : $C_m\,(\lambda,\beta) = \frac{C_p\,(\lambda,\beta)}{\lambda}$ (8)

1.2. Mechanical shaft modeling

The mechanical system is represented by the following equation: $J_T\frac{d\Omega_t}{dt} = C_t - C_{em} - f\,\Omega_t$ (9)

where J_T ($kg.m^2$) is the total inertia which appears on the shaft of the generator, C_t ($N.m$) is the mechanical torque, C_{em} ($N.m$) is the electromagnetic torque applied to the PMSG rotor, and f ($N.m.s.rad^{-1}$) is a viscous friction coefficient [11],[9].

1.3. Permanent Magnet Synchronous Generators (PMSG) Model

The equivalent circuit of the permanent magnet synchronous generator [10] , the electric equations of the PMSG are described by (10) :

$$\begin{cases}\frac{di_d}{dt} = -\frac{R_s}{L_d}\,i_d + i_q\frac{L_q}{L_d}\,\Omega_t + \frac{1}{L_d}\,u_d \\ \frac{di_q}{dt} = -\frac{R_s}{L_q}\,i_q - \Omega_t\left(L_d\,i_d + \frac{1}{L_q}\,\varphi_f\right) + \frac{1}{L_q}\,u_q\end{cases} \quad (10) \qquad C_{em} = \left(p\,.\,\varphi_f\,.\,i_q\right) \quad (11)$$

where L_q and L_d are the inductances of the generator on the q and d axis, i_d and i_q are the equivalent current of the d and q axis; R_s is stator phase resistance; Ω_t is the electrical angular speed, $\Omega_t = p\,\Omega$, p is the number of pole pairs; φ_f is the flux of the permanent magnets; v_d and v_q are components of $d-q$ axes [12].

2. CONTROL STRATEGY

2.1. Variable Pitch Angle Control

The pitch control is an essential method for controlling the amount of power generated by the variable speed wind turbine. Its function is to limit the output power for winds above rated values, by varying the pitch angle of the rotor blades. The pitch controller can have up to three states. It can be in one of them at a given time depending on the wind speed intensity. The pitch mechanism was built based on the power profile for a typical large wind turbine [13].

To not degrading the machine, it is necessary to limit its speed. This speed limit will be obtained using the pitch angle β_{ref}. When the rotational speed of the turbine exceeds a speed Ω_t, the control will give the order to increase the pitch angle to reduce the turbine torque C_t.

$$\begin{cases}\beta_{ref} = \beta_0 = 1 \quad for \quad 0 < \Omega_w < \Omega_t \\ \beta_{ref} = \frac{\Delta\beta}{\Delta\Omega}(\Omega_w - \Omega_t) + \beta_0 \quad for \quad \Omega_w > \Omega_t\end{cases} \quad (12)$$

The sensitivity and accuracy of pitch have a great influence on the output power. Variable pitch actuator model can be achieved by the hydraulic device or motor drive system, and can be expressed by one order inertial link [12]:

$$\tau_b\dot{\beta} = \beta_{ref} - \beta \quad (13)$$

s is the Laplace operator and τ_b is the response time constant of pitch angle β is the actual pitch angle; β_{ref} is a given pitch angle [12]. The chosen pitch control method is illustrated in Figure 2b, where the difference between power reference and power measured gives the error signal. The error signal is input to the *PI* controller [13].

2.2. Maximum Power Point Tracking (MPPT) Control

The MPPT controller is used to generate the reference speed command which will enable the wind turbine generator to extract maximum power at different wind speeds. Thus, when the wind velocity changes, the speed of PMSG is controlled to follow the maximum power point trajectory and the optimum rotational speed of the generator can be simply estimated as follows [10] : $\Omega_{t_opt} = \frac{v\,\lambda_{opt}}{R}$ (14)

The maximum extracted power of the wind turbine generator is given as :

$$P_{MPPT} = \frac{\rho\,A\,R^3\,C_{p\,max}\,(\lambda,\beta)}{2\,\lambda_{opt}^3}\Omega_t^{\,3} = K\,\Omega_t^{\,3} \quad (15)$$

As a result, the MPPT controller computes the optimum speed of PMSG Ω_{t_opt} and by regulating the wind turbine generator speed in different wind velocities the maximum power P_{MPPT} ($P_{Turbine_max}$) max is extracted. Also, if the wind speed reached the nominal value of wind turbine generator, the system of Pitch Angle controller enters in operation to prevent wind turbine damage from excessive wind speed [10].

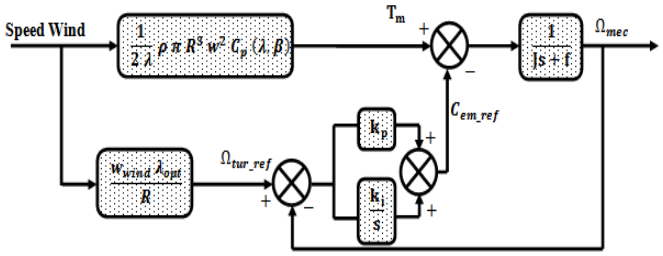


Figure 2. Power MPPT.

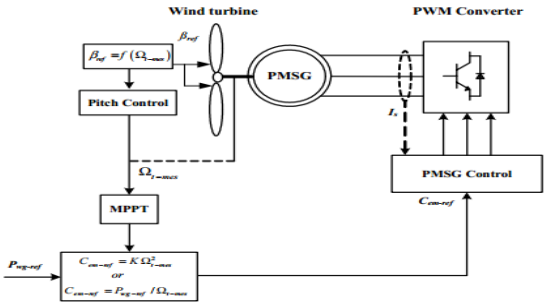


Figure 3. global control structure of the wind generator.

3. SIMULATION RESULTS

To validate the turbine model, we used three types of wind : a low wind with an average speed of ± *6 m/s*, a medium wind with an average speed of ± *9 m/s* and a high wind with an average speed *of* ± *12 m/s*. The figure 5 shows the three real profiles of wind speed considered in the simulations.

A. Low Wind

$$V_w(t) = 6 + 0.2\,sin(0.1047\,t) + 2\,sin(0.2665\,t) + sin(1.293\,t) + 0.2\,sin(3.6645\,t) \quad (16)$$

B. Medium Wind

$$V_w(t) = 9 + 0.2\,sin(0.1047\,t) + 2\,sin(0.2665\,t) + sin(1.293\,t) + 0.2\,sin(3.6645\,t) \quad (17)$$

C. High Wind

$$V_w(t) = 12 + 0.2\,sin(0.1047\,t) + 2\,sin(0.2665\,t) + sin(1.293\,t) + 0.2\,sin(3.6645\,t) \quad (18)$$

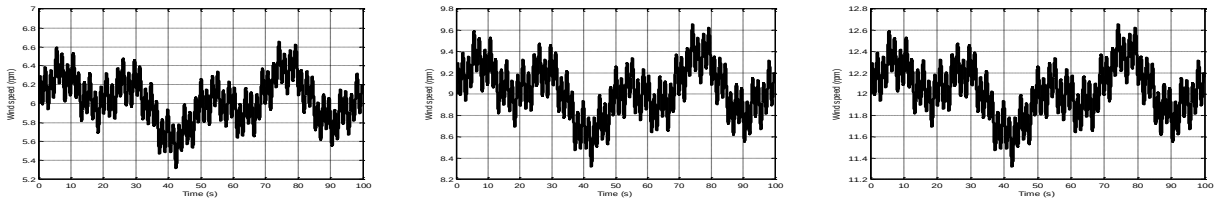


Figure 4. Speed wind turbine (low,medium, high).

3.1. Simulation Results (Control of Wind Turbine)

To show the principle of power control of the wind generator, its behaviour subjected to two different reference wind powers : a reference power fixed at *15 kW* and another fixed at *150 kW*, will be illustrated using numerical simulations carried under the Matlab-Simulink. The Figures 5 and 6 show the simulation results when the reference power turbine is fixed *15 kW*. The figures 7 and 8 show the simulation results when the reference power turbine is fixed at *150 kW*.

We present for each reference wind power and with the three profiles of wind speed (low, medium, high) the mechanical turbine speed, the pitch angles, the turbine torque, the generated powers MPPT, and the reference electromagnetic torque, C_p, the pitch angles, courante, voltages. The wind speed shape presented in Fig. 5 was used to test the whole wind turbine simulation.

The Figures 7 and 8 the low wind, and for the two reference powers *15 kW* and *150 kW*, the simulation results are identical because the maximum power which we can extract from the wind generator is less than the reference wind power. When the wind speed steps are applied, an overshoot and small oscillation in the mechanical and electromagnetic torques may be observed. These overshoots and oscillations are mainly due to the drive train. As it may be seen at the instant of 2 [s] when the wind speed increases from 5 to 12 [m/s].

A similar phenomenon may be observed when the reference speed is decreased the mechanical energy stored in form of kinetic energy in the moving parts of the WTS is converted into electrical energy. As a result of decreasing the reference speed during the transient actually the electrical power is higher than the mechanical power.

In the incapacity to provide the P_{ref} it is thus an operating at maximum power which is shown in figures 6, 7 and 8. The blades are at their optimal angle, and the power coefficient is maximum $C_{pmax} = 0.45$. And illustrate that the wind generator can, at times, to produce the reference wind power P_{ref}. We thus observe an operating at constant power at P_{ref}.

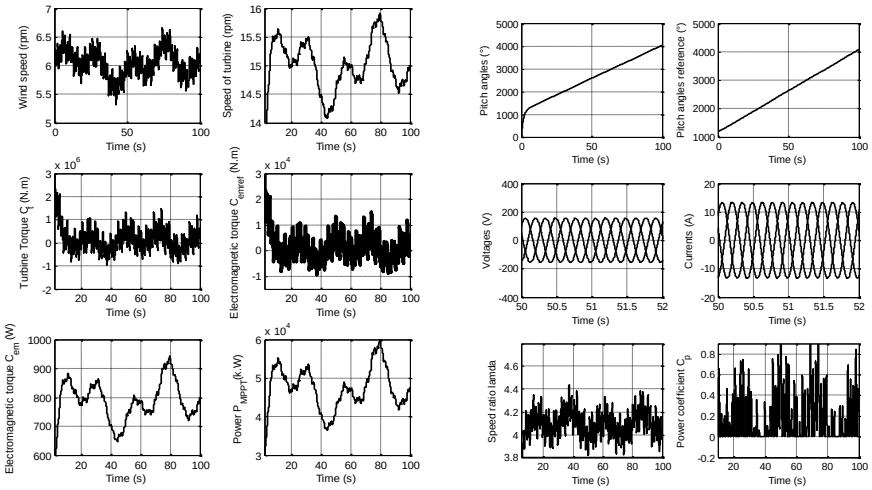


Figure 6. Simulation of a variable speed wind turbine under a low wind and $P_{ref} = 15$ kW.

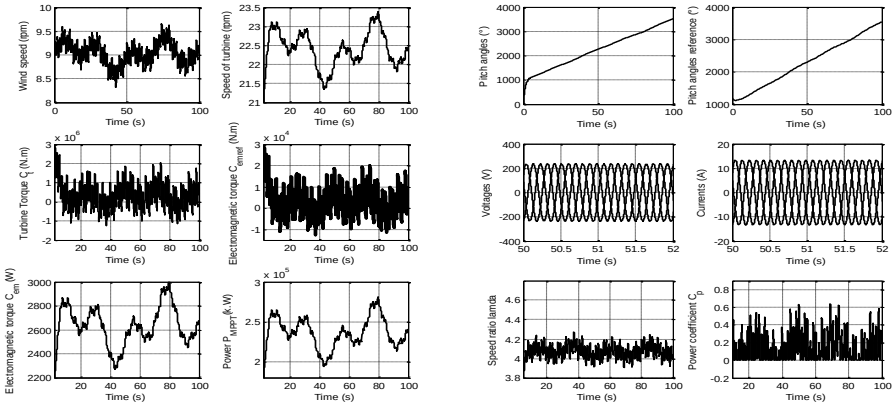


Figure 5. Simulation of a variable speed wind turbine under a medium wind and $P_{ref} = 15$ kW.

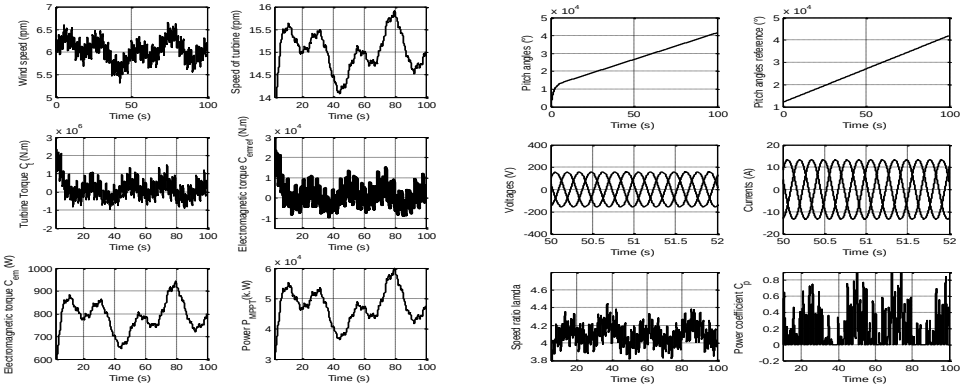


Figure 6. Simulation of a variable speed wind turbine under a low wind and $P_{ref} = 150$ kW .

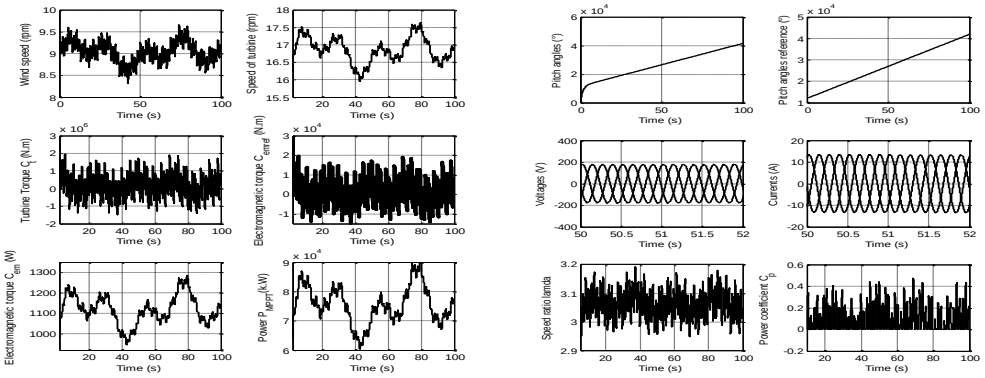


Figure 7. Simulation of a variable speed wind turbine under a medium wind and $P_{ref} = 150$ kW.

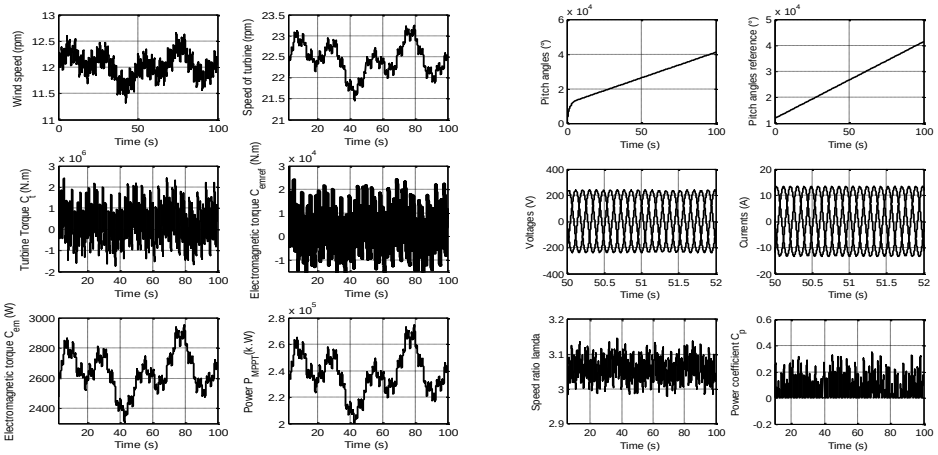


Figure 8. Simulation of a variable speed wind turbine under a high wind and $P_{ref} = 150$ kW .

4. CONCLUSION

This paper a performance study of a variable-speed wind turbine with variable pitch control MPPT control based on a Permanent Magnet Synchronous Generator (PMSG). To control the wind generator power, two operating modes were applied : an operating at maximum power which permit to extract the wind power maximum (MPPT), and an operating at constant power which is used to limit the turbine speed at its nominal value in the case of high wind (Pitch angle control).

The concept of MPPT has been presented in terms of the adjustment of the PMSG rotor speed according to instantaneous wind speed and limitation by Pitch Angle strategy for high wind speed. This control scheme is tested for three real profiles of wind speed and for two reference wind powers. It can easily be simulated with the help a software like Matlab-Simulink. As prospects for this work, we will associate to this wind generator, a flywheel energy-storage systems, to be able to take part in the management of the power grid. Finally, simulation results show clearly that the proposed control.

REFERENCES

[1] T.Senjyu, R. Sakamoto, N. Urasaki, T. Funabashi, and H. Sekine, " *Outpout Power Leveling of Wind Farm Using Pitch Angle Control with Fuzzy Neural Network* " The 2006 IEEE Power Electron. Conf., 2006.

[2] G. Ramtharan, J. B. Ekanayake, and N. Jenkins, " *Frequency Support from Doubly Fed Induction Generator Wind Turbines* ", IET Renew. Power. Gener., vol. 1, no.1, pp. 3-9, 2007.

[3] J. Zhang, M. Cheng, Z. Chen, and X. Fu, " *Pitch Angle Control for Variable Speed Wind Turbines* " DRPT2008 6-9 April 2008 Nanjing China .

[4] S. Morimoto, H. Nakayama, M. Sanada, and Y. Takeda, *" Sensorless Output Maximization Control for Variable-Speed Wind generation System Using IPMSG* ", IEEE Trans. Ind. Appl., vol 41, no. 1, pp. 60-67, Jan/Feb 2005.

[5] Jiawei Chen, JieChen , and Chunying Gong, *" New Overall Power Control Strategy for Variable-Speed Fixed-Pitch Wind Turbines Within the Whole Wind Velocity Range* ", ieee transactions on industrial electronics, vol. 60, no. 7, july2013.

[6] Youssef Errami, Mohamed Hilal, Mohamed Benchagra, Mohamed Maaroufi, Mohammed Ouassaid, " *Nonlinear Control of MPPT and Grid Connected for Wind Power Generation Systems Based on the PMSG* ", IEEE 2012.

[7] O. Carranza, E. Figueres, G. Garcerá, R.Ortega, C.L. Trujillo, " *Study of the control structure of a small wind turbine with permanent magnet synchronous generator* ", IEEE 2012.

[8] C. Parag Jose, Gopakumar Meloth, " *An Advanced MPPT Control Scheme for a Permanent Magnet Generator Based Grid-Tied Wind Energy Conversion System* ", IEEE 2014.

[9] Sony Kurian, Sindhu T.K, Elizabeth P Cheriyan, " *Modelling and Simulation of Direct Driven Wind Electric Generator for Grid Integration* ", IEEE 2012.

[10] Youssef Errami, Mohamed Maaroufi, Mohammed Ouassaid, " *A MPPT Vector Control of Electric Network Connected Wind Energy Conversion System Employing PM SG* ", IEEE 2013.

[11] Mohamed Mansour, M. N. Mansouri and M.F.Mimouni, " *study of performance of a variable-speed wind turbine with pitch control based on a permanent magnet synchronous generator* ", 2011 8th International Multi-Conference on Systems, Signals & Devices, IEEE 2011.

[12] , Wang Xin, Zhu Wanli, Qin Bin, Li Pengcheng, " *Sliding Mode Control of Pitch Angle for direct driven PM Wind Turbine* ", IEEE 2014.

[13] Cristian Busca, Ana-Irina Stan, Tiberiu Stanciu and Daniel Ioan Stroe, " *Control of Permanent Magnet Synchronous Generator for Large Wind Turbines* ", IEEE 2010.

[14] Jiawei Chen, Jie Chen, and Chunying Gong, "*New Overall Power Control Strategy for Variable-Speed Fixed-Pitch Wind Turbines Within the Whole Wind Velocity Range* TIE 7, JULY 2013.

[15] O. Carranza, E. Figueres, G. Garcerá, R. Ortega, C.L. Trujillo, "*Study of the control structure of a small wind turbine with pmsg*", IEEE 2012.

A QUANTUM CHEMICAL CALCULATION (DFT) : 1-(4-NITRPHENYLO-IMINO) -1 (PHENYLHYDRAZONO) - PROPAN-2-ONE AS CORROSION INHIBITOR FOR MILD STEEL IN ACIDIC MEDIA

Hanane HAMANI[1], Tahar DOUADI[2]

[1, 2]Laboratory of Electrochemistry of Molecular Materials and Complexes (LEMMC), Department of Engineering Process, Faculty of Technology, University Setif 1, DZ-19000 Setif, Algeria.
hanane.hamani@gmail.com
taher.daoudi@gmail.com

ABSTRACT

Quantum chemical calculations based on DFT method were performed on azomethine compound: PhN=N-C ($COCH_3$) =NC_6H_4Y {Y = NO_2 (SB_1)}used as corrosion inhibitor for mild steei in acid media to determine the relationship between the molecular structure of (SB_1)and inhibition efficiency. The structural parameters, such as the frontier molecular orbital energy HOMO (highest occupied molecular orbital) and LUMO (lowest unoccupied molecular orbital), the charge distribution of the studied inhibitor, the absolute electronegativity (χ) values, and the fraction of electrons (ΔN) transfer from inhibitor to iron, were also calculated and correlated with inhibition efficiencies. The results showed that the inhibition efficiency of (SB_1) increased with the increase in E_{LUMO} and decrease in E_{LUMO} - E_{HOMO}; and the areas containing N atoms are most possible sites for bonding the metal iron surface by donating electrons to the metal.

Keywords: *Quantum Chemical, DFT, Molecular Orbital, Azomethine.*

1. INTRODUCTION

The use of corrosion inhibitor is one of the most effective measures for protecting metal surfaces against corrosion in acid environments [1]. Some organic compounds are found to be effective corrosion inhibitors for many metals and alloys. Generally, inhibitor molecules may physically or chemically adsorb on a corroding metal surface. In any case, adsorption is generally over the metal surface forming an adsorption layer that functions as a barrier protecting the metal from the corrosion [2, 3]. Schiff base compounds are a condensation product of an amine and a ketone/aldehyde. Recent publications show increased attention to these compounds as corrosion inhibitors in typically acidic environments for various metals like steel, aluminum and copper [4, 5]. Some azométhines compounds (OCH_3, CH_3, H, Cl, Br and NO_2) containing nitrogen have been found to be good inhibitors for mild steel in acidic medium [2].

Theoretical chemistry has been used recently to explain the mechanism of corrosion inhibition, such as quantum chemical calculations [1, 5]. Quantum chemical calculations have been proved to be a very powerful tool for studying the mechanism [2, 3]. The objective of this work is to present a theoretical study on electronic and molecular structure of (SB_1) (Fig. 1) and to determine relationship between molecular structure of the compound and inhibition efficiency. The structural parameters, such as the frontier molecular orbital energy HOMO and LUMO, the charge distribution of the studied inhibitor, the absolute electronegativity (χ) values, and the fraction of electrons (ΔN) transfer from inhibitor to iron were calculated and correlated with inhibition efficiencies.

.

2. THEORY AND COMPUTATIONAL DETAILS

DFT (density functional theory) methods were used in this study. These methods have become very popular in recent years because they can reach exactitude similar to other methods in less time and less expensive from the computational point of view. In agreement with the DFT results, energy of the fundamental state of a polyelectronic system can be expressed through the total electronic density, and in fact, the use of electronic density instead of wave function for calculating the energy constitutes the fundamental base of DFT [6]. All the calculations were done by GAUSSIAN 03 W software [7], using the B3LYP functional [8, 9] and a 6-31G* basis set [9]. The B3LYP, a version of DFT method, uses Beche's three-parameter functional (B3) and includes a mixture of HF with DFT exchange terms associated with the gradient corrected correlation functional of Lee, Yang, and Parr (LYP) [8, 9].

3. RESULTS

Table 1 presents the calculated energy levels of the HOMO and LUMO for the azomethine compound (SB_1) (Fig. 1). The measured average inhibition efficiencies (%) of this compound were also listed in the table (these data were measured in 1 M HCl acid solution at 298 °K [2]). The relationship between corrosion inhibition efficiency and HOMO energy levels for the azomethine compound (SB_1). As clearly, the inhibition efficiency increased with the E_{HOMO}level rising. The inhibition efficiency reduced with the E_{LUMO} level increase.

Quantiques paramètres	SB_1
E_{HOMO} (eV)	-5,73
E_{LUMO} (eV)	-2,48
$\Delta E(E_{LUMO}- E_{HOMO})$(eV)	3,25
Inhibition efficiency [2] (%)	97,50

TABLE 1. Molecular property of SB_1 calculated with B3LYP/6-31G*

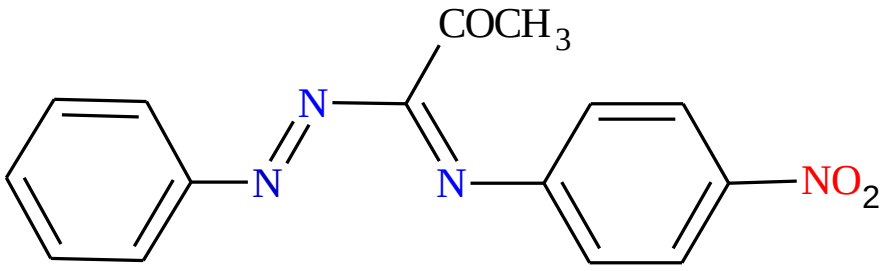


FIGURE 1. The chemical structure of the azomethine compound (SB_1)

The relationship between the inhibition efficiency and the energy gap (E_{LUMO}-E_{HOMO}) is negative. The frontier molecule orbital density distributions of the compound (SB_1) were presented in Fig. 2. As seen from the figure, the populations the HOMO focused around the carbon chain containing nitro (-NO_2). But the LUMO densities were mainly around the benzene cyclic. The Mulliken charge populations of the three azomethines were also calculated (Fig. 2). It can see that the area of carbon bone chain containing nitro (-NO_2), charged a large electron density and might form adsorption active centers.

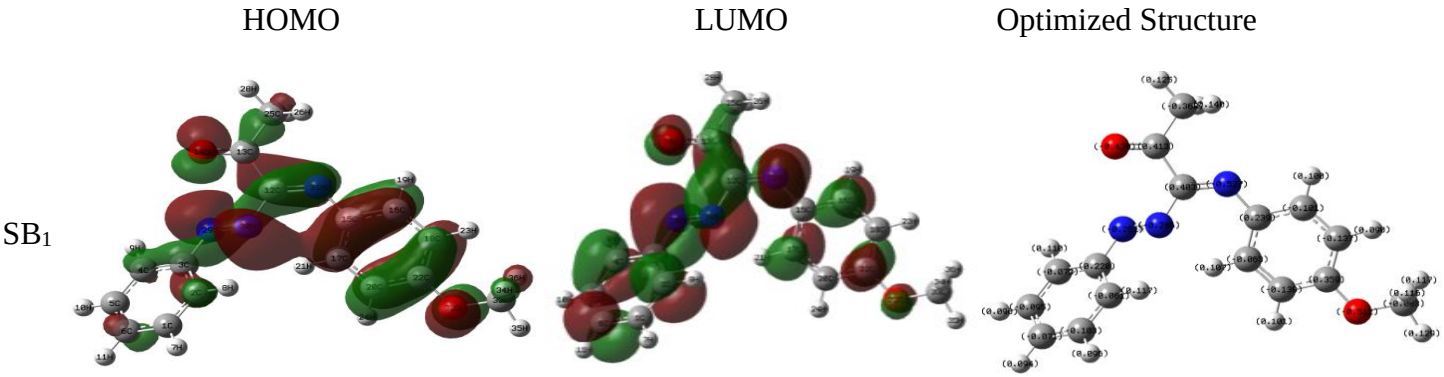


FIGURE2.The frontier molecule orbital density distributions of three compounds (SB_1): HOMO; LUMO and Optimized Structure.

4. Discussion (Correlation between MO energy level and inhibition efficiency)

Frontier orbital theory is useful in predicting adsorption centers of the inhibitor molecules responsible for the interaction with surface metal atoms [4, 7]. Terms involving the frontier MO could provide dominative contribution, because of the inverse dependence of stabilization energy on orbital energy difference [5]. Moreover, the gap between the HOMO and LUMO energy levels of the molecules was another important factor that should be considered. Reportedly, excellent corrosion inhibitors are usually those organic compounds who not only offer electrons to unoccupied orbital of the metal, but also accept free electrons from the metal [5, 8]. According to H.Hamani [2], when length of métoxy group -containing carbon increased, the corrosion inhibition efficiency increased significantly. The quantum chemistry calculation in this study revealed that as the length increases, the HOMO energy level boosted significantly while the energy gap dropped sharply. The linear correlation between MO energy level and the corrosion inhibition efficiency of the SB_1 proved that the higher the HOMO energy of the inhibitor, the greater the trend of offering electrons to unoccupied d orbital of the metal, and the higher the corrosion inhibition efficiency for iron in HCl acid solutions; in addition, the lower the LUMO energy, the easier the acceptance of electrons from metal surface, as the HOMO-LUMO energy gap decreased and the efficiency of inhibitor improved. The number of transferred electrons (ΔN) was also calculated depending on the quantum chemical method [10, 11].

$$\Delta N = \frac{\chi_{\mathrm{Fe}} - \chi_{\mathrm{inh}}}{2(\eta_{\mathrm{Fe}} + \eta_{\mathrm{inh}})}$$

Where $\chi_{\mathrm{Fe}}$and χ_{inh}denote the absolute electronegativity of iron and the inhibitor molecule, respectively; η_{Fe} and η_{inh} denote the absolute hardness of iron and the inhibitor molecule, respectively. These quantities are related to electron affinity (A) and ionization potential (I)

$$\chi = \frac{I + A}{2}$$

$$\eta = \frac{I - A}{2}$$

I and A are related in turn to E_{LUMO} and E_{HOMO}

$$I = -E_{\mathrm{HOMO}}$$

$$A = -E_{\mathrm{LUMO}}$$

Values of χ and η were calculated by using the values of I and A obtained from quantum chemical calculation. Using a theoretical χ value of 7 eV/mol and η value of 0 eV/mol for iron atom [10], ΔN, the fraction of electrons transferred from inhibitor to the iron molecule, was calculated. And the plot of inhibition efficiency vs. ΔN (Fig. 3) clearly shows that the inhibition efficiency increased with the ΔN increase. According to other reports [10, 11], values of ΔN showed inhibition effect resulted from electrons donation. Agreeing with Lukovits's study [11], if $\Delta N <$ 3.6, the inhibition efficiency increased with increasing electron-donating ability at the metal surface. In this study, the three SB_1, SB_2 and SB_3 were the donators of electrons, and the iron surface was the acceptor. The compounds were bound to the metal surface, and thus formed inhibition adsorption layer against corrosion. **SB_1** had the highest inhibition efficiency because it had the highest HOMO energy and ΔN values, and it had the greatest ability of offering electrons, and **SB_1** had the lowest inhibition efficiency, for vice versa.

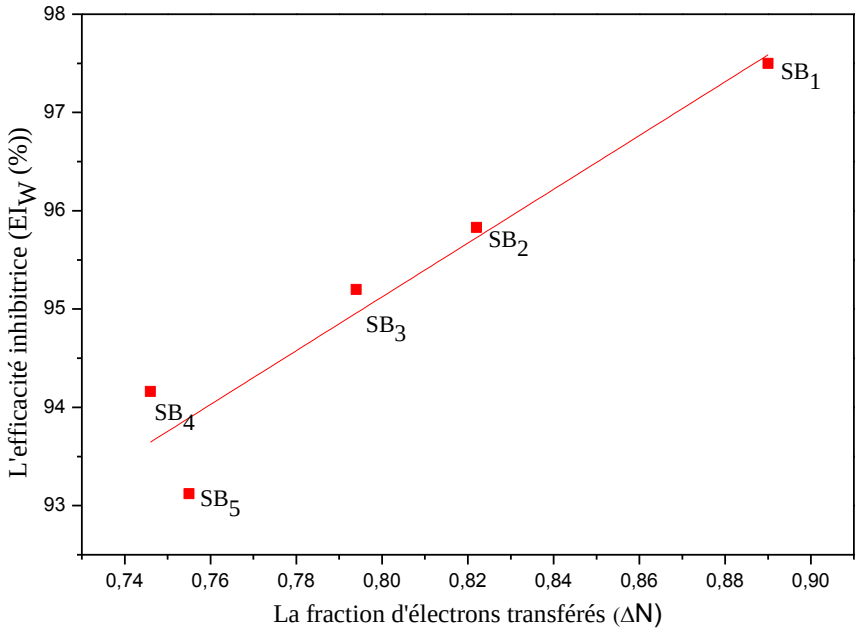


FIGURE3. Correlation of ΔN with percent inhibition efficiency of SB_1.

5. CONCLUSIONS

- The relationships between inhibition efficiency of iron in 1 M HCl and theE_{HOMO}, $E_{LUMO} - E_{HOMO}$ and ΔN of SB_1 were calculated by DFT method. The inhibition efficiency increased with the increase in $E_{HOMO}$and decrease in$E_{LUMO} - E_{HOMO}$. SB_1 had the highest inhibition efficiency because it had the highest HOMO energy and ΔN values, and it was most capable of offering electrons.
- The distribution of electronic density shows that the molecules of SB_1 had many negatively-charged active centers. The electron density was found to be positively correlated with length of nitro containing carbon, which was resulted in increasing in inhibition efficiency. The areas containing N atoms are most possible sites for bonding the metal iron surface by donating electrons to the metal.

REFERENCES

[1] D. Daoud, T.Douadi, H.Hamani, M.Al-Noaimi, Corros. Sci, 94 ,21-37,2015.

[2] H. Hamani, T. Douadi, M. Al-Noaimi, D.Daoud, Corros. Sci , 88, 234–245, 2014.

[3] D. Daoud, T. Douadi, S. Issaadi, S. Chafaa, Corros. Sci, 79, 50–58, 2014.

[4] S. Issaadi, T. Douadi, A. Zouaoui, S. Chafaa, M.A. Khan, G. Bouet, Corros. Sci, 53,1484–1488,2011.

[5] S. Issaadi, T. Douadi, S. Chafaa, Appl. Surf. Sci. 316, 582–589, 2014.

[6] C. O ¨g˘retir, G. Bereket, J. Mol. Struct. (THEOCHEM) 488, 223–231, 1999.

[7] M.J. Frisch, G.W. Trucks, H.B. Schlegel, G.E. Scuseria, M.A. Robb, J.R. Cheeseman, J.A. Montgomery Jr., T. Vreven, K.N. Kudin, J.C. Burant, J.M. Millam, S.S. Iyengar, J. Tomasi, V. Barone, B. Mennucci, M. Cossi, G. Scalmani, N. Rega, G.A. Petersson, H. Nakatsuji, M. Hada, M. Ehara, K. Toyota, R. Fukuda, J. Hasegawa, M. Ishida, T. Nakajima, Y. Honda, O. Kitao, H. Nakai, M. Klene, X. Li, J.E. Knox, H.P. Hratchian, J.B. Cross, C. Adamo, J. Jaramillo, R. Gomperts, R.E. Stratmann, O. Yazyev, A.J. Austin, R. Cammi, C.Pomelli, J.W. Ochterski, P.Y. Ayala, K. Morokuma, G.A. Voth, P. Salvador, J.J. Dannenberg, V.G. Zakrzewski, S. Dapprich, A.D. Daniels, M.C. Strain, O. Farkas, D.K. Malick, A.D. Rabuck, K. Raghavachari, J.B. Foresman, J.V. Ortiz, Q. Cui, A.G. Baboul, S. Clifford, J. Cioslowski, B.B. Stefanov, G. Liu, A. Liashenko, P. Piskorz, I. Komaromi, R.L. Martin, D.J. Fox, T. Keith, M.A. AlLaham, C.Y. Peng, A. Nanayakkara, M. Challacombe, P.M.W. Gill, B. Johnson, W. Chen, M.W. Wong, C. Gonzalez, J.A. Pople, Gaussian 03, Revision C.02, Gaussian Inc., Pittsburgh, PA, 2003.

[8] S.G. Zhang, W. Lei, M.Z. Xia, F.Y. Wang, J. Mol. Struct. (THEOCHEM) 732, 175–182, 2005

[9] M. Lashgari, M.R. Arshadi, Gh.A. Parsafar, Corros. Sci, 61,778–783, 2005.

[10] V.S. Sastri, J.R. Perumareddi, Corros. Sci, 53, 617–622, 1997.

[11] I. Lukovits, E. Ka ´lma ´n, F. Zucchi, Corros. Sci, 57,3–8, 2001

PREPARATION ET CARACTERISATION D'UN CHARBON ACTIF A BASE D'UN DECHET AGRICOLE.

A. NAIT-MERZOUG[1,2,*], A. BENJABALLAH[2], O. GUELLATI[2, 3].

[1] Laboratoire des Science et Techniques de l'eau et d'environnement, Université Mohamed Cherif Messadia de Souk Ahras, BP1553, 41000-Souk-Ahras, ALGERIA. E-mail : abenlala@yahoo.fr
[2] Université Mohamed Cherif Messadia de Souk Ahras, Fac. Sci, BP. 1553, 41000-Souk-Ahras, ALGERIA. E-mail : assia_bendjaballah@yahoo.com
[3] Laboratoire d'Etude et de Recherche des Etats Condensés (LEREC), Département de Physique, Université Badji-Mokhtar de Annaba, BP. 12, 23000 Annaba, ALGERIA.
E-mail : iness_guellati@yahoo.fr

RÉSUMÉ

L'objectif de cette étude est la valorisation d'un résidu naturel et son application dans l'élimination par adsorption d'un colorant anionique connu pour sa toxicité qui est le Rouge Congo (RC) contenus dans l'eau. Ce déchet naturel expérimenté est les grignons d'olives collectés dans la région de Bouchegouf (wilaya de Guelma).Ces résidus sont très abondants et bon marché et peuvent concurrencer les matériaux classiques : charbon, silica gel, alumine etc. La caractérisation du matériau après traitement physico-chimique a montré la possibilité de sa valorisation. La technique de la fluorescence X(RFX) a montrée qu'il est très riche en carbone et en oxygène. Alors que la spectroscopie IR a prouvée qu'il est bien fonctionnalisé. Les essais d'adsorption, ont montré que dans des conditions appropriées le taux de réduction est supérieur à 95%. Les résultats ont également montré que le pH et un paramètre très important lors du traitement des solutions colorées.

Mots clés : *Adsorption, grignon d'olive, charbon actif, Rouge Congo, colorants anioniques*

1. INTRODUCTION

Depuis le début de l'humanité, les colorants ont été appliqués dans pratiquement toutes les sphères de notre vie quotidienne pour la peinture et la teinture du papier, de la peau et des vêtements, etc. Ces colorants peuvent contenir des groupements fonctionnels, naturels ou bien provenant de réactions chimiques ou de synthèse. Ces derniers présentent de nombreuses applications dans différents domaines comme par exemples la teinture et impression sur fibre et tissus de tous genres, les colorations des denrées alimentaires, les colorants pour les emplois médicinaux et cosmétiques [1]. Pour leurs majorité, ces colorants sont des composés difficilement biodégradables, ils sont reconnus, toxiques ou nocifs pour l'homme et les animaux [2].

Actuellement la préoccupation première, est celle des rejets aqueux de colorants textiles qui sont des sources dramatiques de pollution, d'eutrophisation et de perturbation non esthétique dans la vie aquatique et par conséquent présente un danger potentiel de bioaccumulation qui peut affecter l'homme par transport à travers la chaîne alimentaire [3].

Il existe plusieurs techniques de traitement de cette pollution tel que l'adsorption sur charbon actif qui est un processus efficace mais onéreux et qui produit une pollution retardée qui constitue elle-même une menace environnementale. Les déchets agricoles pourraient être de ce fait des matériaux alternatifs à la fois économiques et moins polluants [4-7].

FIGURE 1**.** Grignon d'olive dans l'huilerie

FIGURE 2 **.** Grignon d'olive épuisé

Au cours de cette étude on a utilisés des grignons d'olives qui sont des déchets naturels, d'origine agricole collectées au niveau de la région de BOUCHEGOUF, willaya de Guelma durant la période oléicole 2014-2015, l'échantillon prélevé est constituée de pulpes et fragments de noyaux. Il a été conditionné dans des sacs en plastique.

2. MATERIELS ET METHODES

Préparation du charbon actif:

Pour la préparation du charbon actif nous avons retenus un traitement physico-chimique en se basant des données bibliographiques [8].

Pour commencer ces grignons sont lavés plusieurs fois à l'eau courante afin d'éliminer les impuretés et les poussières adhérentes, ainsi que les substances hydrosolubles jusqu'à l'obtention d'une eau de lavage assez transparente, puis rincés à l'eau distillée et après mis en contact avec de l'hexane pendant 48heures, pour éliminer les huiles résiduelles, enfin lavés avec de l'eau distillée plusieurs fois jusqu'à pH neutre et séchés à l'étuve à 105°C durant 24heures. Ensuite, Les grignons d'olives sont calcinés à 600°C dans un four à moufle (NABERTHERM, 30C°-3000 C°) pendant 45 minutes. Le charbon subit ensuite une activation chimique et se selon les étapes suivantes :

- Le charbon est imprégné dans une solution d'acide nitrique (HNO_3) 5N avec un rapport massique de 1/1. Cette partie a été effectuée à froid durant 24heur. La solution subit après une attaque à chaud à 105 C° durant trois heures sous reflux.

Après le refroidissement de la solution, cette dernière est filtrée par une simple filtration, le charbon ainsi activé est lavé plusieurs fois à l'eau distillée afin d'éliminer l'agent activant, jusqu'à pH neutre. Ensuite le matériau est séché à l'étuve à 105 C° jusqu'à poids constant. Enfin le charbon activé est broyé et tamisé, la fraction inférieure à 63 µm est retenue durant notre travail.

3. RESULTATS

Caractérisation du charbon préparé à base de grignons d'olive :

La connaissance des propriétés physico-chimiques et structurelles d'un matériau quel qu'il soit, est nécessaire pour contribuer à la compréhension de beaucoup de phénomènes comme l'adsorption, désorption ou autres. Nous représentons quelques caractéristiques les plus importantes, puis nous exposerons également les résultats obtenus lors de l'élimination des colorants cités au paravent par adsorption sur le charbon actif à base de grignons d'olive.

En adsorption, plusieurs paramètres gouvernent la cinétique de rétention. Dans cette vision, nous avons examiné l'influence de quelques paramètres sur la rétention des colorants par le support utilisé qui est le charbon actif à base de grignons d'olive.

Analyse physico-chimique du charbon actif:

Détermination de taux d'humidité, taux de cendre, pH et densité apparente de l'adsorbant:

Paramètres	Charbon actif
Taux d'humidité H%	8
Taux de cendre (%)	2.17
pH	6.40
Densité apparente (g/cm^3)	0.719

TABLEAU 1. Taux d'humidité, de cendre, pH et densité apparente du charbon actif.

Analyse spectrale:

Analyse par fluorescence X (RFX) :

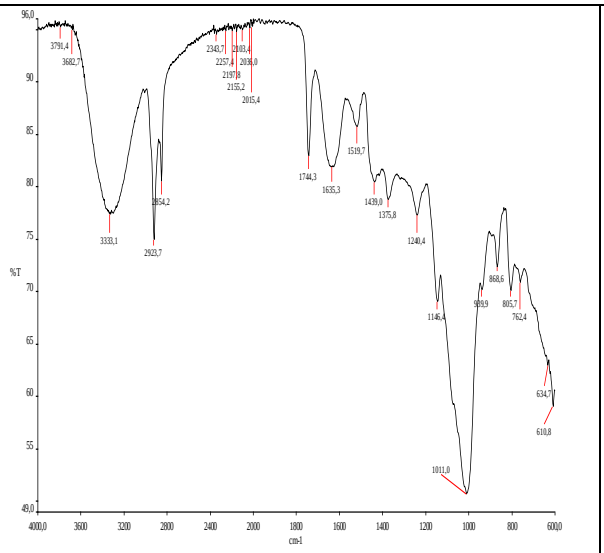
Les résultats obtenus par RFX montrent que notre adsorbant contient deux éléments majeurs à savoir : le carbone et l'oxygène, suivit par l'aluminium et ensuite la silice. Cependant, les autres éléments sont à l'état de trace les pourcentages de ces éléments sont illustrés dans le tableau II.

Eléments	**Pourcentage (%)**
C	64,8
O	31,1
Al	2,399
Si	0,143
P	/
Cl	0.186
Ca	0,192
Fe	0,081

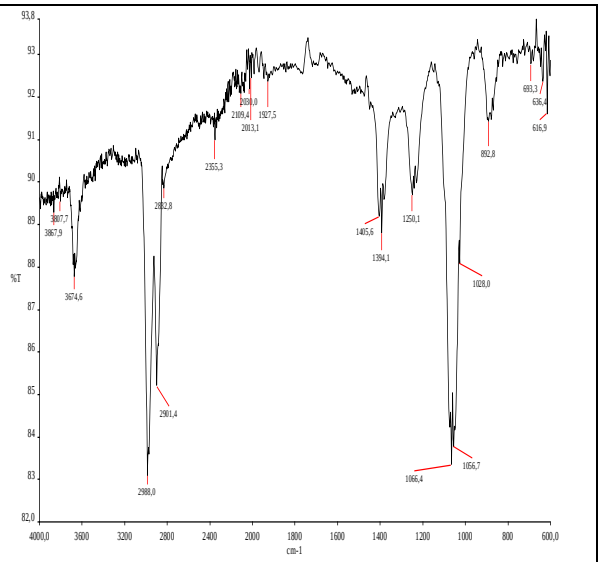
TABLEAU 2. Résultats de l'analyse par fluorescence X de l'adsorbant.

Résultats de la spectroscopie infrarouge (IR) :

Les spectres d'analyse par IR obtenus sur les différents adsorbants montrent la présence de différentes bandes de vibrations correspondant aux groupements hydroxyles O-H, C-N, C=O, C-H, -COOH, N-H…



(a) : Spectre IR des grignons d'olives brutes



(b) : Spectre IR du charbon activé

FIGURE 3. Spectre IR des grignons d'olive

Résultats de dosage du colorant étudié par spectrophotométrie ultra-violet UV :

L'analyse du colorant étudié à savoir : le Rouge Congo (RC) a été réalisée par spectrophotométrie dans le visible. **Le tableau 3** indique la longueur d'onde maximum (λ_{max}) pour ce colorant. A cette longueur d'onde nous avons mesuré l'absorbance de différentes concentrations de RC à la même température (25C°) où nous avons obtenu une bonne corrélation.

Adsorbats	**Rouge Congo**
λ max (nm)	**500**

TABLEAU 3. Valeurs de λmax des adsorbats.

La courbe d'étalonnage établis à partir de solutions diluées du colorant sur la base de la longueur d'onde indiquée, montre une bonne linéarité et la possibilité d'analyser ce colorant par cette méthode. La loi de Beer-Lambert, est respectée ainsi.

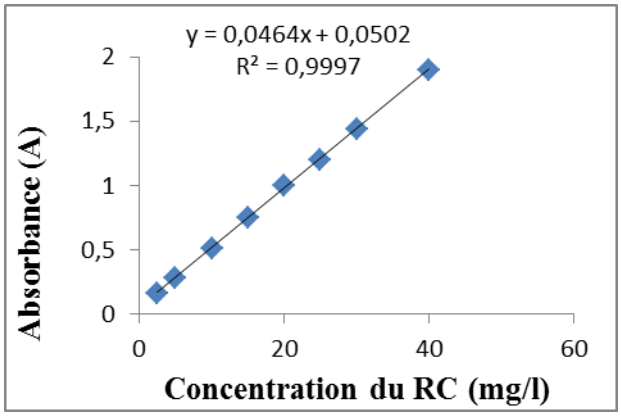


FIGURE 4. Courbe d'étalonnage du Rouge Congo.

L'étude de la cinétique de l'élimination du Rouge Congo par adsorption sur le charbon actif à base de grignon a été menée en batch en isotherme à T= 25°C. Notre adsorbant montre une efficacité importante. L'étude de la cinétique a révélée qu'environ 60 min d'agitation sont suffisantes pour atteindre l'équilibre.

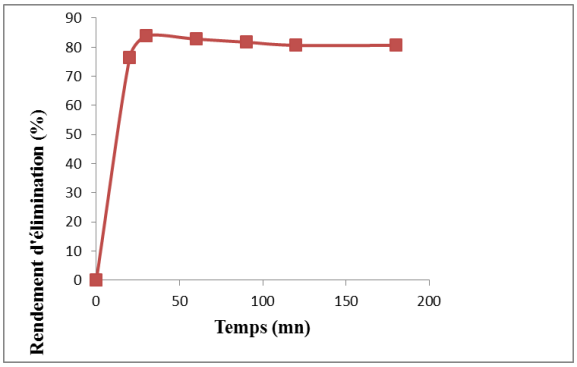


FIGURE 5. Cinétique d'adsorption du RC sur le charbon actif à base de grignon.

Effet du pH sur le rendement de la rétention
Nous constatons d'après la figure 6 que le rendement d'élimination est au maximum pour un pH = 2 et que le rendement est plus élevé quand le pH diminue (plus acide).

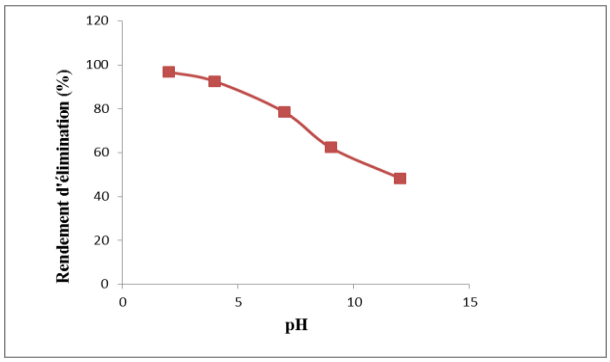


FIGURE 6. Influence du pH sur le taux d'élimination du RC sur le charbon actif à base de grignon.

Effet de la concentration initiale sur le phénomène d'adsorption

D'après les résultats de la figure7, on constate que le rendement croit avec l'augmentation des concentrations initiales du colorant et qu'il n'y a pas de palier dans la gamme des concentrations étudiées. Ceci signifie que le taux de saturation n'est pas atteint et que notre adsorbant pourrait adsorber des quantités de colorant plus importantes.

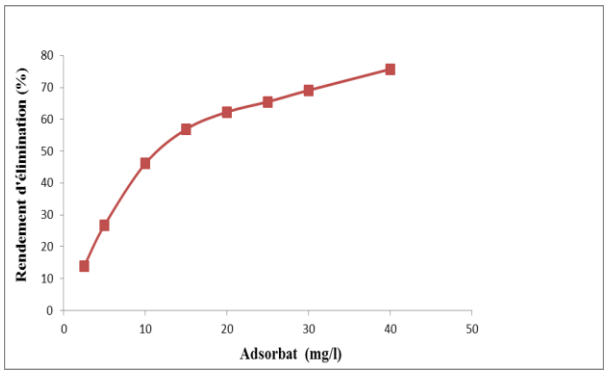


FIGURE 7. Influence de la concentration initiale en adsorbat sur le taux d'élimination.

4. CONCLUSIONS

L'ensemble des conclusions qu'on a pu tirer sont :

- L'activation chimique du charbon issus des grignons d'olives est très efficace ;
- L'adsorption est nettement influencée par la présence des sites actifs sans le matériau adsorbant ;
- Le rendement de la rétention du colorant est également influencé par le potentiel hydrogène, la quantité d'adsorbant et éventuellement les concentrations initiales en adsorbat ;

Donc, on peut conclure que notre nouveau matériau est un vrai concurrent pour le charbon actif commercial et que le mode d'activation est très efficace.

Références bibliographiques

[1] A. Benaissa., Étude de la faisabilité d'élimination de certains colorants textiles par certains matériaux déchets d'origine naturelle. Thèse Université Abou Bakr Balkaid, Tlemcen ,Algérie, 15-36. 2012.

[2] N F. Cardoso., R B. Pinto., E C. Lima., T Calvete., C V, Amavisca. and al, Removal of remazol black B textile dye from aqueous solution by adsorption. Desalination 269, 92-103. 2011.

[3] A K Chowdhury., A D. Sarkar., A. Bandyopadhyay., Rice husk ash as a low cost adsorbent for the removal of methylene blue and congo red in aqueous phases, Clean, 37, 581–591. 2009.

[4] D. Mohan., C U. Pittman., P H. Steele., Journal Colloid interface Sci, Vol 297, p489-504. 2006

[5] Vieira, R.H.S.F., Volesky, B, Biosorption: a solution to pollution? , Int. Microbiol. 3, 17–24, 2000

[6] Nouri, L., Hamdaoui, O., Ultrasonication-Assisted Sorption of Cadmium from Aqueous Phase by Wheat Bran, J. Phys. Chem. A 111, 8456–8463, 2007

[7] G. Zengin, H. Ozgunay, E. M. Ayan, M. M. Mutlu, The adsorption of tartrazine, congo red and methyl orange on chitosan beads Polish J. Environ. Stud. **21**, 9, 2012

ETUDE TECHNICO-ECONOMIQUE DES ECHANGEURS DE CHALEUR A TRIPLE TUBE CONCENTRIQUE

Touatit ACHOUR[1], Chérif BOUGRIOU[2]

[1]Laboratoire d'étude des systèmes Energétiques Industriels, Département de Mécanique, Faculté de Technologie, Université Hadj Lakhdar Batna, Algeria, touatitach@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Un modèle numérique est utilisé pour la détermination des températures des trois fluides, ainsi que les différents coefficients d'échange de chaleur, la puissance consommée et les pertes de charge dans un échangeur de chaleur à triple tube concentrique fonctionnant en régime permanent en arrangement Contre-courant et Co-courant. On a donné une méthode technico-économique pour l'optimisation des échangeurs de chaleur à triple tube concentrique en déterminant le diamètre optimal correspondant au coût total minimal.

Mots Clés: *Echangeur de chaleur, Triple tube concentrique, Diamètre optimal.*

NOMENCLATURE

Symboles :

Ce Coût de l'énergie, DA
Ci Coût d'investissement, DA
Cp Chaleur massique, J/kg. K
d Diamètre, m
E Efficacité
h Coefficient d'échange par convection,W/m^2.K
K Coefficient d'échange global ,W/m^2.K
NUT Nombre d'unité de transfert
P Puissance, W
R Résistance thermique de la paroi, m^2.K/W
Re Nombre de Reynolds
T Température,°C
Z Rapport des capacités calorifiques

Lettres grecques :

ΔP Perte de charge, Pa
ρ masse volumique, kgm^{-3}
μ viscosité dynamique, kg /m.s
λ conductivité thermique, W·m^{-1}·K^{-1}
Φ flux de chaleur, W
η Rendement, %

Indices / Exposants :

e entrée
i interne
s sortie
1.2.3 fluide,paroi,tube
I.II echangeur

1. INTRODUCTION

En raison de la large utilisation des échangeurs de chaleur dans les processus industriels, la minimisation de leur coût est très importante pour les concepteurs et les utilisateurs. Mais les informations disponibles sur l'échangeur de chaleur à triple tube concentrique sont moins. De la littérature disponible, des contributions majeures de chercheurs sont les suivants. Carlos A. Zuritz [1] a développé des équations analytiques pour les températures des fluides et a étudie le cas des échangeurs de chaleur à triple tube concentrique à contre-courant. Ünal [2-4] a obtenu des expressions analytiques complètes pour la variation des températures des écoulements des trois fluides le long de l'échangeur de chaleur, basées sur un modèle physique simplifie. A présenté plusieurs cas étudiés pour un arrangement à contre-courant et il a démontré que la performance et la taille de l'échangeur de

chaleur à triple tube concentrique dépendent fortement des rayons des trois tubes concentriques. A dérivé des expressions analytiques pour le calcul de l'efficacité des échangeurs de chaleur à triple tube concentrique pour les deux arrangements à Co-courant et à contre-courant basées sur les expressions de distribution de température obtenue précédemment. O. Garcia-Valladares [6] a développé un code numérique pour simuler, en régime permanent et transitoire (instationnaire) le comportement thermique et dynamique des fluides dans un échangeur de chaleur à triple tube concentrique. Ediz Batmaz .K. P. Sandeep [7-8] ont développé un nouveau procédé pour calculer les coefficients globaux et les profils de température, et ils ont comparé l'efficacité de l'échangeur de chaleur à triple (TTHE) à celle de l'échangeur de chaleur à double tube (DTHE).Antonio C. Caputo et al [9] ont utilisé une nouvelle procédure pour la conception optimale de l'échangeur de chaleur à tube et calandre, et ont proposé, un algorithme génétique pour minimiser le coût total de l'équipement, y compris les investissements de capitaux et les frais annuels dépensés pour le pompage. Ils ont obtenus des réductions importantes de coûts (gain de plus de 50%).Dans cette étude, on propose une méthode pour la conception optimale des échangeurs de chaleur à triple tube concentrique, à l'aide d'un programme informatique écrit en fortran (TTC) à fin de réduire au minimum le coût de l'appareil qui est la somme du cout d'investissement (réalisation de l'appareil) et le cout de fonctionnement (dépenses énergétiques annuelles de pompage et de maintenance).

2. MODELE MATHEMATIQUE

La méthode de calcul utilisée de l'échangeur de chaleur est celle de Nombre d'Unité de Transfert (NUT). Cette méthode repose sur la définition du flux thermique maximum transférable d'une part et de l'efficacité de l'échangeur de chaleur d'autre part. Pour simplifier les choses, on se place dans le cas d'un échangeur de chaleur de longueur L composé de trois tubes concentriques. Le fluide froid circule dans le tube intérieur et le tube annulaire extérieur et le fluide chaud circule dans le tube annulaire intérieur ou vice-versa. Pour la formulation mathématique de notre problème étudié, on fait les hypothèses suivantes : 1-Régime de fonctionnement stationnaire,2-Etude unidimensionnelle,3-Fluides monophasiques,4-Propriétés thermophysiques des fluides dépendent de la température,5-Pertes thermiques supposées nulles (paroi extérieure de l'échangeur isolée thermiquement),6-Sections de passage constantes,7-Conduction thermique dans le fluide négligeable.

Les principales températures nécessaires pour le dimensionnement d'un échangeur de chaleur à triple tube concentrique sont schématisées sur la figure (1).

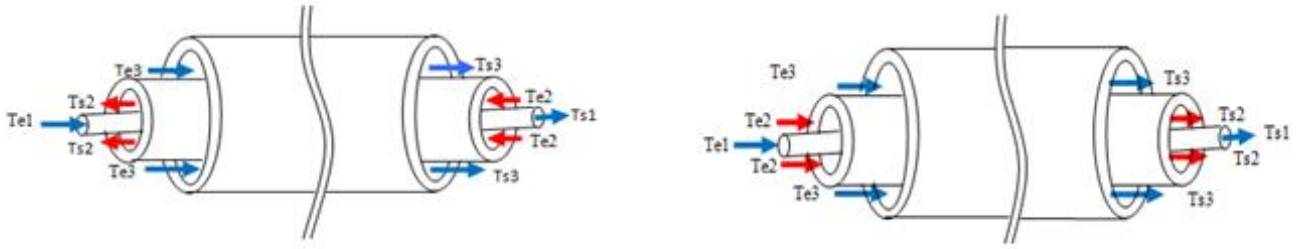


Figure 1.Echangeur à triple tube concentrique à (Contre-courant et Co-courant).

Les flux thermiques maximums transférables par un échangeur de chaleur à triple tube concentrique sont atteints pour un échangeur de chaleur infiniment long. Dans une telle configuration, l'un des fluides subit l'élévation ou l'abaissement de température la plus élevée [10].

$$\Phi I,max=\min (m1Cp1, m2Cp2)\ \Delta TI,max \quad (1), \qquad \Phi II,max= \min(m3Cp3, m2Cp2)\ \Delta TII,max \quad (2)$$

L'efficacité de l'échangeur de chaleur est un nombre adimensionnel inférieur ou égal à l'unité ($0 \leq E \leq 1$).

EI= max(ΔT1,ΔT2)/ΔTI,max (3), EII = max(ΔT2,ΔT3)/ΔTII,max (4)

Suivant le cas du fluide qui commande le transfert, les expressions des rapports des capacités calorifiques sont données par :

ZI = min(C1,C2)/max(C1,C2) (5), ZI= min(ΔT1,ΔT2)/max(ΔT1,ΔT2) (6)

ZII = min(C2,C3)/max(C2,C3) (7), ZII = min(ΔT2,ΔT3)/max(ΔT2,ΔT3) (8)

Le nombre d'unité de transfert est un nombre adimensionnel. Il représente le rapport entre la conductance thermique et la capacité calorifique minimale du fluide :

NUTI= (KI S1)/min(C1,C2) (9), NUTII = (KII S2)/min(C3,C2) (10)

Pour notre étude, on a deux coefficients d'échange de chaleur globaux, le premier concerne les deux fluides dans le tube intérieur et l'annulaire intérieur et le second correspond aux deux fluides dans les passages annulaires (intermédiaire et extérieur), leurs expressions sont données respectivement par les expressions suivantes [3]:

$$\frac{1}{K_I} = \left(\frac{1}{h_1} + R_{i,f,1}\right)\frac{d_{e1}}{d_{i1}} + R_{p1}\frac{d_{e1}}{d_{i1}} + R_{e,f,1} + \frac{1}{h_{21}} \quad (11)$$

$$\frac{1}{K_{II}} = \left(\frac{1}{h_{23}} + R_{i,f,2}\right)\frac{d_{e2}}{d_{i2}} + R_{p2}\frac{d_{e2}}{d_{i2}} + R_{e,f,2} + \frac{1}{h_3} \quad (12)$$

Les pertes de charges totales dans notre échangeur de chaleur sont obtenues en additionnant toutes les pertes de charges (entrée, sortie et par frottement), donc on obtient l'expression suivante [9]:

$$\Delta P_T = \Delta P_f + \Delta P_e \quad (12)$$

$$\Delta P_T = \Omega \frac{L}{2 d_h}\frac{m^2}{\rho\, S_P^2}\left(\frac{\mu_p}{\mu}\right)^{0.14} + \frac{3\, m^2}{4\, \rho\, S_p^2} \quad (14)$$

La puissance électrique P consommée par les pompes en (W) est donnée par [9]:

$$P = \frac{1}{\eta}\left(\frac{m_1}{\rho_1}\Delta P_1 + \frac{m_2}{\rho_2}\Delta P_2 + \frac{m_3}{\rho_3}\Delta P_3\right) \quad (15)$$

L'objectif de cet article est l'estimation et la comparaison des coûts totaux des échangeurs de chaleur à triple tube concentrique C_tot et ce la pour la même charge thermique mais pour des échangeurs ayant des diamètres du tube intermédiaire et central différents. Le coût total de l'échangeur de chaleur est donné par [9]:

$$C_{tot} = C_i + C_e \quad (16)$$

3. RESULTATS

Les résultats obtenus à l'aide de notre code de simulation des échangeurs de chaleur à triple tube concentrique (TTC) développé au Laboratoire d'Etudes des Système Energétiques Industriels sont donnés ci-dessous sous forme de graphes. Ceci nous permet de mieux distinguer les effets des différents paramètres géométriques et hydrauliques sur les performances et les coûts des échangeurs de chaleur à triple tube concentrique et cela suivant les différents débits des fluides et des diamètres des tubes de l'échangeur de chaleur.

On a pris les caractéristiques physiques des fluides constantes pour étudier les effets des grandeurs cités ci-dessous sur les performances et les coûts des échangeurs de chaleur à triple tube concentrique en comparant nos résultats avec ceux d'Unal [3].

L'effet du rayon de tube intermédiaire est représenté sur les Figures (2-10). La géométrie étudiée correspond aux grandeurs suivantes : ri1=0.010 m, épaisseur re1- ri1=0.001m, ri2= (0.020-0.065) m, épaisseur re2- ri2=0.002m, pas=0.005m, ri3=0.080m, L=30 m, m2=3000 kg/h, m1+m3=10000 kg/h et m1= m3, Te2=80°C et Te1=Te3=15°C.

L'effet du rayon des tubes interne et intermédiaire est représenté sur les Figures (11-14). Lagéométrie étudiée correspond aux grandeurs suivantes : ri1=(0.010-0.065) m, épisseur re1- ri1=0.001 m, pas =0.005 m, ri2=

(0.030,0.040,0.050,0.060 et 0.070) m, l'épaisseur re2- ri2=0.002 m, ri3=0.080 m, L=30 m, Te2=80 °C, Te1=Te3=15°C, m2=3000 kg/h, m1+m3 = 10000 kg/h et m1= m3.
L'effet du débit du fluide passant dans le tube intermédiaire est représenté sur la Figure(15). Lagéométrie étudiée correspond aux grandeurs suivantes : ri1= (0.01-0.055) m, épaisseur re1-ri1=0.001 m, pas=0.005 m, ri2= 0.06m, épaisseur re2- ri2=0.002 m, ri3=0.08 m, L=30 m, m1+m3 =10000 kg/h et m1= m3, Te2=80 °C et Te1=Te3=15°C. Le tableau 1 contient les propriétés thermophysiques des fluides utilisés.

	EAU	PROPYLENE GLYCOL
Cp (J/kg. K)	4186	4000
ρ (kg/m3)	998	1020
λ (W/m.K)	0.6	0.5
μ (kg /m.s)	0.0011	0.0014

TABLEAU 1. Propriétés thermophysiques des fluides utilisés

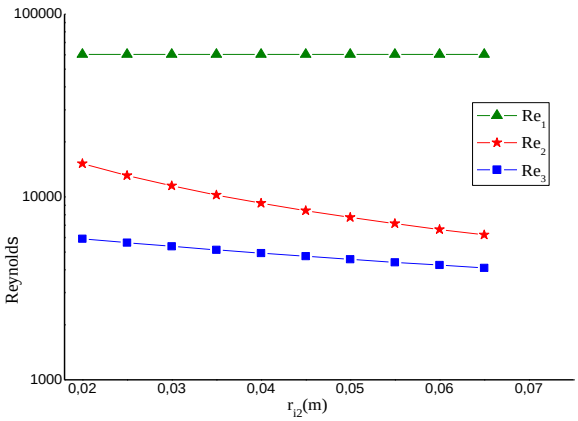


FIGURE 2.Variation du nombre de Reynolds

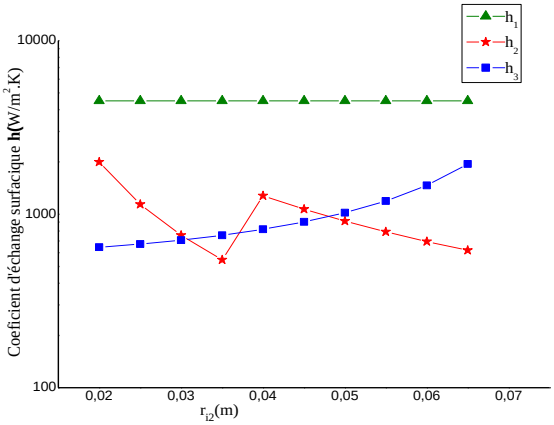


FIGURE 3. Variation de coefficient d'échange convectif

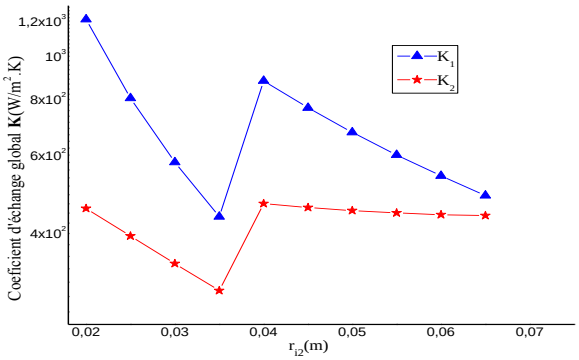


FIGURE 4.Variation de coefficient d'échange global

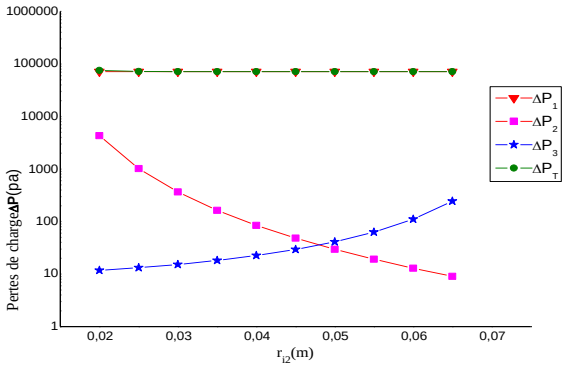


FIGURE 5. Variation des pertes de charge

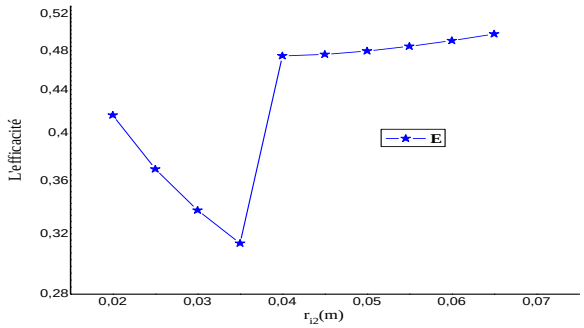


FIGURE 6.Variation de l'efficacité

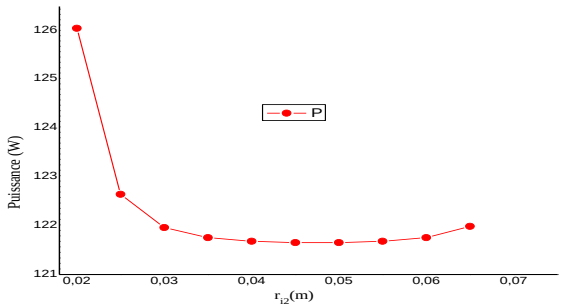


FIGURE7.Variation de la puissance thermique

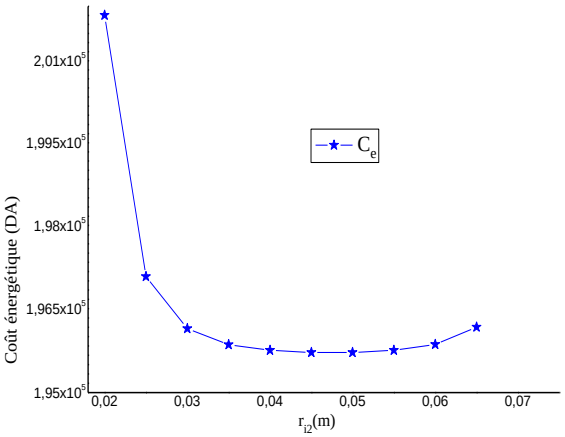


FIGURE 8.Variation du coût énergétique

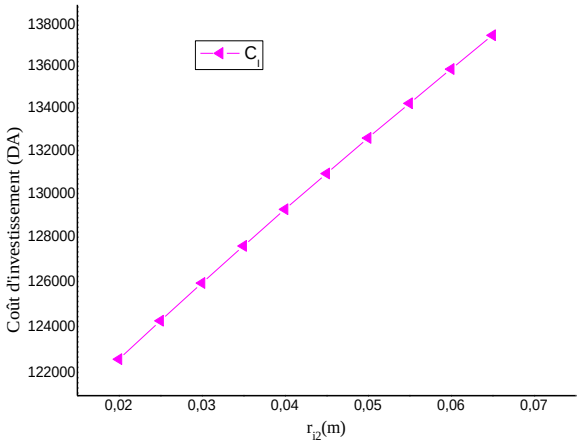


FIGURE 9.Variation du coût d'investissement

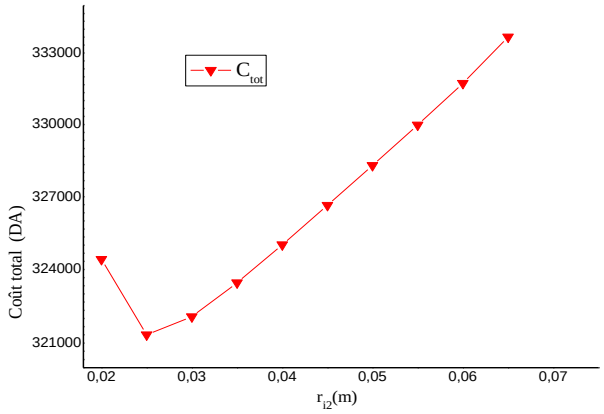


FIGURE 10.Variation du coût total

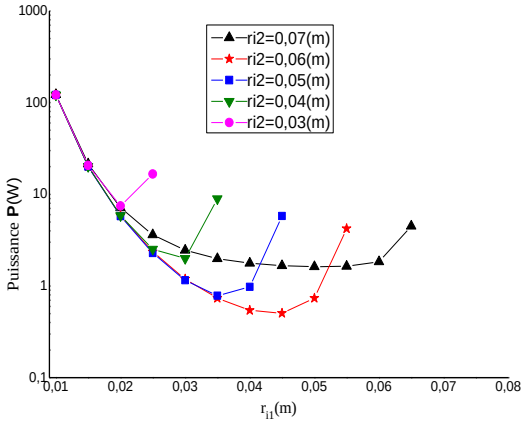


FIGURE 11. Variation de la puissance

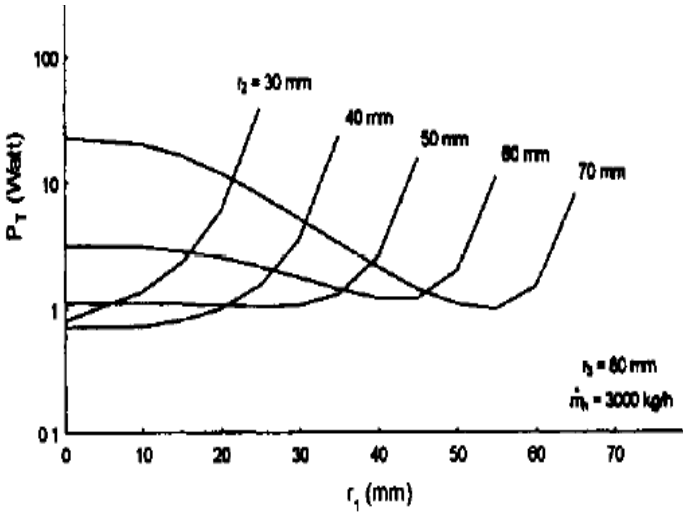


FIGURE 12.Variation de la puissance [3]

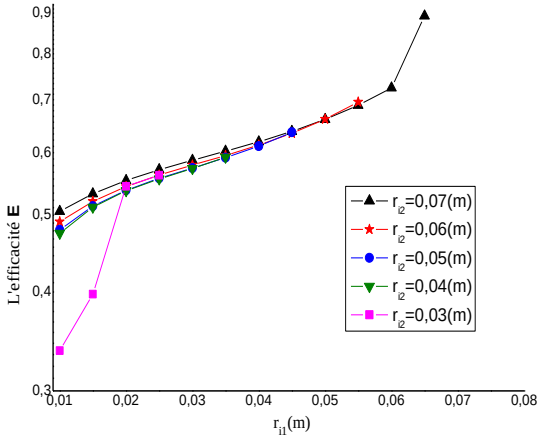


FIGURE 13.Variation de l'efficacité

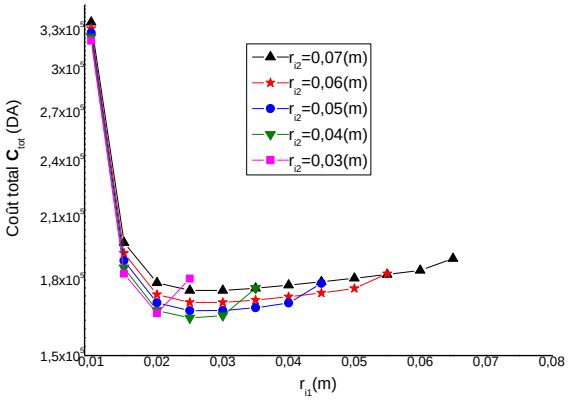


FIGURE 14.Variation du coût total

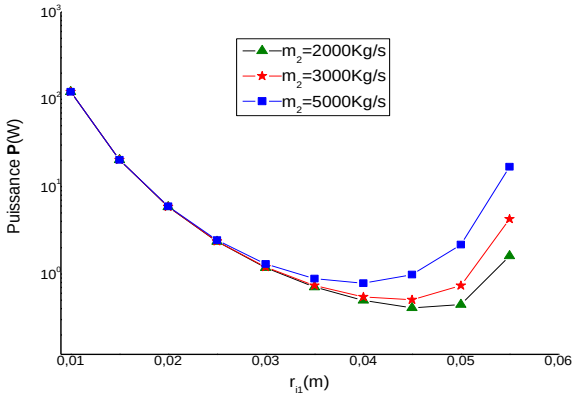


FIGURE 15. Variation de la puissance

3.1. INTERPRÉTATIONS ET DISCUSSIONS DES RÉSULTATS

La figure (2) indique que le nombre adimensionnel de Reynolds varie selon la variation de la vitesse et du diamètre hydraulique. En augmentant le rayon du tube intermédiaire ri2 le nombre de Reynolds Re2 diminue et Reynolds Re1 reste constant. Normalement le nombre de Reynolds Re3 augmente plutôt que diminue à mesure que la vitesse V3 augmente ceci est dû à la diminution du diamètre hydraulique dh. D'après les figures (3,4), on constate que le coefficient d'échange de chaleur par convection h diminue si le diamètre hydraulique augmente et vis versa. Mais, le coefficient d'échange global K varie proportionnellement suivant le coefficient d'échange de chaleur par convection h le plus faible de deux fluides. Avec l'augmentation du rayon intermédiaire r i2 le coefficient de transfert thermique par convection h1 reste constant, la diminution du coefficient h2 à ri2 = 40 millimètres, il y a un saut de ce coefficient, dû au changement de régime d'écoulement, et le coefficient h3 augmente proportionnellement avec le rayon intermédiaire ri2. Des figures (7,8,10), on remarque que la puissance dépensée dans l'échangeur de chaleur et les coûts énergétiques diminuent avec le rayon du tube intermédiaire jusqu'à une valeur minimale pour ri2 égal à 0.045m puis augmentent de nouveau avec le rayon ri2 du tube intermédiaire, le coût total (fonctionnement et investissement) de l'échangeur de chaleur a une valeur minimale pour le rayon du tube intermédiaire ri2 égal à 0.025m, cela est dû à l'effet des coûts d'investissements. Le coût d'investissement augmente proportionnellement avec l'augmentation du rayon du tube intermédiaire, figure (9).La perte de charge de fluide (F3) reste presque quasi-constante, parce que la vitesse du fluide (F3) ne change pas (diamètre hydraulique dh3=constant), par contre les pertes de charge des fluides (F1) et (F2) varient beaucoup avec la variation des vitesses d'écoulement et des diamètres hydrauliques dh1 et dh2.On constate de la

figure (15) que la puissance dépensée pour le pompage d'un fluide augmente avec l'augmentation du débit car cela fait augmenter la vitesse d'écoulement du fluide. De l'examen de ces résultats et des résultats de la littérature, on peut dire que l'échangeur de chaleur est optimal pour les petits rayons du tube intérieur ri1. Pour la puissance le rayon optimal ri1 a plusieurs valeurs, par contre pour le coût total optimal, on n'a qu'un seul rayon ri1 constant.

4. CONCLUSIONS

Le calcul technico-économique est nécessaire pour la conception des échangeurs de chaleur à triple tube concentrique. Le programme informatique développé en langage Fortran, nous a permet d'obtenir le diamètre optimal correspondant au coût total minimal de l'échangeur (couts de réalisation et de pompage pour vaincre les pertes de charge) pour la même puissance thermique transférée. L'efficacité de l'échangeur de chaleur augmente proportionnellement avec le rayon du tube central. Le modèle développé peut être un excellent outil pour optimiser l'efficacité des échangeurs de chaleur à triple tube concentrique, et par conséquent la consommation d'énergie et de la matière.

REFERENCES

[1] C. Zuritz. on the design of triple concentric-tube heat exchangers. Food Process Engineering. Vol. 12, pp 113–130,(1990).

[2] AhmetUnal. Theatrical analysis of triple concentric tube heat exchanger part 1, mathematical modeling, Int Comm. Heat Mass Transfert, Vol. 25, n° 725 pp. 949 – 958,(1998).

[3] A. Unal. Theoretical analysis of triple concentric tube heat exchanger part 2 case studies. Int. Comm. Heat mass transfer, vol.28, pp. 243 – 256,(2001).

[4] A. Unal. Effectiveness-NUT relations for triple concentric-tube heat Exchangers, Int. Comm. Heat Mass Transfer, pp. 261–272,(2003).

[5] Ediz batmaz, overall heat transfer coefficients and axial temperature distribution of fluids in a triple tube heat exchanger,(2003).

[6] O.Garcia-Valladares, Numerical simulation of triple concentric-tube heat exchangers, International Journal of Thermal Sciences. Vol. 43, pp .979–991,(2004).

[7] Ediz Batmaz .K. P. Sandeep, Calculation of overall heat transfer coefficients in a triple tube heat exchanger, 271–279,(2005).

[8] Ediz batmaz and k.p. sandeep1, overall heat transfer coefficients and axial temperature distribution in a triple tube heat exchanger, pp, 260–279,(2008).

[9] Antonio C. Caputo, Pacifico M. Pelagagge, Paolo Salini. Heat exchanger design based on economic optimisation.Applied Thermal Engineering, Volume 28, Issue 10, July 2008, Pages 1151-1159.

[10] C. Bougriou, Calcul et technologie des échangeurs de chaleur. Offices des Publications Universitaires,200P,2012.

ETUDE DE L'INHIBITION DE LA CORROSION DU CUIVRE PAR QUELQUES MOLECULES A BASE D'AMINE DANS UN MILIEU ACIDE.

Rim LAGGOUN[1], Ahmed HAMDI[1, 2], Mahmoud FERHAT[1, 3]

[1]Département des Sciences de la Matière - Université de Laghouat, rimlaggoune@gmail.com
[2]ah.hamdi@mail.lagh-univ.dz
[3]m.ferhat@mail.lagh-univ.dz

RÉSUMÉ

L'objectif de ce travail est de tester l'efficacité inhibitrice de quatre molécules à base d'amine : EDTA, la thiourée, l'urée, NaSCN, sur la corrosion du cuivre dans le milieu acide chlorhydrique. Nous avons utilisés les techniques électrochimiques stationnaires et transitoires pour la détermination des grandeurs électrochimiques. La caractérisation de la substance inhibitrice au niveau de l'interface Métal/électrolyte a été réalisée à l'aide des spectres FTIR et la microscopie optique. Différentes concentrations en HCl ont été étudiés pour déterminer la concentration à laquelle la vitesse de corrosion est maximale ; ainsi pour une concentration de 0.5M nous avons une forte corrosion du cuivre caractérisée par la valeur la plus élevée du courant de corrosion ($6.12\ \mu A/cm^2$). L'étude de l'inhibition révèle que le thiocyanate de sodium offre la meilleure efficacité inhibitrice dans ce milieu; la spectroscopie infrarouge affirme que l'EDTA et la thiourée sont adsorbés sur la surface du cuivre.

Mots Clés : *Corrosion, Inhibition, Cuivre, Molécules à base d'amine.*

NOMENCLATURE

Symboles :

[inhib] concentation de l'inhibiteur M
E_{corr} potentiel de corrosion mV/ECS
i_{corr} densité de courant de corrosion µA/ECS
IE éfficacité de l'inhibition %
n facteur d'homogénéité
Q élement constante de phase CPE $\mu F/cm^2$
R_p résistance de polarisation $K\Omega.cm^2$
E_2 potentiel de deuxième oxydation de Cu mV/ECS
Rs résistance de l'electrolyte $Ohm.cm^2$
W impédance de Warburg
CEE circuit électrique équivalent

Lettres grecques :

β_a, β_c pentes des droites de Tafel mV/dec

Indices / Exposants :

EDTA éthylène diamine tétra-acétique
NaSC thiocyanate de sodium

1. INTRODUCTION

Le cuivre est un métal largement utilisé, plus particulièrement dans les industries de électroniques [1] et mécaniques [2] à cause de ses propriétés remarquables [3]. L'acide chlorhydrique est utilisé dans des nombreux secteurs industrielles [4], son agressivité altère les propriétés du cuivre [5].

L'utilisation d'inhibiteurs organiques présente la première ligne de défense contre la corrosion du cuivre en milieu acide [6, 7]. Les mécanismes d'inhibition des molécules organiques de la corrosion des métaux sont souvent associés à la structure moléculaire. Ainsi, il a été démontré que les composés organiques contenant des

hétéroatomes à forte densité électronique telsque l'azote, soufre et l'oxygène) [8] ou ceux contenant des liaisons multiples qui sont considérés comme des centres d'adsorption sont des inhibiteurs de corrosion efficaces pour le cuivre et ses alliages [9-11]

2. METHODE EXPERIMENTALE

Les solutions d'acide chlorhydrique ont été préparées par dilution de HCl concentré 32% dans l'eau distillée. Les inhibiteurs suivants : la thiourée, l'urée, l'éthylène diamine tétra-acétique et le thiocyanate de sodium sont des produits commerciales, L'électrode de travail a été préparée à partir d'une tige de cuivre de haute pureté utilisé comme conducteur d'électricité dans les transformateurs de haute tension (HT) de la société algérienne de gaz et électricité (SONELGAZ), l'électrode de cuivre est caractérisé par une surface active de 0.5 cm^2.
Le dispositif électrochimique est un montage classique de trois électrodes reliées à un Potentiostat –Galvanostat de type Tacussel (PGP 201) pour l'étude potentiocinétique, et un PGZ 402 pour le tracé des spectres d'impédances électrochimiques. L'acquisition des données s'effectue via le logiciel Volta Master 4, la modélisation des spectres EIS est réalisée à l'aide du logiciel ZView (V3.2).
Le spectromètre de type FT/IR-4200 (Fourier Transform Infrared Spectrometer), et un microscope optique ont été utilisés pour la caractérisation des produits de corrosion.

2.1 Mesure de la polarisation

Les mesures de polarisation potentiodynamique ont été effectuées dans un intervalle de -400 mV à 100 mV par rapport à l'ECS, après 30 min d'immersion au potentiel à circuit ouvert, la vitesse de balayage est de 30 mV/min. Tous les essais sont réalisés à la température ambiante.

2.2 Mesure des spectres SIE

Les spectres de l'impédance électrochimique (SIE) sont obtenus au potentiel de corrosion après 4 h d'immersion à courant nul, dans une gamme de fréquence de 100 KHz à 10 mHz, avec une perturbation sinusoïdale du potentiel de 10 mV.

3. RESULTATS

3.1 Effet de la concentration du milieu électrolytique :

Les courbes de polarisation de la Figure.1 représentent l'effet de la concentration de HCl :

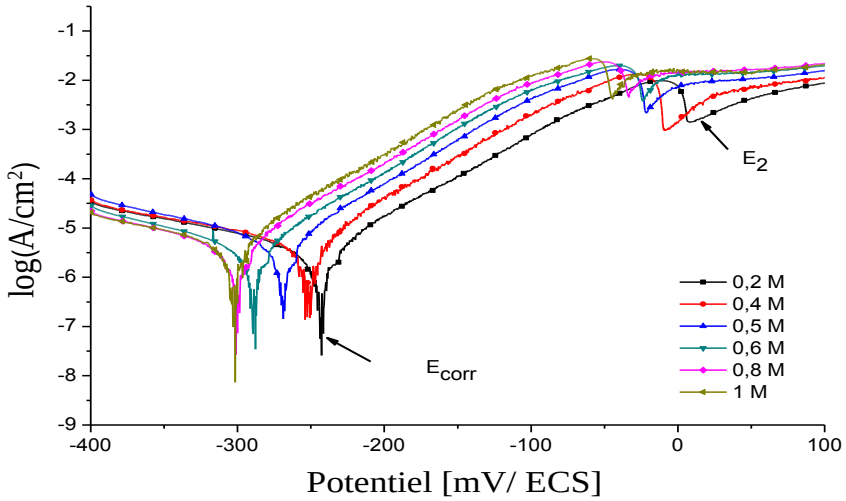


FIGURE 1. Courbes de polarisation du cuivre immergé dans différentes concentrations de HCl à température ambiante.

[HCl] (M)	E_{corr} (mV/ECS)	i_{corr} ($\mu A/cm^2$)	R_p ($K\Omega.cm^2$)	β_a (mV/dec)	β_c (mV/dec)
0.2	-244.1	3.29	5.33	59.3	-150.5
0.4	-252.1	3.36	3.92	46.8	-111.5
0.5	-269.8	6.12	3.15	62.2	-167.8
0.6	-290.2	3.92	4.15	58.2	-139.1
0.8	-301.1	3.92	3.66	55.8	-140.0
1	-303.3	4.20	3.33	50.1	-142.4

TABLEAU 1. Les paramètres électrochimiques relatifs à la corrosion du cuivre immergé dans différentes concentrations de HCl à température ambiante.

3.2 Etude de l'inhibition:

La Figure.2 représente les courbes potentiodynamiques pour chaque inhibiteur à différentes concentrations. Le tableau.2 résume les grandeurs électrochimiques calculées aux concentrations optimums.

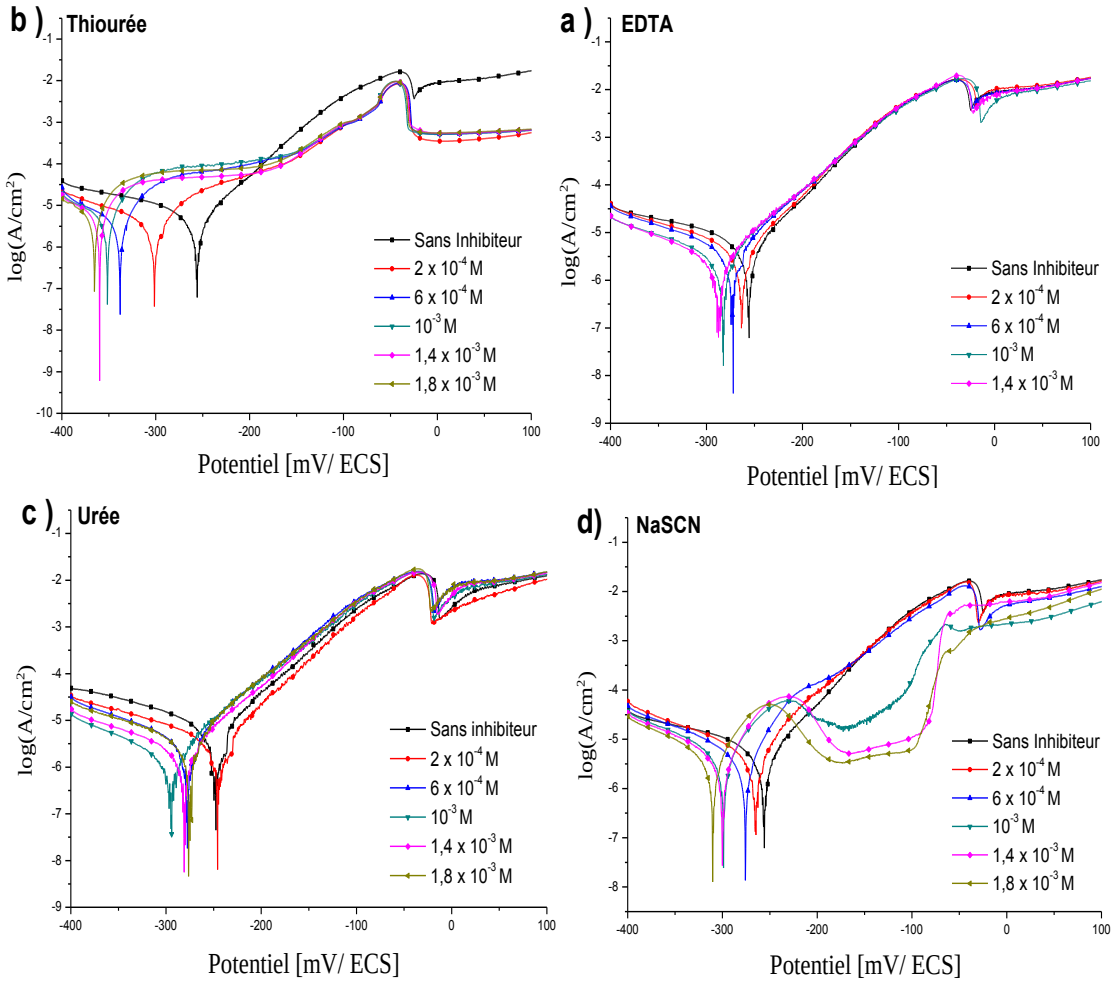


FIGURE 2. Courbes de polarisation du cuivre dans 0.5 M de HCl contenant différentes concentrations de : a) L'EDTA, b) La thiourée, c) L'urée, d) NaSCN , à température ambiante.

Inhibiteur	[Inhib] (M)	E_{corr} (mV/ECS)	i_{corr} ($\mu A/cm^2$)	R_p ($K\Omega.cm^2$)	β_a (mV/dec)	β_c (mV/dec)
EDTA	1.4×10^{-3}	-288.0	2.80	5.97	57.6	-133.6
Thiourée	2×10^{-4}	-302.2	2.86	3.40	48.9	-88.7
Urée	6×10^{-4}	-278.4	3.7	4.51	57.9	-141.4
NaSCN	1.8×10^{-3}	-310.2	1.65	2.93	24.7	-38.5

TABLEAU 2. Les paramètres électrochimiques et efficacités maximales de chaque inhibiteur.

3.3 Caractérisation des produits de corrosion

3.3.1 Microscope optique

Les échantillons sont immergés dans 100 ml d'acide chlorhydrique 0.5 M pendant 19 jours à température ambiante, chaque solution contient l'un des inhibiteurs suivants : l'EDTA, de thiourée, d'urée aux concentrations optimums.

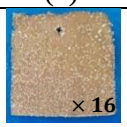
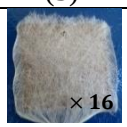
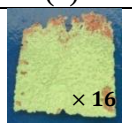
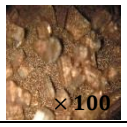
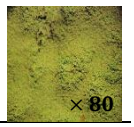
Inhibiteur	Mesure à blanc (1)	L'EDTA (2)	Thiourée (3)	Urée (4)
Plaques de Cu après l'immersion (X16)				
Plaques de Cu après l'immersion (X80 et X100)				

TABLEAU 3. Micrographies à différents grossissements obtenus après 19 jours d'immersion en absence et en présence d'inhibiteur: EDTA, Thiourée, Urée.

3.3.2 Spectres d'IR de la Thiourée et l'EDTA

Une étude comparative par la spectroscopie infrarouge entre deux inhibiteurs : le thiourée, l'EDTA et ses couches formées sur la plaque de cuivre (figure 6.et 7):

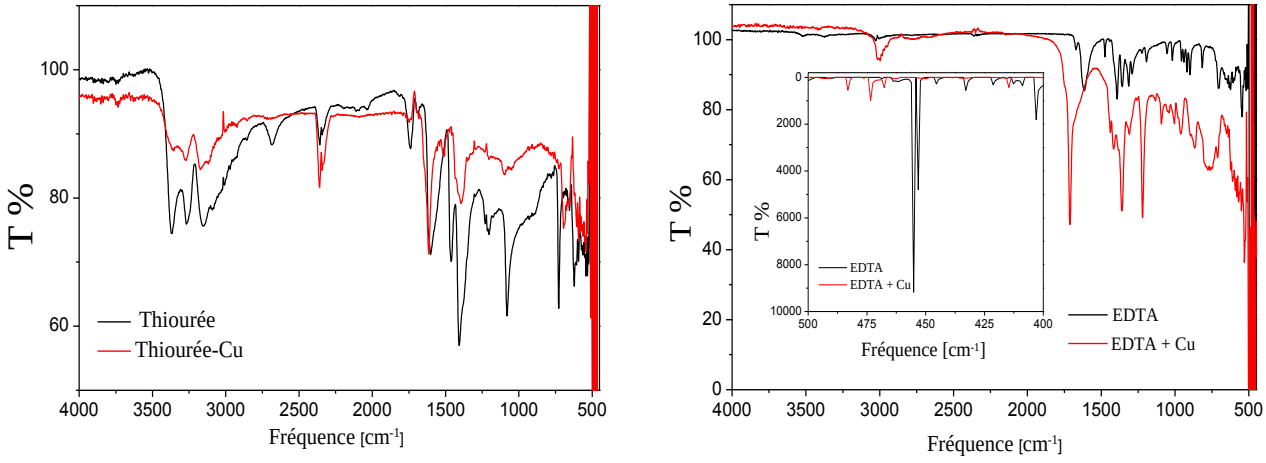


FIGURE 6. Spectre IR de Thiourée et l'EDTA.

3.4 Spectroscopie d'impédance électrochimique

3.4.1 diagrammes expérimentaux

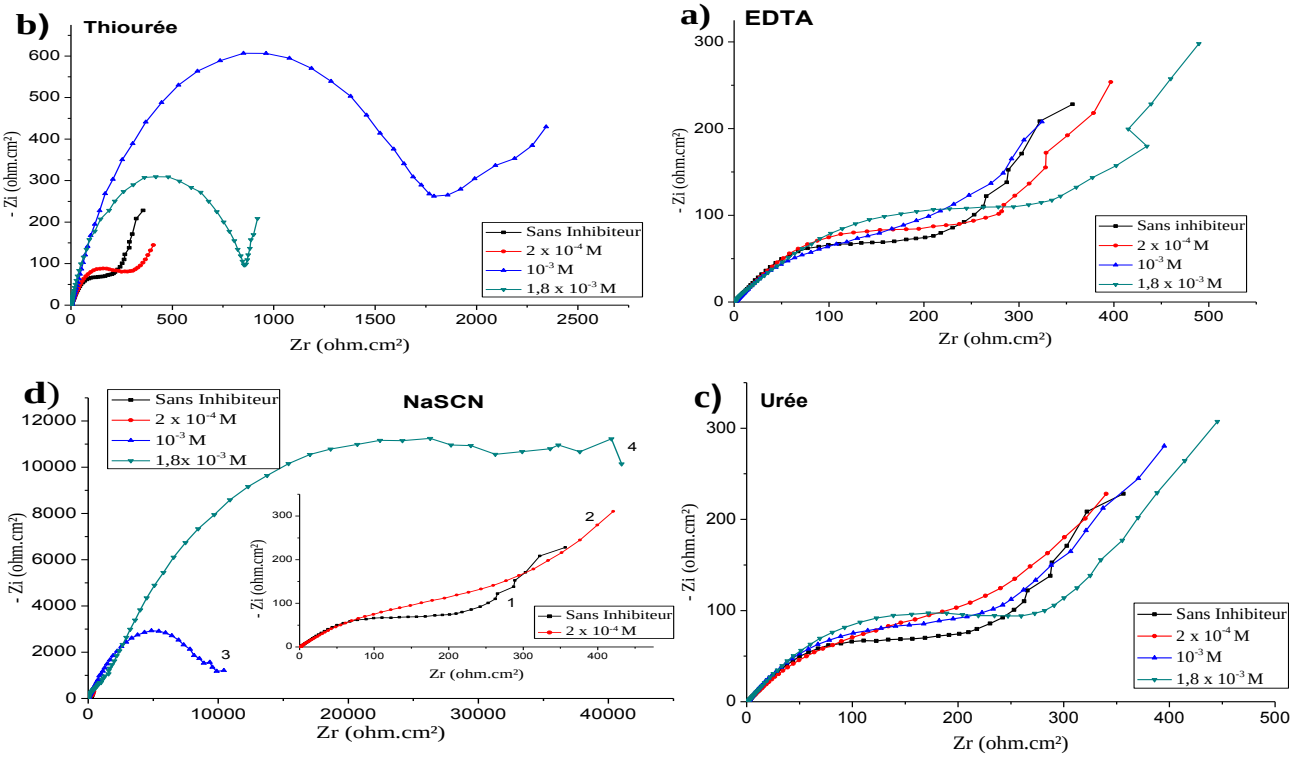


FIGURE 7. Diagrammes de Nyquist obtenus à différentes concentration de : a) EDTA, b) thiourée, c) urée, d) NaSCN.

3.4.2 Circuit électrique équivalent

L'analyse des diagrammes d'impédances expérimentaux sont modélisés par un circuit électrique équivalent qui traduit le comportement de l'interface cuivre / électrolyte.

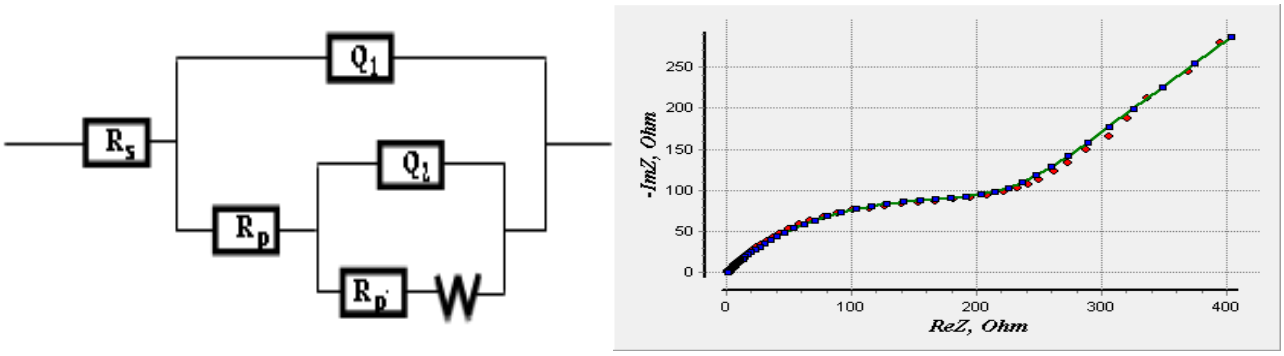


FIGURE 8. Circuit électrique équivalent (CEE) et la courbe expérimentale modélisé du système Cu/électrolyte.

Tous les paramètres cinétiques calculés à partir du circuit électrique équivalent sont regroupés dans le tableau 4.

	[inhbi] (M)	R_S ($Ohm.cm^2$)	Q_1 ($\mu F/cm^2$)	n_1	R_p ($Ohm.cm^2$)	Q_2 ($\mu F/cm^2$)	n_2	$R_{P'}$ ($Ohm.cm^2$)	W	IE (R_p)%
EDTA	1.8×10^{-3}	1.087	1.071×10^{-3}	0.60 1	463.78	2.903×10^{-2}	0.96 5	503.46	85.114	48.39
Thiourée	10^{-3}	5.0	1.184×10^{-4}	0.8	1704.4	6.656×10^{-4}	0.74	183.85	90.387	85.95
Urée	1.8×10^{-3}	1.269	1.244×10^{-3}	0.63 2	344.46	2.427×10^{-2}	0.90 0	403.15	97.045	30.50
NaSCN	1.8×10^{-3}	1.552	1.829×10^{-5}	0.60 0	46441	6.182×10^{-4}	0.72 6	69564	93.146	99.48

TABLEAU 4. Paramètres électrochimiques obtenus à partir du CEE de la Figure 8

4. CONCLUSIONS

Dans le travail présent les résultats obtenus montrent que:

1) L'étude électrochimique du milieu montre que la concentration 0.5 M d'HCl est la concentration la plus agressive pour le cuivre.
2) Tous les inhibiteurs testés ont un effet mixte à prédominance cathodique, ils forment des films poreux au niveau de la surface de notre métal; Sauf le NaSCN à 10^{-3} M et 1.8×10^{-3}M forme une barrière très bloquante (inhibiteur passivant).

REFERENCES

[1] M. Scendo, Corrosion inhibition of copper by potassium ethyl xanthate in acidic chloride solutions, *Journal of Corrosion Science*, 47, 2778–2791, Nov. 2005.

[2] W. Qafsaoui, C. Blanc, N. Pe, W. Qafsaoui, C. Blanc, N. Pébère, H. Takenouti, A. Srhiri, and G. Mankowski, Quantitati v e characterization of protecti v e films grown on copper in the presence of different triazole deri v ati v e inhibitors, *Journal of Electrochimica Acta*, 47, 4339–4346, 2002.

[3] P. Wang, D. Zhang, R. Qiu, Y. Wan, and J. Wu, Green approach to fabrication of a super-hydrophobic film on copper and the consequent corrosion resistance, *Journal of Corrosion Science*, 80, 366–373, Mar. 2014.

[4] D.-Q. Zhang, Q.-R. Cai, X.-M. He, L.-X. Gao, and G. S. Kim, The corrosion inhibition of copper in hydrochloric acid solutions by a tripeptide compound, *Journal of Corrosion Science*, 51, 2349–2354, Oct. 2009.

[5] M. a. Amin and K. F. Khaled, Copper corrosion inhibition in O2-saturated H2SO4 solutions, *Journal of Corrosion Science*, 52, 1194–1204, Apr. 2010.

[6] M. M. Antonijević, S. M. Milić, and M. B. Petrović, Films formed on copper surface in chloride media in the presence of azoles, *Journal of Corrosion Science*, 51, 1228–1237, Jun. 2009.

[7] S. Deng, X. Li, and X. Xie, Hydroxymethyl urea and 1,3-bis(hydroxymethyl) urea as corrosion inhibitors for steel in HCl solution, *Journal of Corrosion Science*, 80, 276–289, Mar. 2014.

[8] A. Dafali, B. Hammouti, R. Mokhlisse, and S. Kertit, Substituted uracils as corrosion inhibitors for copper in 3% NaCl solution, *Journal of Corrosion Science*, 45, 1619–1630, Aug. 2003.

[9] R. Bostan, S. Varvara, L. Găină, and L. M. Mureşan, Evaluation of some phenothiazine derivatives as corrosion inhibitors for bronze in weakly acidic solution, *Journal of Corrosion Science*, 63, 275–286, Oct. 2012.

[10] B. Donnelly, T. C. Downie, R. Grzeskowiak, H. R. Hamburg, and D. Short, The effect of electronic delocalization in organic groups R in substituted thiocarbamoyl R{single bond}CS{single bond}NH2 and related compounds on inhibition efficiency, *Journal of Corrosion Science*, 18, 109–116, 1978.

[11] B. Gómez, N. Likhanova, M. . A. Dominguez Aguilar, O. Olivares, J. . M. Hallen, and J. M. Martínez-Magadán, Theoretical Study of a New Group of Corrosion Inhibitors, *The Journal of Physical Chemistry A*, 109, 8950–8957, 2005.

ANALYSE DU COMPORTEMENT THEMIQUE DES PLAQUES SANDWICHES EN FGM

HAMIDI Ahmed[1], ZIDOUR Mohamed[2], TOUNSI Abdelouahed[3], ADDA BEDIA El Abbas[4]

[1]Université Ibn khaldoun, BP 78 zaâroura 14000 Tiaret Algérie, hamidiahmed82@yahoo.fr
[2]Université Ibn khaldoun, BP 78 zaâroura 14000 Tiaret Algérie, zidour.mohamed@yahoo.com
[3]Université Djillali LIABES, BP 89 22000 Sidi-Bel-Abbès Algérie, tou.abdel@yahoo.fr
[4]Université Djillali LIABES, BP 89 22000 Sidi-Bel-Abbès Algérie, adda.bed@yahoo.com

RÉSUMÉ

Le comportement thermomécanique des plaques sandwiches fonctionnellement graduées est étudié en utilisant une nouvelle théorie des plaques à quatre variables .Contrairement aux autres théories, le nombre d'inconnus impliqués dans cette théorie est seulement quatre. La présente théorie est variationnellement consistante, n'exige pas le facteur de correction de cisaillement et mène à une variation parabolique de la contrainte de cisaillement transversale à travers l'épaisseur de la plaque. De plus, cette théorie assure la nullité de la contrainte de cisaillement dans les surfaces supérieure et inférieure de la plaque. Les peaux de la plaque sandwiche sont constituées d'un mélange de deux matériaux différents distribués à travers l'épaisseur où les propriétés matérielles sont supposées variables selon une loi de distribution polynomiale en fonction des fractions volumiques des constituants. La validité de la présente théorie est vérifiée en comparant les résultats déterminés par cette théorie à ceux obtenus par la théorie de premier ordre et les autres théories d'ordre élevé.

Mots Clés: *Plaques, thermomécanique, modélisation analytique, matériaux à gradient de proprieties.*

NOMENCLATURE

Symboles :

V (z)	Fraction volumique
h	Epaisseur de la plaque
u, v, w	Les déplacements dans les directions x , y , z
E	module de Young
G	module de cisaillement
Q	effort de cisaillement

Lettres grecques :

φ_x , φ_y , φ_z	Les rotations autour des axes x, y et z
$\Psi(z)$	Fonction de gauchissement
σ	contrainte normale
τ	contrainte de cisaillement
ε_x ,ε_y ,ε_z	déformation dans la direction x, y et z
γ_{xy}, γ_{yz}	déformations de distorsion

1. INTRODUCTION

Au cours de ces dernières années, l'industrie et l'usage mondial des matériaux composites ont bénéficié d'une croissance rapide et régulière, soutenue en particulier par la diversité des applications. Les propriétés physiques d'un matériau composite sont complètement différentes de celles de leurs composantes. La matrice a généralement pour rôle mécanique de fournir une certaine cohésion entre les différents éléments de renfort. Mais

l'optimisation locale des propriétés de ce mélange, par association d'un matériau de haute dureté à la surface d'un matériau tenace par exemple, pose alors le problème de l'interface.

Cette transition brutale de composition peut générer localement de fortes concentrations des contraintes. La solution d'une transition continue des propriétés recherchées, par un gradient de composition, permet d'atténuer cette singularité par l'utilisation des matériaux à gradient de propriétés (en anglais : Functionally Graded Material " F.G.M ").

Il est bien connu que les matériaux à gradient de propriétés sont très utilisés pour les pièces de structure et pour des équipements de protection thermique. Le chargement thermique auquel sont soumises certaines de ces structures, et les contraintes thermiques qui en résultent, jouent un rôle très important dans la ruine de ces structures [1].

Il est donc essentiel de disposer de moyens de calcul, les plus efficaces et précis possible, qui respectent les lois de la physique, afin d'étudier l'influence du chargement thermique sur le comportement mécanique des structures sandwiches en matériaux à gradient de propriétés et en déduire l'évolution des déplacements, des déformations et les contraintes normales et tangentielles thermomécanique liées à un chargement thermique donné en chaque point de la structure.

Dans ce papier, une théorie des plaques à quatre variables est développée pour la flexion thermomécanique des plaques sandwiches en FGM. La plaque est supposée isotrope à n'importe quel point dans son volume, avec un module de Young variant à travers l'épaisseur selon une loi de puissance en fonction de la fraction volumique des constituants de la plaque. Tandis que, le coefficient de Poisson est supposé constant. La présente théorie satisfait aux conditions d'équilibre dans les faces supérieure et inférieure de la plaque sans l'utilisation des facteurs de correction de cisaillement. La solution de Navier est utilisée pour obtenir les solutions analytiques pour les plaques FGM simplement appuies. Les effets de la variation de la fraction volumique des matériaux constituants et du rapport épaisseur-longueur sur les flèches, les déplacements axiaux et les distributions de la contrainte axiale sont étudiés en détail. Des résultats numériques pour les flèches et les contraintes ont été étudiés et des exemples numériques sont présentés pour illustrer la précision et l'efficacité de la présente théorie en comparant les résultats obtenus avec ceux déterminés par d'autres théories.

2. MODELE MATHEMATIQUE/METHODE EXPERIMENTALE

2.1 Configuration géométrique

Considérons une plaque sandwiche en FGM de forme rectangulaire avec une épaisseur uniforme liée à un système de coordonnées rectangulaires (x, y, z).

Les faces supérieure et inférieure de la plaque sont à $z = \pm h/2$, et les bords de la plaque sont parallèles aux axes x et y.

La plaque sandwiche est composée de trois couches élastiques: " couche 1", " couche 2" et " couche 3" du bas vers le haut de la plaque (Figure 1). Les ordonnées verticales de la face inférieure, les deux interfaces,et de la face supérieure de la plaque sont notées par: $h_1 = -h/2, h_2,\ h_3,\ h_4 = h/2$, respectivement. Le volume et la surface supérieure qu'est soumise à une charge transversale $q(x, y)$, sont notés par V et Ω, respectivement. Pour des raisons simplificatrices, le rapport de l'épaisseur de chaque couche de bas vers le haut de la plaque est noté par la combinaison de trois chiffres, par exemple "1-0-1", "2-1-2" et ainsi de suite.

On suppose que la fraction volumique des plaques FGM obéit à une loi de puissance à travers l'épaisseur :

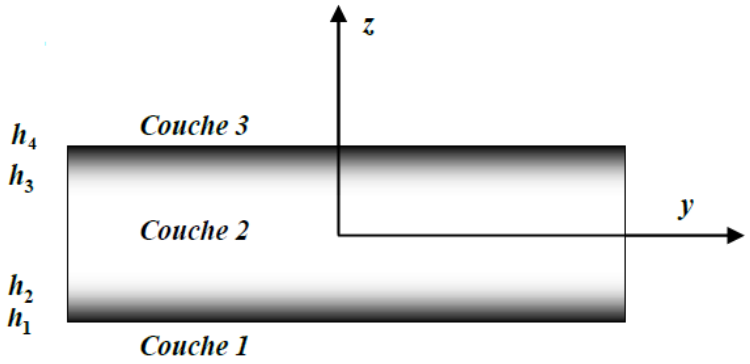


FIGURE 1. La variation du matériau à travers l'épaisseur pour une plaque sandwich en FGM.

$$V^{(1)} = \left(\frac{z - h_1}{h_2 - h_1} \right)^k, \quad z \in [h_1, h_2] \tag{1a}$$

$$V^{(2)} = 1, \quad z \in [h_2, h_3] \tag{1b}$$

$$V^{(3)} = \left(\frac{z - h_4}{h_3 - h_4} \right)^k, \quad z \in [h_3, h_4] \tag{1c}$$

Où $V^{(n)}$, ($n = 1,2,3$) désigne la fonction de la fraction volumique de la couche n ; k est l'indice de la fraction volumique, qui indique le profil de la variation matérielle à travers l'épaisseur. Les propriétés matérielles, comme le module de Young E, le coefficient de Poisson ν, le coefficient de dilatation thermique α, peuvent être exprimées par la loi de mélange:

$$P^{(n)}(z) = P_m + (P_c - P_m) V^{(n)} \tag{2}$$

Où $P^{(n)}$ est la propriété de matérielle effective de la couche n. P_m et P_c correspondent à la propriété des faces inférieure et supérieure respectivement de la couche 1 ($h_1 \le z \le h_2$), et vice versa pour la couche 3 ($h_3 \le z \le h_4$), selon la fraction de volume $V^{(n)}$ ($n = 1,2,3$). On Note que P_m et P_c sont, respectivement, les propriétés correspondantes au métal et à la céramique de la plaque sandwich FGM. Pour plus de simplicité, dans cette étude le coefficient de poisson de la plaque est supposé constant. Cela est dû au fait que l'influence de ce coefficient sur la déformation est très petite par rapport à celle du module de Young.

2.2 La théorie des plaques d'ordre élevé

Le champ de déplacement d'un point matériel de la plaque et de coordonnées (x, y, z) peut être écrit comme suit :

$$u = u_0(x, y) - z \frac{\partial w_0}{\partial x} + \Psi(z)\, \theta_x \tag{3a}$$

$$v = v_0(x, y) - z \frac{\partial w_0}{\partial y} + \Psi(z)\, \theta_y \tag{3b}$$

$$w = w_0(x, y) \tag{3c}$$

2.3 La théorie des plaques raffinée pour les FGM

Contrairement aux autres théories, le nombre de fonctions inconnues dans la théorie raffinée (RPT) actuelle est seulement quatre, alors que les autres théories de déformation de cisaillement [2, 3, 4,5], le nombre d'inconnus est cinq.

2.3.1. Hypothèses de la théorie raffinée des plaques (RPT)

Les hypothèses de la RPT sont les suivantes :

- Les déplacements sont petits en comparaison avec l'épaisseur de la plaque, et par conséquent, ces déplacements impliqués sont infinitésimales.
- Le déplacement transversal w comprend deux composantes : w_b due à la flexion et w_s due au cisaillement transverse. Ces composantes sont des fonctions des coordonnées x et y seulement.

$$w(x, y, z) = w_b(x, y) + w_s(x, y) \tag{4}$$

- La contrainte normale transverse σ_z est négligeable par rapport aux contraintes σ_x et σ_y.
- Le déplacement u suivant la direction x et v suivant la direction y sont constitués de trois composantes : d'extension, de flexion, et de cisaillement.

$$U = u_0 + u_b + u_s, \quad V = v_0 + v_b + v_s \tag{5}$$

Les composants de flexion u_b et v_b sont considérées comme semblables aux déplacements donnés par la théorie des plaques classiques. Par conséquent, l'expression de u_b et v_b peut être donnée comme suit :

$$u_b = -z\frac{\partial w_b}{\partial x}, \quad v_b = -z\frac{\partial w_b}{\partial y} \tag{6}$$

$$u_s = -f(z)\frac{\partial w_s}{\partial x}, \quad v_s = -f(z)\frac{\partial w_s}{\partial y} \tag{7}$$

2.3.2. Cinématique et équations constitutives

En se basant sur les hypothèses formulées dans la section précédente, le champ de déplacement peut être obtenu à l'aide des équations (5) – (8):

$$\begin{aligned} u(x, y, z) &= u_0(x, y) - z\frac{\partial w_b}{\partial x} - f(z)\frac{\partial w_s}{\partial x} \\ v(x, y, z) &= v_0(x, y) - z\frac{\partial w_b}{\partial y} - f(z)\frac{\partial w_s}{\partial y} \\ w(x, y, z) &= w_b(x, y) + w_s(x, y) \end{aligned} \tag{8a}$$

Où :

$$f(z) = z - \Psi(z) \text{ et } \Psi(z) = z\left(1 - 4z^2/3h^2\right) \tag{8b}$$

3. RESULTATS

Les propriétés matérielles sont données comme suit :

Métal (Aluminium, Al) : $E_M = 70\times10^9$ N/m2; $\nu = 0.3$; $\alpha_m = 23\times(10^{-6}/°C)$.

Céramique (Alumina, Al2O3): $E_C = 380\times10^9$; N/m2; $\nu = 0.3$; $\alpha_c = 7.4\times(10^{-6}/°C)$.

Les paramètres non dimensionnelles suivant sont utilisés :

La flèche centrale : $\overline{w} = 10^3 / [(q_0 a^4 / (E_0 h^3)) + ((10^3 \alpha_0 \overline{T}_2 a^2) / h)] \, w(a/2, b/2)$

La contrainte axiale : $\overline{\sigma}_x = 10 / q_0 a^2 / [(h^2) + (10 E_0 \alpha_0 \overline{T}_2 a^2) / h^2] \, \sigma_x(a/2, b/2, h/2)$

La contrainte de cisaillement : $\overline{\tau}_{xz} = 1 / [q_0 a / (h) + (E_0 \alpha_0 \overline{T}_2 a) / 10h] \, \tau_{xz}(0, b/2, 0)$

La coordonnée d'épaisseur : $\overline{z} = z / h$

Où les valeurs de références des propriétés sont prises comme E_0 = 1 GPa et $\alpha_0 = 10^{-6} / °C$.

Les Figures 2 et 3 représentent les variations de la contrainte axiale $\overline{\sigma}_x$ et la contrainte de cisaillement $\overline{\tau}_{xz}$ à travers l'épaisseur pour les plaques symétriques en FGM ($k = 1.5$) en utilisant diverses théories de deformation de cisaillement. Il est également à noter que la présente théorie et la théorie TSDPT se coïncident.

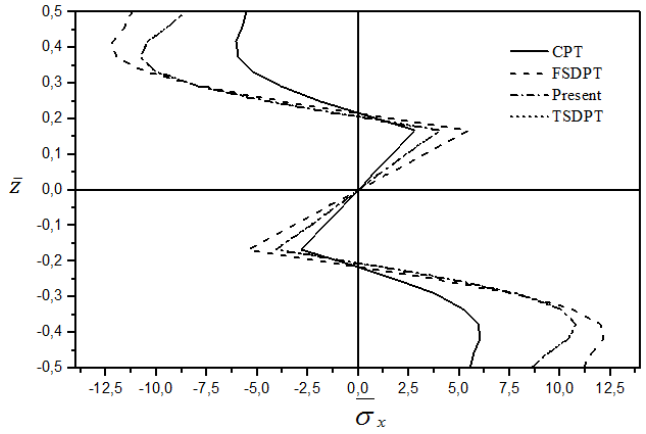


FIGURE 2. Comparaison de la variation de contrainte adimensionnelle axiale $\overline{\sigma}_x$ à travers l'épaisseur des plaques en FGM symétrique (1-1-1) en appliquant différentes théories de déformation de cisaillement

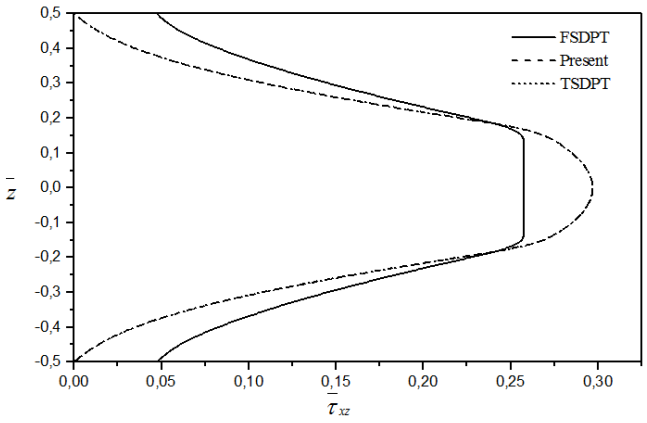


FIGURE 3. Comparaison de la variation de contrainte adimensionnelle axiale $\overline{\tau}_{xz}$ à travers l'épaisseur des plaques en FGM symétrique (1-1-1) en appliquant différentes théories de déformation de cisaillement

La Figure 4 représente la variation de la flèche centrale $\overline{w}$ en fonction du rapport a/h pour la plaque sandwiches en FGM (1-1-1). la flèche pour une composition riche en métal est plus grande par rapport à celle d'une plaque riche en céramique. Cela est due du fait que le module de Young pour le céramique (Al2O3;380 GPa) étant élevé par rapport à celui du métal (Al;70 GPa). Par conséquent, pour les plaques en FGM, la flèche (transversale) diminue à mesure que l'indice de la loi de puissance k est diminué, de même si le rapport a/h augmente.

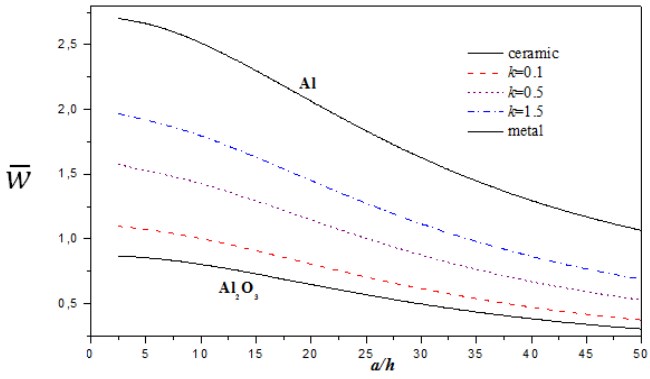


FIGURE 4. variation de la flèche $\overline{w}$ en fonction du rapport (a/h) d'une plaque sandwiche en FGM (1-1-1) pour diverses valeurs de k

4. CONCLUSIONS

Dans le cadre de cette étude, une théorie à quatre variables (RPT) a été développée pour étudier le comportement thermomécanique des plaques simplement appuyées en FGM. la présente théorie utilise seulement quatre équations d'équilibre, avec un calcul moins consistant en comparaison avec les autres théories d'ordre élevé connues dans la littérature qui nécessitent un nombre important d'équations d'équilibre.

les plaques entièrement en céramique auront les plus petites flèches ainsi que les plus petites contraintes de cisaillement transversal. Les gradients des propriétés des matériaux jouent un rôle important dans la détermination de la réponse des plaques FGM.

Toutes les comparaisons effectuées ont démontrées que les déformations et les contraintes obtenues en utilisant la théorie actuelle raffinée (avec quatre inconnues) et les autres théories d'ordre élevé (avec cinq inconnues) sont presque identiques. Par conséquent, on peut dire que la présente théorie (RPT) est non seulement exacte mais aussi simple pour étudier le comportement thermomécanique en flexion des plaques en FGM.

REFERENCES

[1] T.A. Anderson, "A 3-D elasticity solution for a sandwich composite with functionally graded core subjected to transverse loading by a rigid sphere," *Compos Struct*, vol. 60, pp. 265–274, 2013.

[2] M. Bachir Bouiadjra, E.A. Adda Bedia, and A. Tounsi, "Nonlinear thermal buckling behavior of functionally graded plates using an efficient sinusoidal shear deformation theory," *Structural Engineering and Mechanics*, vol. 48, pp. 547 – 567, 2013.

[3] M. Bachir Bouiadjra, M.S.A. Houari, and A. Tounsi, "Thermal buckling of functionally graded plates according to a four-variable refined plate theory," *Journal of Thermal Stresses*, vol. 35, pp. 677 – 694, 2012.

[4] K. Bakhti, A. Kaci, A.A. Bousahla, M.S.A. Houari, A.Tounsi, E.A. Adda Bedia, "Large deformation analysis for functionally graded carbon nanotube-reinforced composite plates using an efficient and simple refined theory," *Steel and Composite Structures*, vol. 14(4), pp. 335 – 347, 2013.

FLARE TEST ON WELDED STEEL TUBES; 2D SIMULATION

B. DAHECHE[1], M.T. HANNACHI[2], H. DJEBAILI[3]

[1]University of Khanchela, Boukhadra wilaya of Tebessa CP 12012, bilaldaheche@yahoo.com
[2]University of Tebessa, Tebessa CP 12000, hannachimt2000@ yahoo.fr
[3]University of Khanchela, Khanchela CP 40000, Djebaili_H@yahoo.fr

ABSTRACT

This work address the simulation of the flare test as it performed on tubes welded by HF (high frequency) induction. Usually, at ENTTPP (National company of pipe mill and processing of flat products) where the test is carried out, the final products (tube) undergo a series of CD (destructive testing) in order to examine the efficiency of welding. In our context, the focus is on the flare test as one of these CD tests and by exerting efforts (pressure) on a predefined length sections from the pipe (of S235JR steel type in our case) and due to its share parameters namely mechanical (fracture resistance) and geometrical (thickness tube, outside diameter), the variation of this efforts is recorded, and the results is well investigated in order to be simulated on computer using finite element method based programing language (Castem version 2001).

Keywords: *Flare test, Destructive Testing, S235JR , Pressure, Drafts Tube, Finished Tube, finite element method, Castem 2001.*

NOMENCLATURE

Symbols:

E Young's modulus, N/mm2

G Slip modulus, KN/mm2

L Specimen length, mm

Greek letters:

α_T Thermal coefficient, °C

v Poisson's ratio (coefficient of expansion on the transverse axial)

γ Charge volume, KN/m3

β the cone mandrel Angle, (°)

1. INTRODUCTION

The definition of the steel weldability is complex as being a qualitative property assessed due to various criteria that involve different parameters (the steel chemical composition is only one example) and strictly related to the desired characteristics the final product to achieve. Therefore no specific safeguards are guarantee, rather than the steel pipe producers provide the user with the necessary information for a successful welding and assembly integrity completion as it is essential to avoid any risk of destruction by cracking or breaking due to the defects [1]. Welding techniques are benefiting from the latest innovations in numerous technological domains like process engineering and metallurgy, robotics and information technology, MRI imaging and the application of new sources of energy (laser). A process perfectly meet the industrial requirements tubes welding using high frequency induction (HF) is one of the major welding techniques in manufacturing pipes and other products in closed steel, aluminum or copper [2]-[3]. For this latter and other, an earnest quality control series of test is an

urge to refine the use of these techniques in term of a good knowledge about the material used namely its chemical and mechanical properties. As the used material is the E24–2 type of steel (also known as the S235JR), it is of a known chemical compositions, we aim toward the the final product's mechanical characteristics using the flare test known to be of a destructive nature to the workpiece (tubes and tube sections). In addition to flare, this category of destructive nature tests includes: traction, hardness, resilience, bending, flattening. Notice that the tests exertion applies on draft (non–welded tube rolling) as well as finished products (hot rolled pipe regenerated by annealing for Standardization).

2. MATERIALS AND METHODS

The produced pipes are steel type S235JR construction (after the EN 10025-2:2004 standard, European standard for hot-rolled structural steel). Table 1 shows the chemical composition of this type of steel. The E24-2 is the equivalent of S235JR in the french standard NFA 35-50 where the grade is indicated by the letter E followed by a number corresponding to the minimum yield tensile strength. Finally and possibly number vary between 2, 3 or 4 to indicate quality [4]. The mechanicals proprieties of steel are registered in Figs. 1 and 2.

C %	Mn %	Si %	P%	S%	Al %
0,10	**0,40**	**0,02**	**0,003**	**0,007**	**0,042**

TABLE 1 . Chemical composition of steel S235JR

By nuance selon NF EN 10025-2	Grade under the old standard NF EN 10025	By Nuance the old standard NF A 35-501
S235JR	**S235JR**	**E 24-2**
S235J0	**S235J0**	**E 24-3**
S235J2	**S235JRG3**	**E 24-4**

TABLE 2 . Equivalencies Nuances Between NF EN 10025–2, NF 10025 and NF A 35–501 [5].

Modulus of Young	Slip modulus	Thermal Coefficient	Poisson's ratio	Charge volume
E	$\mathbf{G = \frac{E}{2(1+v)}}$	$\boldsymbol{\alpha_T}$	**v**	**γ**
210 N/mm2	**81 KN/mm2**	**10-5/°C**	**0,3**	**78,5KN/m3**

TABLE 3 . Values for calculating standard features steel construction [6].

Principle of the test flaring EN10234 (Oct. 1993):

This European standard specifies a method for determining the formability of plastic flaring metal tubes of circular section, it is applicable to tubes of outer diameter not greater than 150 mm (100 mm for light metals) and wall thickness not exceeding 10 mm. The flare using a mandrel tapered end of a specimen cut from a tube, until the maximum outer diameter of the tube and flare reaches the value specified in the relevant product standard (see Figs. 1 and 3) [7].

The choice of the length of specimen (section of the tube) is made according to the angle of the mandrel (see Table 4). The draft tubes are rolled strip by the forming rolls and welded, while the finished tubes are tubes blanks followed by operation of hot rolling (hot drawing) to set size then a final annealing in air (see Fig. 2).

Length of specimen L (mm)	**2de**	**1,5de**	**1,5de**
Angle of the cone mandrel β (°)	**30°**	**45°**	**60°**

TABLE 4 . Dimensions of the specimens according to the angle of the cone.

Figure 1 .Flaring tube.

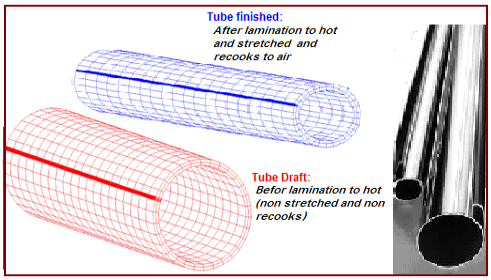


Figure 2 .Draft tube (large diameter) and finished tube (small diameter).

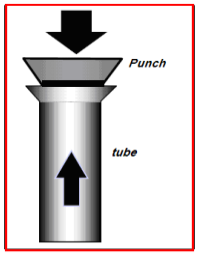


Figure 3 .Principle operation of flare, penetration of the punch in the tube [8].

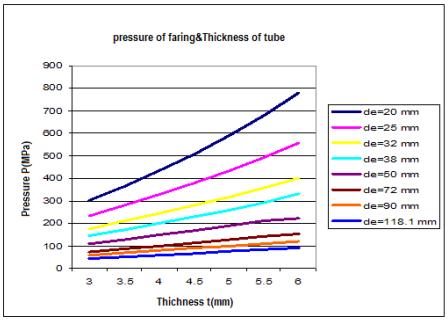


Figure 4 .Evolution of pressure depending on thickness of tubes for different outside diameters.

3. RESULTATSAND DISCUSSION

The results for the two cases considered (ie. draft tube before hot stretching and annealing) and (finished tube after dac hot drawing and annealing in air), reveal:

- Increased pressure values of flare depending on thickness of the tube to different diameters (see Fig. 4);
- Increased pressure values of flare depending on thickness of the tube for different tensile strengths and for both tube (draft and final) (see Figs. 5 and 6); This change in pressure tubes with flared changing thicknesses for different diameters is due mainly to the growing resistance to the tube walls thicker and stronger which requires more effort and load to be deformed. The welding operation produces more than the creation of residual stresses due to shrinkage created by the welding operation on the tubes it is the explanation of the great pressure values recorded in the case of draft tube (see Fig. 5).

In the case of finished tubes are subjected to stress relieving annealing, one can notice a balance in mechanical properties, which guarantee ductility can ease the flare while keeping pressure values valid and logical (see Fig. 6). The hot forming, that is to say forming at temperatures above 580 °C, maximum temperature allowed for the stress relieving annealing, modifies the initial state of the material. It is not possible to restore an additional heat treatment, material properties obtained during the initial manufacturing. The production of this tube, in general, excellent formability cold, that is to say forming at temperatures below 580 °C. We must nevertheless bear in mind that a cold forming results in a hardening of steel and a decrease in its toughness. In general, this change in mechanical properties may be offset in part by a stress relieving treatment (annealing). Increasing the pressure function of thickness with the evolution of resistance to breakage provides the logical behavior of a mechanical resistant material requires a lot of effort to be deformed.

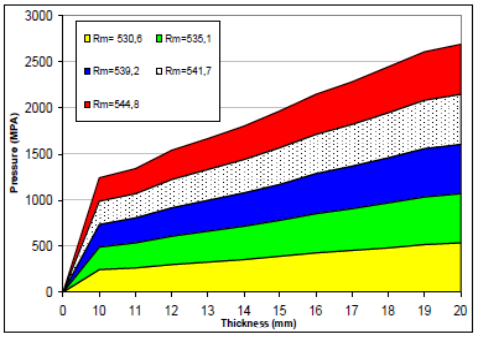


Figure 5 .Evolution of pressure depending on big thickness of the tube blanks for different Rm.

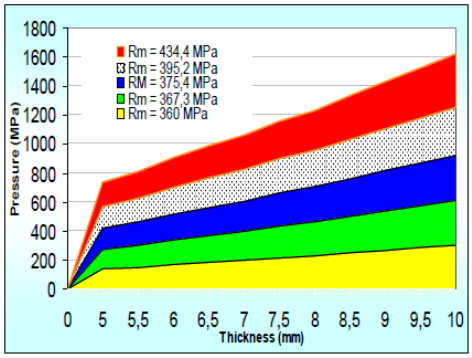


Figure 6 .Evolution of pressure depending on middle weak thickness of the finished tubes for different Rm.

4. NUMERICAL SIMULATION BY CAST2001

Manufacturers show the need for modeling tools and / or simulation of welding, or predictive methodology, to improve the reliability of assemblies. A major challenge for development teams of welded structure is the prediction of mechanical effects of welding (stress and strain). To do the numerical method for describing the behavior of a structure point of resistance is therefore the finite element method [9]. In our case, it is a computer program for structural steel (S235JR) to isotropic elastic behavior, in a state of plane stress with the software Castem 2001. The program provides:

- The 1/4 of tube considered in 2 D (see Fig. 7).
- The deformation at different amplitudes (see Fig. 8);
- The Von Mises stress (see Fig. 9).

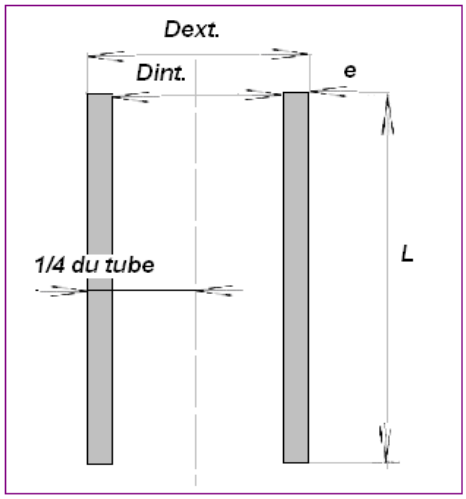


Figure 7 .The quard (¼) of the tube is considered in simulation (longitudinal section of the tube section).

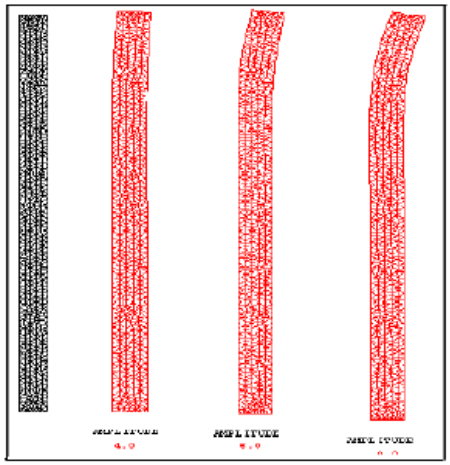


Figure 8 .The quard (¼) numerical simulation of tube ¼ 2D and his deformation.

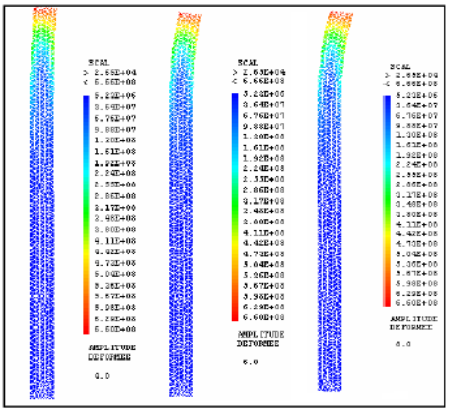


Figure 9 .Visualization of Von Mises stresses of registration of deformations.

5. CONCLUSIONS

In the field of tube production, research is regularly conducted to gain innovative knowledge, this need resulting from intense competition and rapidly changing technology to meet market demands and ensure satisfactory and continuous security product quality and conception's experiment done at ENTTPP Tebessa to satisfactory results, without revealing defects on the four tube samples (blanks and finished). Followed by the numerical finite element (EF), helped us to see closely the deformation of samples at different amplitude. As recorded in the charts the flare increase with outer diameters and thicknesses, and pressure of flare measured tube (blanks and finishes) is important as flares calculated. It is still clearly visible on the mesh of ¼ (one Quard) tube is considered by the finite element code Castem 2001. For quality control testing is considered a procedure to determine the relative ductility of metal forming (usually tubes) and certification of nondestructive testing (NDT) is involved, because they (NDA) are generally row. The test is considered bad if it reveals a lack of ductility of metal or appearance defects of cracking (tearing) and especially at the joints welded.

REFERENCES

[1] Colombie, M. 2000 Industrial materials, Metallic materials (eds.Dunod), pp 127-130.
[2] BENISAAD, S. (1995). TEC Welding 340, (eds. Office of Academic publications), p 7.
[3] Pender, J.A. (1973). Welding (eds. Metric), pp 3-4.
[4] Bautin, R., and Pinot, M. (1981). Mechanical manufacturing, (eds. Foucher), p. 27. Paris.
[5] Murry, Guy., Pascator, J.P. Structural steels, Technical Engineering, Construction treated C 2 501, p.13.
[6] Technical Engineering, Volume M4 Metallurgy. p. 125-4.
[7] Document Factory No. 5, Quality Control – Metallic, Test Tube Flaring – NF EN FR 10,234 (October 1993), p.9.
[8] Hannachi, M.T. (2005/2006). Optimization of welding parameters tubes by RF induction, Magister Mechanical, July, p 172 .
[9] Lefichoux, E. (2000). Introduction and Use of CASTEM, ENSTA-LME, pp37-38.

RHÉOLOGIE, CALORIMÉTRIE ET MICROSTRUCTURE SYSTÈMES NANOCOMPOSITES « POLYMÈRE THERMOSENSIBLE-NANOPARTICULES D'ARGILE »

Imane BOUCENNA, Laurent ROYON et Ahmed MOURCHID

Matière et Systèmes Complexes, UMR 7057 CNRS and Université Paris Diderot, cc 7057, 75205 Paris Cedex 13, France

RÉSUMÉ

Nous étudions la microstructure de solutions aqueuses de copolymère thermosensible en présence de nanoparticules d'argile. Nous avons pu montrer que l'ajout de nanoparticules d'argile modifie les propriétés structurales du copolymère, ces propriétés ont été explorées par diffusion de neutrons aux petits angles, microcalorimétrie et rhéologie. Grace à la combinaison de ces techniques, nous avons montré que l'adsorption du copolymère sur les nanoparticules est très favorable et conduit à une diminution du nombre de micelles dans la phase aqueuse. Ce phénomène affecte la structure du copolymère, au-dessus de sa température de transition cristalline, en favorisant la transition de phase inverse cristal-liquide dans les mélanges copolymère-nanoparticules d'argile.

Mots Clés: *SANS, Rhéologie, µDSC, nanoparticule, polymère, nanocomposite.*

NOMENCLATURE

Symboles :

G'	module élastique, Pa	q	vecteur donde, $Å^{-1}$
G"	module visqueux, Pa	I	intensité diffusée, cm^{-1}
T	température, °C		

1. INTRODUCTION

Au cours des dernières décennies, une attention particulière a été accordée aux matériaux nanocomposites grâce au grand potentiel qu'ils représentent pour l'application dans les nanosciences et les nanotechnologies. Une grande partie des nanocomposites étudiés est à base de polymères solubles dans l'eau et sensibles à des stimuli externes, tels que pH, température, force ionique,... Ce qui leur confère des propriétés optiques, magnétiques, thermiques et mécaniques appropriées et utiles. Parmi les polymères étudiés, nous avons les copolymères triblocs, connus sous le nom commercial de pluronics. Sous l'effet de l'augmentation de la concentration et/ou de la température les pluronics forment des micelles qui s'organisent en structure cubique à faces centrées. Ceci leur confère des propriétés mécaniques ajustables en plus de leur biocompatibilité, ce qui en fait des matériaux appropriés pour des applications biomédicales [1-7]. L'ajout d'un deuxième composant dans la matrice de copolymère modifie généralement les propriétés de la matrice. La plupart des additifs sont constitués de nanoparticules inorganiques, les plus couramment utilisées sont les nanoparticules sphériques de latex et de silice [8-12]. Leur utilisation dans une solution de copolymère a ouvert l'accès à des systèmes ayant des propriétés structurelles et mécaniques adaptables [8-22]. Plus récemment, l'interaction entre les propriétés mécaniques des nanocomposite copolymère-nanoparticules et la structure à l'échelle micrométrique a été étudiée à l'aide de techniques de diffusion aux petits angles, rhéologie et microscopie optique [23-25]. La quête concernant de nouvelles propriétés et applications a

poussé plusieurs équipes à étudier l'effet de l'ajout de nanoparticules anisotropes sur les propriétés structurelles et mécaniques des solutions de copolymère. Cette classe de nanoparticules principalement représentés par des minéraux argileux [15-21], devrait permettre de moduler le comportement du nanocomposite en utilisant des concentrations de nanoparticules plus faibles que celles utilisées pour les nanoparticules sphériques. Des travaux portant sur l'adsorption des copolymères triblocs sur des nanoparticules d'argile ont montré que les chaînes de copolymère s'adsorbent sur les faces latérales de ces nanoparticules discoïdes [19]. Dans notre groupe, nous avons étudié l'adsorption spécifique d'un copolymère tribloc sur des nanoparticules d'argile en fonction de la température et de la concentration. Nous nous sommes intéressés à l'étude la structure et des propriétés mécaniques du système, nous avons utilisé les techniques de calorimétrie différentielle à balayage, rhéologie, diffusion de neutrons aux petits angles et microscopie optique [20-21]. Dans le régime concentré, où le copolymère existe sous forme de micelles sphériques, nous avons remarqué que l'adsorption du copolymère sur les nanoparticules est très favorable et conduit à une réduction du nombre de micelles libres en solution. Nous avons montré que l'ajout des nanoparticules d'argile affecte la structure cristalline du copolymère en favorisant la transition de phase inverse cristal-fluide dans les mélanges.

2. MODELE MATHEMATIQUE/METHODE EXPERIMENTALE

2.1. Matériels.

Le copolymère étudié est le Pluronic F127 fourni par Sigma-Aldrich de formule chimique $(EO)_{100}$-$(PO)_{65}$-$(EO)_{100}$ et de masse molaire 12600 g/mol. La préparation des solutions pour les mesures rhéologiques et la micro DSC a été faite dans de l'eau dés-ionisée (Millipore) alors que les échantillons utilisés pour les mesures de diffusion de neutrons ont été préparés dans du D_2O (99,97 % deutéré, Eurisotop France). La fraction massique de copolymère en solution est définie par : $W_P = m_{F127}/(m_{F127} + m_{eau})$, où m_{F127} et m_{eau} représentent les masses de copolymère et d'eau. L'argile synthétique étudiée est la laponite RDS (Industries Laporte). Les particules de laponite se présentent sous forme discoïde de taille moyenne de 25 nm de diamètre et 0,91 nm d'épaisseur. La laponite étant très sensibles au pH, nous avons préparé toutes nos solutions à pH = 10 par ajout de soude. Les mélanges copolymère-laponite ont été préparés en ajoutant lentement la laponite à la solution de copolymère. La fraction massique de laponite dans les mélanges est définie par $W_L = m_{RDS}/(m_{RDS} + m_{F127} + m_{eau})$. Les mélanges copolymère-laponite ont été agités jusqu'à dissolution complète et conservés au réfrigérateur. Les fractions massiques étudiées varient entre 15 et 25% pour le copolymère et 0 et 4% pour la laponite, seuls les résultats correspondant à W_P = 16% et W_L = 0, 1, 2 et 3% seront présentés dans cet article.

2.2. Mesures Calorimétriques

Les mesures de calorimétrie différentielle ont été réalisées à l'aide d'une micro-DSC (Multi-Cell 4100) commercialisée par TA Instruments. Initialement un échantillon de solution (qq mg) est placé dans la cellule de mesure et maintenu à la température initiale fixée à 10°C, jusqu'à l'obtention de l'équilibre. L'échantillon est ensuite soumis à une rampe linéaire en température dans la gamme de température de 10°C à 50°C avec une vitesse de montée de 0,2°C/min. Plusieurs mesures ont été effectuées et ont permis de voir l'excellente répétitivité des mesures.

2.3. Mesures rhéologiques

La caractérisation du comportement viscoélastique en fonction de la température a été réalisée à l'aide d'un rhéomètre à contrainte imposée, Carrimed CSL^2 100 équipé d'une cellule à effet Peltier permettant de contrôler la température de l'échantillon. Les mesures ont été effectuées en utilisant une géométrie cône-plan (40 mm de diamètre du cône avec un angle de cône de 1°). Pour minimiser les effets d'évaporation un système anti-évaporation a été placé sur le rhéomètre. Le domaine linéaire a été déterminé en effectuant un balayage en contrainte et a permis de fixer la contrainte à 0,1Pa, la fréquence des oscillations a été fixée à 1Hz et la vitesse de balayage de température a été fixée à 1°C/min.

2.4. Diffusion de neutrons aux petits angles (DNPA)

Deux configurations expérimentales ont été choisies pour couvrir un domaine de vecteur d'onde, q, entre 0,003 et 0,3 $Å^{-1}$. La longueur d'onde du faisceau incident a été fixée à 5 et 10 Å et la distance échantillon-détecteur = 2 et 5 m dans la première et la seconde configuration. Les échantillons ont été placés dans des cellules de quartz et préalablement équilibrés thermiquement dans une étuve à la température de mesure. Pour chaque échantillon, Nous souhaitons obtenir une description exhaustive des structures formées par le mélange copolymère-laponite et voir l'effet de la température sur les spectres de diffusion des neutrons. L'intensité diffusée est corrigée de la diffusion incohérente et exprimée en cm^{-1}.

3. RESULTATS

3.1. Analyse calorimétrique

Les résultats de la calorimétrie différentielle sont reportés sur la figure 1. Pour les différents mélanges nous pouvons observer un large pic endothermique situé entre 13 et 25°C. Ce pic est relié à la formation des micelles. La largeur du pic est liée à l'interdépendance entre la température et la quantité d'unimères en équilibre avec les micelles, le processus de micéllisation est aussi caractérisé par la position du pic. La figure 1 permet de constater que la température correspondant au pic n'est pas affectée par l'ajout de particules de laponite. Une analyse plus poussée du pic endothermique confirme l'adsorption de grandes quantités de copolymère sur la Laponite. Les changements d'enthalpie de micéllisation endothermiques ont été calculés en intégrant le flux de chaleur correspondant au pic et en le normalisant par rapport à l'unité de masse de la solution (voir tableau 1). Nous pouvons observer une diminution de l'enthalpie en fonction de la concentration de laponite cohérente avec la diminution du nombre d'unimères impliqués dans la micéllisation et donc une augmentation du nombre d'unimères adsorbés.

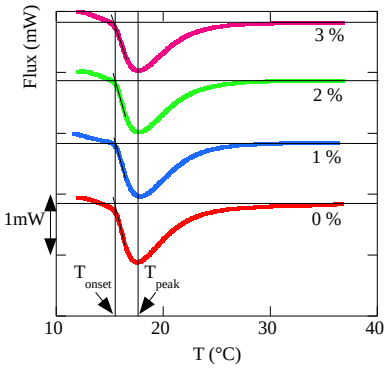


FIGURE 1. thermogramme des mélanges à 16 % de copolymère et 0, 1, 2 et 3% de laponite.

W_L (%)	Enthalpie (J/g de F127)
0	27.9
1	26.3
2	22.6
3	21.3

TABLEAU 1. Enthalpie de micéllisation en fonction de la concentration en laponite pour les mélanges à 16%.

3.2. Analyse rhéologique

Les mesures rhéologiques montrent clairement que l'augmentation de la température induit une transition d'un comportement fluide vers un comportement solide viscoélastique. A très faibles températures les micelles ne sont pas encore formées et nous pouvons constater le peu d'influence de l'ajout de laponite sur les propriétés mécaniques des mélanges. Au-delà de la température micellaire critique (cmt), définie comme la température correspondant au minimum de G'', les modules visqueux et élastique augmentent en fonction de la température. Cette augmentation est dans un premier temps lente et ensuite abrupte et dépend de la concentration en laponite. Ce second régime identifie la température de transition fluide-crystal qui correspond à la transition entre un régime

de liquide viscoélastique (G' < G") et un régime de solide viscoélastique (G' > G"). L'addition de nanoparticules de laponite induit une translation dans ce processus vers des températures plus élevées.

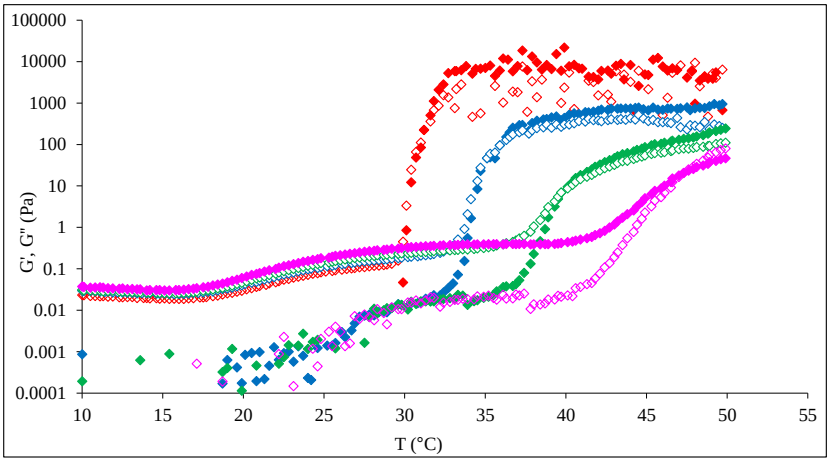


FIGURE 2. modules élastique (*G'*, symbole plein) et visqueux (*G''*, symbole vide) en fonction de la température pour les mélanges à 16 % de copolymère et 0 (rouge), 1 (bleu), 2 (vert), à 3% (rose) de laponite.

3.3. Spectres de diffusion de neutrons aux petits angles

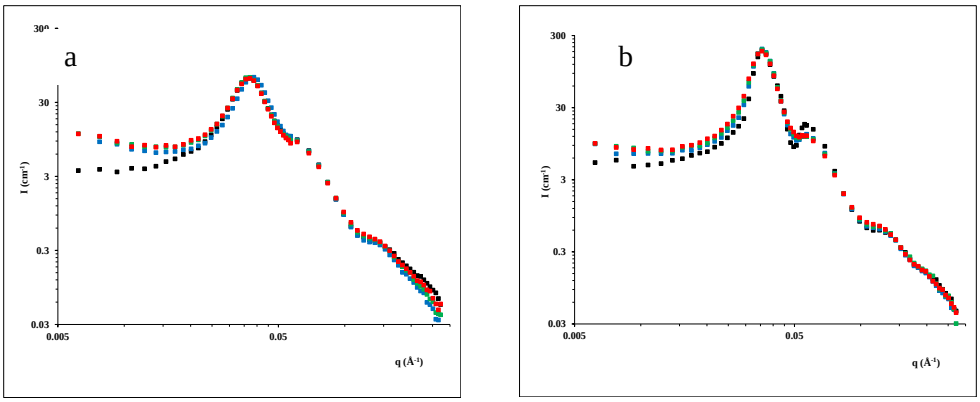


FIGURE 3. Spectre de diffusion pour les solutions à 16% de copolymère et 0 (noir), 1 (bleu), 2 (vert) et 3% (rouge) de laponite. (**a**): *T* = 20 °C; (**b**) *T* = 50 °C

Les figures 3 a-b représentent les profils de l'intensité diffusée pour la solution de copolymère pur à 16% et des 3 mélanges étudiés (1, 2 et 3% de laponite) dans du D_2O. Les mesures ont été effectuées pour 2 températures : 20 et 50°C, choisies pour correspondre aux phases fluide et crystal du copolymère pur. La figure 3 montre que l'addition de la laponite :

i) n'affecte pas le pic de corrélation pour les 2 températures étudiées, il apparait évident que ce pic est dû aux corrélations intermicéllaires du copolymère.
ii) provoque une augmentation de l'intensité aux faibles q pouvant être interprétée comme une augmentation des structures à grandes dimensions ou l'existence d'interactions attractives.
iii) induit la décroissance de l'amplitude des pics de Bragg visible pour T = 50°C (voir figure b). Cette décroissance montre que l'ajout de la laponite empêche ou affaiblit la cristallisation des micelles.

4. CONCLUSIONS

L'effet de l'ajout de nanoparticules de laponite sur les propriétés structurales et rhéologiques de solutions concentrées de copolymère tribloc a été caractérisé par calorimétrie différentielle, rhéologie et diffusion de neutrons aux petits angles. Les résultats montrent qu'une quantité importante d'unimères est adsorbée sur les nanoparticules de laponite. En effet, l'adsorption du copolymère sur l'argile est très favorable et conduit à une réduction du nombre de micelles libres en solution. Elle permet donc de donner plus de volume libre au système entier et augmenter la température de transition tout en abaissant considérablement les modules visqueux et élastiques (rhéologie) des solutions. De plus, l'analyse du pic endothermique (calorimétrie) confirme également cette hypothèse, l'aire sous le pic endothermique peut être décrite comme l'enthalpie des micelles qui est fortement corrélée avec la quantité de micelles formées, celle-ci diminue avec l'ajout de la laponite. La diffusion de neutrons aux petits angles conforte également ce résultat en montrant que l'ajout de laponite provoque un désordre structural.

REMERCIEMENTS

Nous remercions le laboratoire Léon Brillouin (CNRS/CEA) pour nous avoir permis l'accès aux spectromètres de neutrons utilisées dans ce travail. Nous remercions tout particulièrement le Dr A. Lapp pour l'aide et l'assistance fournies durant les mesures.

REFERENCES

[1] P. Alexandridis and B. Lindman, Amphiphilic block copolymers: self-assembly and applications, Elsevier: Amsterdam, 2000.

[2] E. V. Batrakova and A. V. Kabanov, Pluronic block copolymers: Evolution of drug delivery concept from inert nanocarriers to biological response modifiers, J. Controlled Release 130 (2008) 98–106.

[3] L. Bromberg, Polymeric micelles in oral chemotherapy, J. Controlled Release 128 (2008) 99–112.

[4] A.V. Kabanov, E.V. Batrakova and V.Y. Alakhov, Pluronic block copolymers as novel polymer therapeutics for drug and gene delivery, J. Controlled Release 82 (2002) 189–212.

[5] I.R. Schmolka, Artificial Skin I. Preparation and Properties of Pluronic F-127 Gels for Treatment of Burns, J. Biomed. Mater. Res. 6 (1972) 571–582.

[6] R.M. Nalbandian, R.L. Henry, K.W. Balko, D.V. Adams and N.R. Neuman, Pluronic F127 gel preparation as an artificial skin in the treatment of third-degree burns in pigs, J. Biomed. Mater. Res. 21 (1987) 1135–1148.

[7] S. D. Singh-Joy and V. C. McLain, Safety Assessment of Poloxamers 101, 105, 108, 122, 123,124, 181, 182, 183, 184, 185, 188, 212, 215, 217, 231, 234, 235, 237, 238, 282, 284, 288, 331, 333, 334, 335, 338, 401, 402, 403, and 407, Poloxamer 105 Benzoate, and Poloxamer 182 Dibenzoate as Used in Cosmetics, Int. J. Toxicol. 27 (2008) 93–128.

[8] J.A. Shar, T.M. Obey and T. Cosgrove, Adsorption studies of polyethers Part 1. Adsorption onto hydrophobic surfaces, Colloids Surf. A: Physicochem. Eng. Aspects 136 (1998) 21–33.

[9] E. Tamborini, N. Ghofraniha, J. Oberdisse, L. Cipelletti and L. Ramos, Structure of nanoparticles embedded in micellar polycrystals, Langmuir 28 (2012) 8562–8570.

[10] J.A. Shar, T.M. Obey and T. Cosgrove, Adsorption studies of polyethers: part II: adsorption onto hydrophilic surfaces, Colloids Surf. A: Physicochem. Eng. Aspects 150 (1999) 15–23.

[11] B. Sarkar, V. Venugopal, M. Tsianou and P. Alexandridis, Adsorption of Pluronic block copolymers on silica nanoparticles, Colloids Surf. A: Physicochem. Eng. Aspects 422 (2013) 155–164.

[12] D. C. Pozzo and L. M. Walker, Small-angle neutron scattering of silica nanoparticles templated in PEO–PPO–PEO cubic crystals, Colloids Surf. A: Physicochem. Eng. Aspects 294 (2007) 117–129.

[13] T. Azzam, L. Bronstein and A. Eisenberg, Water-Soluble Surface-Anchored Gold and Palladium Nanoparticles Stabilized by Exchange of Low Molecular Weight Ligands with Biamphiphilic Triblock Copolymers, Langmuir 24 (2008) 6521–6529.

[14] L. A. Harris, J. D. Goff, A. Y. Carmichael, J. S. Riffle, J. J. Harburn, T. G. St. Pierre and M. Saunders, Magnetite nanoparticle dispersions stabilized with triblock copolymers, Chem. Mater. 15 (2003) 1367–1377.

[15] V. Castelletto, I. A. Ansari and I. W. Hamley, Influence of added clay particles on the structure and rheology of a hexagonal phase formed by an amphiphilic block copolymer in aqueous solution, Macromolecules 36 (2003) 1694–1700.

[16] G. Lazzara, S. Milioto, M. Gradzielski and S. Prevost, Small angle neutron scattering, X-ray diffraction, differential scanning calorimetry, and thermogravimetry studies to characterize the properties of clay nanocomposites, J. Phys. Chem. C 113 (2009) 12213–12219.

[17] K. Sun and S. R. Raghavan, Thermogelling Aqueous Fluids Containing Low Concentrations of Pluronic F127 and laponite Nanoparticles, *Langmuir 26 (***2010)** 8015–8020.

[18] R. De Lisi, M. Gradzielski, G. Lazzara, S. Milioto, N. Muratore and S. Prevost, Aqueous laponite Clay Dispersions in the Presence of Poly (ethylene oxide) or Poly (propylene oxide) Oligomers and their Triblock Copolymers, J. Phys. Chem. B 112 (2008) 9328–9336.

[19] A. Nelson and T. Cosgrove, Small-angle neutron scattering study of adsorbed pluronic tri-block copolymers on laponite, Langmuir 21 (2005) 9176–9182.

[20] I. Boucenna, L. Royon, P. Colinart, M. A. Guedeau-Boudeville and A. Mourchid, Structure and thermorheology of concentrated pluronic copolymer micelles in the presence of laponite particles, Langmuir 26 (2010) 14430–14436.

[21] I. Boucenna, M. A. Guedeau-Boudeville, A. Lapp, P. Colinart, A. Proag, L. Royon and A. Mourchid, Temperature directed-assembly of coated-laponite nanoparticles in pluronic micellar solutions, Soft Matter 9 (2013) 170–176.

[22] D. C. Pozzo, K. R. Hollabaugh and L. M. Walker, Rheology and phase behavior of copolymer-templated nanocomposite materials, J. Rheol. 49(3) (2005) 759–782.

[23] N. Ghofraniha, E. Tamborini, J. Oberdisse, L. Cipelletti and L. Ramos, Grain refinement and partitioning of impurities in the grain boundaries of a colloidal polycrystal, Soft Matter 8 (2012) 6214–6219.

[24] A. Louhichi, E. Tamborini, N. Ghofraniha, F. Caton, D. Roux, J. Oberdisse, L. Cipelletti and L. Ramos, Nucleation and growth of micellar polycrystals under time-dependent volume fraction conditions, Physical Review E 87, 032306 (2013) 1–8.

[25] A. Louhichi, E. Tamborini, J. Oberdisse, L. Cipelletti and L. Ramos, Viscoelasticity of colloidal polycrystals doped with impurities, Physical Review E 92, 032307 (2015) 1–8.

MODELING OF GLOBAL SOLAR RADIATION ON A HORIZONTAL SURFACE USING ARTIFICIAL NEURAL NETWORK: A CASE STUDY

M. LAIDI, S. HANINI

Laboratory of Biomaterials and Transport Phenomena (LBMPT), University of Medea, Algeria.
maamarw@yahoo.fr, s_hanini2002@yahoo.fr

ABSTRACT

The present work investigates the potential of artificial neural network (ANN) model to predict the horizontal global solar radiation (HGSR). The ANN is developed and optimized using three years meteorological database from 2011 to 2013 available at the meteorological station of Blida (Blida 1 university, Algeria, Latitude 36.5°, Longitude 2.81° and 163 m above mean sea level). Optimal configuration of the ANN model has been determined by minimizing the Root Means Square Error (RMSE) and maximizing the correlation coefficient (R^2) between observed and predicted data with the ANN model. To select the best ANN architecture, we have conducted several tests by using different combinations of parameters. A two-layer ANN model with six hidden neurons has been found as an optimal topology with (RMSE=4.036 W/m²) and (R^2=0.999). A graphical user interface (GUI), was designed based on the best network structure and training algorithm, to enhance the users' friendliness application of the model.

Key Words: *Artificial neural network; global solar radiation; solar energy; prediction; Algeria.*

NOMENCLATURE

Symbols :

W Poids

T Temeprature, °C

R^2 Determination coefficient, $R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^{N}\left(GSR^{exp} - GSR^{pred}\right)^2}{\sum_{i=1}^{N}\left(GSR^{exp} - \bar{GSR}\right)^2}$

T Bias

GUI Graphical user interface

GSR Global Solar Radiation, Wh/m²

HGSR Horizontal global solar radiation, Wh/m²

ANN Artoficial Neural Network

Y Year

SD Sunshine duration

DN Number of the day

t Time, h

RH Relative humidiy, %

In Input

Indices / Exponents :

in scaled value of the variable x in the psotion

i position of an element (i=1 to n)

exp exeprimental value

pred predicted value

s number of neurons in the hidden layer (s =

k number of neurons in the input layer (k=1

l number of neurons in output layer (l = 1)

$Root\,Mean\,Squared\,Error: RMSE = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}(HGSR^{exp} - HGSR^{pred})^2}$

1. INTRODUCTION

Solar potential is desirable for many areas of research and applications in different engineering fields. However, global solar radiation is not as readily available as other data due to the cost of pyranometers and difficulty in measurement. In spite of the existence of meteorological stations at many places, sometimes the measurements are not available continuously due to recording deficiencies.

Therefore, there is the need to develop alternative ways to generate these data. Many models have been developed to predict the solar radiation. Comparative studies of artificial neural networks (ANNs) and the traditional regression approaches in modeling global solar radiation (GRS) have been shown that ANN methodology offers a promising alternative to the traditional approach. The relationship between radiation and meteorological data is highly non-linear, and consequently an ANN can be a suitable alternative to model the underlying radiation properties.

A three-layer feedforward artificial neural network can approximate any nonlinear continuous function to an arbitrary accuracy [1-4]. The use of ANN to solve real problems always includes selecting the appropriate network models and network topology, as well as the efficient training [5].

In the recent years, ANN has been widely used to model global solar radiation in Algeria. Such as Mellit et al., [6], proposed a hybrid model based on ANN-MTM (Markov Transition Matrix) for generating sequences of direct GSR and the optimal model has been obtained with a correlation coefficient ranging from 90 to 92% and a RMSE error not exceeding 8% between the measured and predicted data. Yacef et al, [7] presents a comparative study between Bayesian Neural Network (BNN), classical Neural Network (NN) and empirical models for estimating the daily global solar irradiation (DGSR). Results show that the BNN performs better that other NN structures and empirical models. The experimental dataset used in this work is available by the National Renewable Energy Laboratory (NREL) in the north-eastern of Algeria in the city of Jijel. The optimal ANN is obtained with an RMSE of 8.4173 %. Estimating the global solar radiation (GSR) as a function of air temperature and relative humidity data using artificial neural network (ANN) in a in the south-western region of Algeria has been conducted by [8]. The RMSE and R^2 values of this network were 17.20 and 0.9999, respectively for the test.

A set of ANN models for global solar radiation prediction at Djelfa (Algeria) has been proposed by [8]. The obtained error performance was 11.69% for RMSE. Dahmani et al, [9] developed a MLP model of solar tilted global irradiation from horizontal ones. The optimal configuration has been obtained with relative root means square error around to 8%. The model is trained with an experimental database available at the Renewable Energies Development Centre (CDER) in Bouzareah near Algiers (latitude: 36.8°N; longitude: 3.17°E) at an altitude of 347 m.

Till now, no work have been conducted to model global solar radiation using ANN in the city of Blida, although this latter is an industrial city and has one of the biggest universities in Algeria where renewable energy is taught as an important subject.

In this study, the half-hourly values of global solar radiation on horizontal surface over the City of Blida (Algeria) will be modeled using artificial neural networks based on readily available meteorological data. The developed model in this study will enable the easy estimation of solar radiation which is essential in the design of solar devices, simulate its behavior and optimize its management.

1. GLOBAL SOLAR IRRADIATION MODELING WITH NEURAL NETWORK

In order to model horizontal global solar radiation by one ANN model, six variables have been selected as inputs: year of test, sunshine duration, day of the year, time, temperature and relative humidity. The choice of the input and output variables is motivated by their availability in meteorological station. The application of ANN modeling of HGSR was performed using MATLAB® (version R2013a) and the strategy proposed by Plumb [10]:

1. The experimental data should be divided into training (in this work: 1157 data), validation (in this work: 578 data) and test set (in this work: 578 data): the validation set is used in parallel with the training set. The connection weights of the neurons will be adjusted during the training in order to acquire the knowledge of the network. While, the validation set will be used for verifying the generalization ability of the network during the training process, it is used as a stop criterion for training. Then, the accuracy of the proposed ANN model was evaluated through a test data set not used in the training stage [11].
2. Since the variables of input‑output data have different physical units and range sizes and in order to improve the efficiency of network training and to prevent saturation of the transfer functions, data were normalized in order to fall in the range [−1, 1] by calculating the minimum and the maximum of each vector variable and scaling the data with respect to these limits. The normalization function used in this work is given by (eq.1) and programmed in Matlab as (mapminmax, [-1, +1]) [12]:

$$x_{in} = \frac{2\{x_i - \min(x_i)\}}{\{\max(x_i) - \min(x_i)\}} - 1 \quad (1)$$

3. The most widely used algorithm for prediction purpose is the feed-forward multilayered network commonly named "back-propagation, a typical architecture incorporating back-propagation has at least three layers. The first is the input layer that presents data into the network. This layer has as many neurons as the number of variables used in prediction. The output layer where each neuron receives input from each neuron in the hidden layer immediately proceeding. The number of neurons in the output layer will equal the number of variables to be predicted. The middle layer is designed for data processing [13]. A network may have more than one hidden layer depending on the complexity of the problem. For solar radiation forecasting, typically one hidden layer may be sufficient to map input data to output data.
4. In supervised training method, a network is trained by presenting it with a series of training cases (vectors) each with associated target output values. The weights are then adjusted based on the learning rule specified [13].
5. The neurons can be fully connected or partially connected. In the case of a fully connected network, all first layer neurons are connected to all hidden neurons in the next layer and all second layer neurons are connected to all third layer neurons. Finally, all neurons in the last hidden layer are connected to all neurons of the output layer.
6. The number of neurons in the hidden layer can be varied depending on the performance of the network during the training phase. In general neural networks are sensitive to the number of neurons in their hidden layers. Too few hidden neurons provide faster training and limit the ability of the neural network to model the process (under fitting). Too many neurons can contribute to over fitting and long training period. Despite the fact that there is a lot of methods proposed by various researchers such as [14] suggests hidden neurons between half the number of input variables and two times that number and according to the work done by [15], the selection of the neurons in the hidden layer usually has to be done by trial and error.
7. From among activation functions the sigmoid (logistic logarithmic) function is the most usually employed for the hidden layer in ANN applications [16-17] and the tansig transfer function, for the output layer which can satisfy the requirement of variety for different output result.
8. The optimal configuration of the optimal ANN model is obtained based on error analysis (RMSE) and the appropriate correlation coefficient (R^2) of test data set. The regression results are represented by values between 0 and 1 where a value of 1 indicates perfect correlation between the targets and the actual outputs of the networks and 0 indicates the opposite.
9. The above strategy has been implemented in a MATLAB program for ANN modelling of the HGSR. Initially, the program starts with the default feedforward backpropagation NN type (feedforwardnet), Bayesian Regularization backpropagation (trainbr) and one hidden layer. Once the topology is specified the starting and ending number(s) of neurons in the hidden layer(s) have to be specified. The number of neurons in a hidden layer is then modified by adding neurons one at a time. The procedure begins with the logarithmic sigmoid activation function for the hidden layers and the hyperbolic tangent sigmoid activation function for the output layer.

Based on this global strategy, detail of the different phases of the procedure used in this work is depicted in Figure 1.

2. RESULTS AND DISCUSSIONS

The best ANN algorithm obtained in this work was a multilayer feedforward back propagation network that consisted of a 6-6-1 topology. The optimized values of network for learning rate and momentum were 0.01 and 0.8, respectively. The learning was completed in RMSE = 4.036 W/m^2 and R^2= 0.999. The training process was activated to achieve a performance target of 1×10^{-3} for maximum training epochs of 2000. The values of these parameters were obtained after performing several trial and error runs. It was found that these values insure fast learning.

Table 1 shows the structure of the optimized NN model. The weight matrices and bias vectors of the NN model are listed in Table 2, where IW{6,6} is the input-hidden layer connection weight matrix (6 rows x 6 columns), LW{6,1} is the hidden-output layer connection weight matrix (6 rows x 1 column).

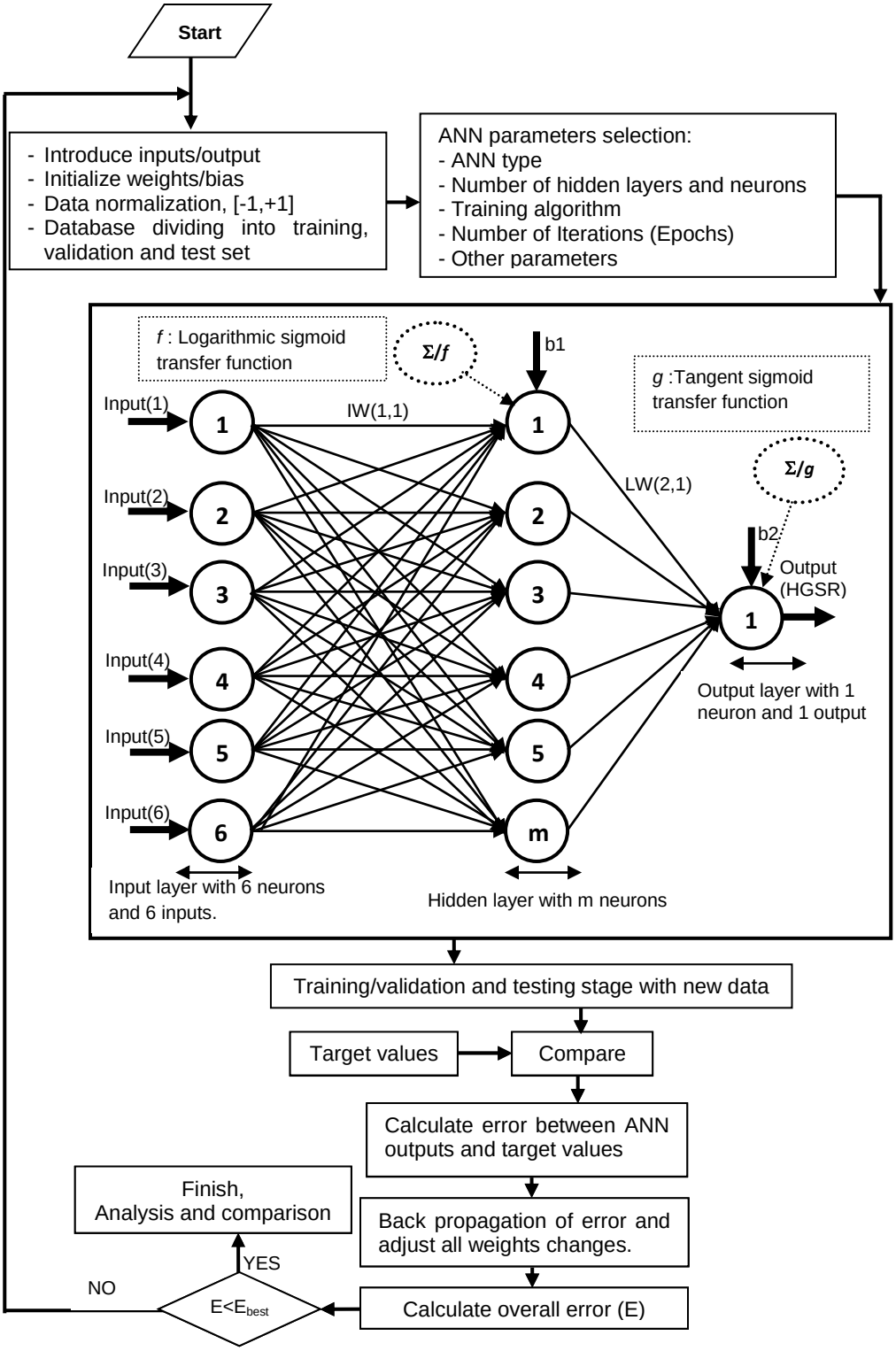


FIGURE 1. Flowchart of multilayer feed-forward neural network modeling.

TABLE 1. Structure of the optimized artificial neural networks model.

Type of network	Training Algorithm	Input layer	Hidden layer		Output layer	
		No. of neurons	Number of neurons	Activation function	Number of neurones	Activation function
FFBP NN (***feedforwardnet*** MATLAB function)	Bayesian Regularization backpropagation (***Trainbr*** MATLAB function)	6	6	Logarithmic sigmoid (***logsig*** MATLAB function)	1	Tangent Sigmoid (***tansig*** MATLAB function)

We randomly chose a periods of 4 days for which we plotted the experimental and estimated data in order to show the interpolating ability of the ANN model (Figure 2). This figure shows excellent agreement between experimental curve (shown as blue line) and the NN predicted results (shown as red-star markers), all points follow exactly the trend of the experimental data which suggests a good predictive ability of the NN model for HGSR within the range of inputs for which the model has been designed (Table 3). This result also means that the experimental data has been fitted with a high accuracy using the optimal ANN model.

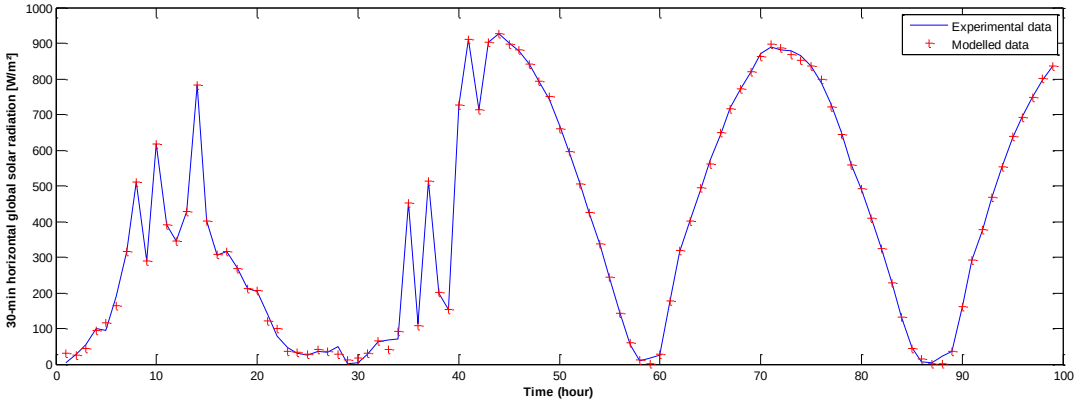


FIGURE 2. Validation of the Model on a 4 days period

TABLE 2. Weight and bias of the optimized ANN model during the training stage

Input-hidden layer connections							**Hidden-output layer connections**	
IW{1,1}						b(1)	LW{2,1}	b(2)
1,1511	0,7839	0,2512	-3,0193	-0,9991	-0,3799	3,0140	5,1376	
-0,2027	-0,2586	0,9084	4,4869	-1,5233	-0,2084	3,0579	5,1588	
3,0786	1,0063	-1,3776	-2,6283	-2,7958	1,9204	3,7276	-7,7930	-5.1461
-0,9502	1,7816	-5,1045	-1,2838	5,5163	-1,7528	3,1900	3,2007	
1,4085	4,5360	3,0091	-0,5884	-6,1431	2,6033	-2,8581	1,6305	
-0,1832	1,0829	3,4803	4,0157	0,9689	-1,7411	-3,1123	-6,8747	

Since the ANNs are poor in extrapolating, eq.4 is valid within the range of the input data during the training. Table 3 that follows represents the maximum and the minimum of each input.
The mathematical formula of the predicted output is given by the Eq. (4):

$$HGSR = \sum_{s=1}^{S}\left[W_{0(l,s)}\left(\frac{2}{1+\exp(-2(\sum_{k=1}^{K}(W_{i(s,k)}.In_{(k)})+b1_{(s)}))} -1 \right)\right] + b2_{(l)} \qquad (2)$$

Where s is the number of neurons in the hidden layer (S = 6), k is the number of neurons in the input layer (K = 6), l is the number of neurons in output layer (l = 1), W_i (IW), W_o (LW) and $b1_{(s)}$, $b2_{(l)}$ are weights and bias between input-hidden layer and hidden-output layer respectively. The eq. (4) is not complex because is made up of a simple arithmetic operation. Therefore, it can be used for on-line estimation application for industrial processes.

TABLE 3. Input and output parameters used in model

Variable category	Parameters	Symbol	Unit	Minimum	Maximum
Inputs	Year	Y	(-)	2011	2013
	Sunshine duration	SD	(h)	-23,45	23,39
	number of the day	DN	(-)	1	365
	Time	t	(h)	6	20
	Temeprature	T	(°C)	19	41.2
	Relative humidiy	RH	(%)	24	86
Output	Global solar irradiation received on horizontal surface	HGSR	(W/m^2)	1	1074

3. CONCLUSIONS

In this paper, a suitable method for predicting horizontal global solar radiation using an artificial neural network is described.This model can predict HGSR using some commonly available parameters like, year, sunshine duration, and number of the day, time, temperature and relative humidity as input parameters. The validation of the model was performed with previous data, which has not been used in the training of the network. The network structure with [6-[6]-1] configuration trained with the Bayesian Regularization backpropagation 'trainbr' algorithm gave the best prediction performance with highest R^2 (0.999) and lowest RMSE (4.036%). This accuracy is within the acceptable level used by design engineers.

REFERENCES

[1] Brown, M., C. Harris. 1994. Neural fuzzy adaptive modeling and control. Prentice-Hall, Englewood Cliffs.

[2] Hornick, K, M. Stinchcombe and H. White. 1989. Multilayer feed forward networks are universal approximators. Neural Networks 2:359–366.

[3] Tamer, K., M. Azah, M. Marwan and K. Sopian. 2011. Modeling of daily solar energy on a horizontal surface for five main sites In Malaysia. International Journal of Green Energy 8: 795–819. DOI: 10.1080/15435075.2011.602156

[4] Zeynab, R., M. Omid and A. Keyhani. 2013. Modeling solar energy potential in a Tehran province using artificial neural networks, International Journal of Green Energy, 10: 427–441, DOI: 10.1080/15435075.2011.647172.

[5] García-Pedrajas, N. 2003. COVNET: A Cooperative Coevolutionary Model for Evolving Artificial Neural Networks. IEEE Transactions on Neural Networks 14(3):575-596.

[6] Mellit, A., M. Benghanem, A. Hadj Arab and A. Guessoum. 2005. A simplified model for generating sequences of global radiation data for isolated sites: using artificial neural network and a library of Markov transition Matrices. Solar energy 79:468-482.

[7] Yacef, R., M. Benghanem and A. Mellit. 2012. Prediction of daily global solar irradiation data using Bayesian neural network: A comparative study. Renewable energy 48: 146-154.

[8] Assas, O, H. Bouzgou, S. Fetah, M. Salmi and A. Boursas. 2014. Use of the Artificial Neural Network and Meteorological Data for Predicting Daily Global Solar Radiation in Djelfa, Algeria 2014 IEEE 10.1109/ICCMREA.2014.6843807

[9] Dahmani, K., R. Dizene, G. Notton, C. Paoli, C. Voyant and M.L. Nivet. 2014. Estimation of 5-min time-step data of tilted solar global irradiation using ANN (Artificial Neural Network) model. Energy 70(1): 374-381.

[10] Plumb, A.P, R.C. Rowe, P. York and M. Brown. 2005. Optimisation of the predictive ability of artificial neural network (ANN) models: A comparison of three ANN programs and four classes of training algorithm. European Journal of Pharmaceutical Sciences 25: 395

[11] Laidi, M and S. Hanini. 2013. Optimal solar COP prediction of a solar-assisted adsorption refrigeration system working with activated carbon/methanol as working pairs using direct and inverse artificial neural network. International Journal of Refrigeration 36: 247:257.

[12] Yacef, R., A Mellit, S. Belaid and Z. Sen. 2014. New combined models for estimating daily global solar radiation from measured air temperature in semi-arid climates: Application in Ghardaïa, Algeria. Energy Conversion and Management 79: 606–615(2014).

[13] Garson, G.D. 1991. Interpreting Neural-Network Connection Weights, AI Expert; Miller Freeman, Inc.: San Francisco, p 46.

[14] Mendelsohn, L. 1993. Preprocessing Data for Neural Networks. Technical Analysis of Stocks and Commodities 52-58.

[15] Lolas, S., O.A. Olatunbosun. 2008. Prediction of vehicle reliability performance using artificial neural networks, Expert Systems with Applications 34:2360–2369.

[16] Hambli, R., A. Chamekh and H. Bel Hadj Salah. 2006. Real-time deformation of structure using finite element and neural networks in virtual reality applications. Finite Elements in Analysis and Design 42 (11): 985–991.

[17] Rafiq, M.Y., G. Bugmann and D.J. Easterbrook. 2001. Neural network design for engineering applications. Computers & Structures 79 (17):1541–1552.

STOCKAGE DE L'ÉNERGIE THERMIQUE: EFFET DES PARAMÈTRES PHYSIQUES ET GÉOMÉTRIQUES SUR LES PERFORMANCES DE STOCKAGE

Fouzi BENMOUSSA[1], Hocine BENMOUSSA[1], Ahmed BENZAOUI[2]

[1]Laboratoire (LESEI), Département de Mécanique, Université de Batna, benmoussa_fouzi@yahoo.fr
[1]Laboratoire (LESEI), Département de Mécanique, Université de Batna, hocine_b@hotmail.com
[2]Faculté de Physique, Université des Sciences et Technologies Houari Boumedienne (USTHB), a1benzaoui@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Les systèmes de stockage thermiques, basés sur le stockage de chaleur latente, ont été appropriés, particulièrement dans les applications thermiques solaires. Dans cette étude une comparaison quantitative a été développée, qui vise une étude numérique des performances d'une unité de stockage thermique par chaleur latente LHS (Latent Heat Storage), sous l'effet de plusieurs paramètres physiques, tels que vitesse et température d'entrée du fluide caloporteur HTF (Heat Transfer Fluid) et paramètres géométriques, tels que le diamètre de la conduite de stockage sur le temps du processus de fusion, le taux de stockage thermique et la fraction de fusion du PCM (Phase Change Material). Les résultats prouvent que bien que l'augmentation de la vitesse d'entrée du fluide caloporteur ainsi que sa température puisse augmenter le taux de fusion du PCM et réduit le temps complète de fusion. L'augmentation de rayon du tube a permis d'avoir un temps de fusion relativement long par rapport aux autres paramètres.

Mots Clés : *Stockage thermique par chaleur latente, Matériaux à changement de phase, Chaleur sensible, Chaleur latente, Performance de stockage.*

NOMENCLATURE

Symboles		**Lettres grecques**	
C_p	Chaleur spécifique, J. $Kg^{-1}K^{-1}$	ρ	Masse volumique, Kg. m^{-3}
Q_m	Débit massique, Kg. s^{-1}	ΔH	Chaleur latente de fusion, KJ. Kg^{-1}
T_M	Température de fusion de PCM, K	μ	Viscosité dynamique, Kg. $m^{-1}.s^{-1}$
U	Vitesse d'écoulement, $m.s^{-1}$	θ	Température relative ($T-T_M$), K
k	Conductivité thermique, W. $m^{-1}K^{-1}$	β	Fraction liquide du PCM
t	Temps, s	**Indices / Exposants**	
x	Coordonnée axiale, m	f	Fluide caloporteur
r	Coordonnée radiale, m	pcm	Matériau à changement de phase

1. INTRODUCTION

Le contexte énergétique a poussé les scientifiques à réfléchir à l'utilisation de l'énergie solaire qui possède le double avantage d'être gratuite et propre. Toutefois, l'inconvénient de cette source d'énergie est son intermittence. L'une des solutions envisagées pour faire face à ce problème est le stockage de l'énergie. Cette énergie peut être stockée sous forme de chaleur dans des réservoirs thermiques. Ces derniers diffèrent par la géométrie de l'échangeur et par la nature du matériau servant à stocker l'énergie [1-2]. Ainsi, l'énergie thermique peut être alors stockée sous forme de chaleur sensible, ou bien sous forme de chaleur latente ou même les deux à la fois [3]. Le stockage thermique peut utiliser la chaleur latente de changement d'état,

particulièrement la chaleur latente de fusion qui permet la récupération à un niveau de température constant [4]. L'énergie thermique peut être stockée de façon isotherme grâce à un changement de phase des matériaux. Durant l'étape de charge, l'énergie thermique fournie au média permet son échauffement, puis son changement de phase et éventuellement sa surchauffe. Celui-ci est ensuite stocké à la température de charge. Lors de la restitution de l'énergie celui-ci change de nouveau de phase pour restituer l'énergie stockée et reprendre son état initial [5]. Les procédés de stockage d'énergie thermique par chaleur latente sont généralement des systèmes de stockage passifs. Le fluide caloporteur passe dans le stockage uniquement pendant les phases de charge et de décharge. Le matériau de stockage ne circule pas, il est séparé du fluide caloporteur. Pour assurer le transfert de chaleur entre les deux, des échangeurs de chaleur sont utilisés. Les systèmes Shell-and-tube heat storage unit est la technologie la plus prometteuse dans ce type de stockage, l'efficacité thermique moyenne de charge et de décharge est importante. Dans cette étude une comparaison quantitative a été développée qui vise une étude numérique des performances d'une unité de stockage thermique par chaleur latente LHS sous l'effet de plusieurs paramètres physiques, tels que vitesse et température d'entrée du fluide HTF et paramètres géométriques, tels que le diamètre de la conduite de stockage sur le temps du processus de fusion, le taux de stockage thermique et la fraction de fusion du PCM.

2. MODELE PHYSIQUE ET EQUATIONS GOUVERNANTES

2.1. MODELE PHYSIQUE

Les dimensions du modèle physique et les conditions de fonctionnement sont semblables au travail de W. Wei-Wei & al [6] et M. Lacroix [7]. La longueur du domaine de calcul est L=1 m, le rayon du tube intérieur R_1=0.635 cm, le rayon du tube extérieur est R_2=1.29 cm, les tubes sont construit en cuivre (Figure 1). Le fluide caloporteur (HTF: l'eau) circule en régime laminaire à l'intérieur du tube interne est soumis à une température d'entée constante. Le matériau de stockage par chaleur latente utilisé est le n-octadécane, sa température de fusion est T_M=300.7 K. Les propriétés thermo-physiques du PCM et cuivre sont mentionnées dans le Tableau 1. La température initiale du PCM est T=282.7 K pendant le processus de fusion. La température d'entrée du fluide caloporteur varie entre (T=302.7 K et T=325.7 K). Dans cette étude la différence entre la température d'entrée du fluide HTF et la température de fusion du PCM varie entre (+ 2K et + 25K). La vitesse d'entrée du fluide HTF aussi varie entre (U=0.01 m/s et U=0.6 m/s). La fusion est traitée comme un problème à conduction bidimensionnelle.

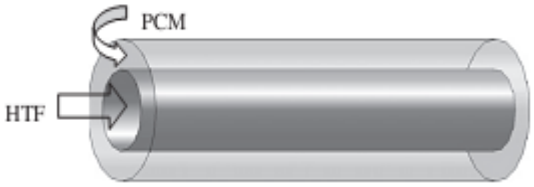


FIGURE 1.a. Schémas du système Shell-and-tube heat storage unit

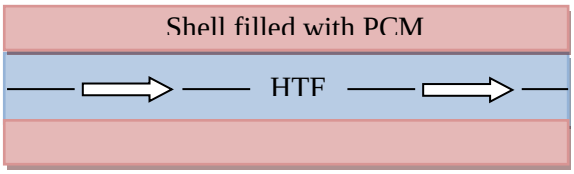


FIGURE 1.b. Configuration du modèle physique LHS

	n-octadécane	**Cuivre**
Température de fusion, *(K)*	300.7	/
Chaleur latente, *(KJ. kg^{-1})*	243.5	/
Conductivité thermique, *(W. m$^{-.1}$K^{-1})*	0.358	398
Chaleur spécifique, *(J. kg^{-1}K^{-1})*	2222	386
Masse volumique, *(kg. m^{-3})*	771	8930
Viscosité dynamique, (*Kg. m^{-1}.s^{-1})*	3.107.10^{-3}	/

TABLEAU 1. Propriétés thermo-physiques du n-octadécane et cuivre [6, 7]

2.2. HYPOTHESES SIMPLIFICATRICES

- Le fluide est supposé incompressible et newtonien
- L'écoulement est supposé laminaire
- Les propriétés thermo physiques du PCM et HTF sont constantes
- L'effet de la convection naturel pour la phase liquide de PCM est négligé
- La surface externe de paroi est supposée adiabatique
- La paroi du tube intérieur est supposée mince et le matériau qui la constitue est supposé un bon conducteur thermique

2.3. EQUATIONS GOUVERNANTES

2.3.1. Formulation mathématique pour HTF

$$\left(\rho C_p\right)_f\left(\frac{\partial T_f(x,r,t)}{\partial t}+U(r)\frac{\partial T_f(x,r,t)}{\partial x}\right)=k_f\left(\frac{\partial^2 T_f(x,r,t)}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial T_f(x,r,t)}{\partial r}\right) \quad (1)$$

$x \succ 0,\ \ 0 \prec r \prec R_1,\ \ t \succ 0$

2.3.2. Formulation enthalpique pour PCM

$$\left(\rho C_p\right)_{pcm}\frac{\partial T_{pcm}(x,r,t)}{\partial t}=k_{pcm}\left(\frac{\partial^2 T_{pcm}(x,r,t)}{\partial x^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial T_{pcm}(x,r,t)}{\partial r}\right)\right)-\rho_{pcm}\Delta H\frac{\partial \beta}{\partial t} \quad (2)$$

$x \succ 0,\ \ R_1 \prec r \prec R_2,\ \ t \succ 0$

β et la fraction liquide du PCM qui est estimée comme suit :

$$\begin{cases} \beta = 0, & \theta \prec 0 & Solide \\ 0 \prec \beta \prec 1, & \theta = 0 & Solide + Liquide \\ \beta = 1, & \theta \succ 0 & Liquide \end{cases}$$

2.3.3. Conditions aux limites pour HTF

$$\begin{cases} U(0,r,t)=U_0 \\ T_f(0,r,t)=T_0 \end{cases} \qquad 0 \prec r \prec R_1,\ \ t \succ 0 \quad (3)$$

$$\left.\frac{\partial U(x,r,t)}{\partial r}\right|_{r=0}=\left.\frac{\partial T_f(x,r,t)}{\partial r}\right|_{r=0}=0 \qquad x \succ 0,\ \ t \succ 0 \quad (4)$$

2.3.4. Conditions aux limites pour PCM

$$\left.\frac{\partial T_{pcm}(x,r,t)}{\partial r}\right|_{r=R_2}=0 \qquad x \succ 0,\ \ t \succ 0 \quad (5)$$

$$\left.\frac{\partial T_{pcm}(x,r,t)}{\partial x}\right|_{x=0} = \left.\frac{\partial T_{pcm}(x,r,t)}{\partial x}\right|_{x=L} = 0 \qquad R_1 \prec r \prec R_2,\ t \succ 0 \tag{6}$$

L'égalité des flux d'échange à l'interface HTF/PCM est donné par:

$$h_f\left(T_f - T(x, r=R_1, t)\right) = -k_{pcm}\left.\frac{\partial T_{pcm}(x,r,t)}{\partial r}\right|_{r=R_1} \qquad x \succ 0,\ r=R_1,\ t \succ 0 \tag{7}$$

3. METHODE DE RESOLUTION ET DISCRETISATION

L'approche de volume fini a été adoptée pour discrétiser les équations gouvernantes, en raison du couplage de transfert énergétique entre le HTF et PCM, les équations de conservation de l'énergie pour le HTF et PCM sont intégrées ensemble pour résoudre le problème de transfert thermique sur la totalité du domaine physique.

4. RESULTATS ET DISCUSSIONS

4.1. EFFETS DE LA TEMPERATURE D'ENTREE DU FLUIDE CALOPORTEUR HTF

L'effet de la température d'entrée du fluide caloporteur HTF sur le temps de fusion du PCM est montré sur la Figure 2. Avec une augmentation de température d'entrée du fluide HTF, la différence de température entre le HTF et PCM augmente qui permet d'avoir un taux de fusion du PCM relativement important. Donc le temps de fusion diminue. Quand la température d'entrée augmente de 302.7 K jusqu'à 325.7 K, le temps de fusion diminue de 110.83 min à 9.83 min, ce qui réduit le temps de fusion à 90 %.
L'effet de la température d'entrée du fluide caloporteur HTF sur la fraction de fusion du PCM est montré sur la Figure 3. De la figure, on peut remarquer que le processus de fusion de l'unité LHS peut être divisé en trois étapes: (1) la première étape est l'étape de stockage par chaleur sensible, où la température de PCM est inférieure à la température de fusion (300.7 K) et la fraction de fusion est zéro; (2) la seconde est l'étape de stockage par chaleur latente, où la température de PCM atteint la température de fusion, et la fraction de fusion augmente de zéro à un; (3) la troisième est l'étape de stockage par chaleur sensible, où le PCM est complètement fusionné, et la température est plus grand que la température de fusion.
Dans la première étape, avec une augmentation de température d'entrée du fluide HTF, la différence de température entre le HTF et PCM augmente, qui cause une augmentation très rapide de la température du PCM jusqu'à la température de fusion. Ainsi, l'étape de stockage par chaleur sensible diminue avec l'augmentation de température d'entrée. Pour la deuxième étape, une faible différence de température entre HTF et PCM permet d'avoir un temps de fusion relativement long.

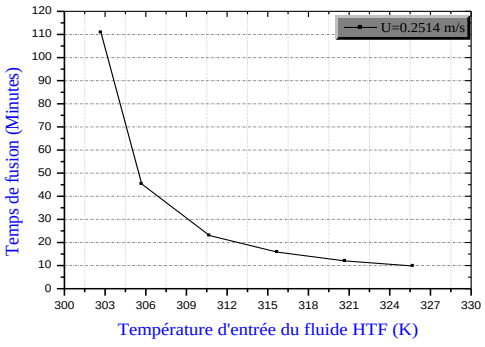


FIGURE 2. Effet de la température d'entrée du

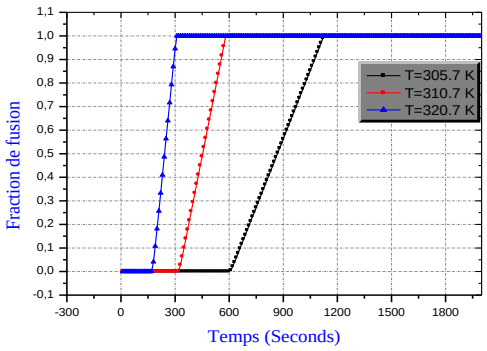


FIGURE 3. Effet de la température d'entrée du

fluide caloporteur HTF sur le temps de fusion

fluide caloporteur HTF sur la fraction de fusion.

4.2. EFFETS DE LA VITESSE D'ENTREE DU FLUIDE CALOPORTEUR HTF

L'effet de la vitesse d'entrée du fluide caloporteur HTF sur le temps de fusion du PCM est montré sur la Figure 4. Avec l'augmentation de la vitesse d'entré du fluide HTF, le coefficient de transfert thermique par convection augmente, qui mène une augmentation de taux de transfert thermique entre le HTF et le PCM. Donc le temps de fusion diminue. Le temps de fusion diminue de 32.66 min à 22.5 min avec une augmentation de vitesse d'entrée de 0.01 m/s à 0.6 m/s, ce qui réduit le temps de fusion à 32 %.
L'effet de la vitesse d'entrée du fluide caloporteur HTF sur la fraction de fusion du PCM est montré sur la Figure 5. La première étape est l'étape de stockage par chaleur sensible, avec l'augmentation de vitesse d'entrée, le transfert thermique entre le HTF et le PCM est amélioré, qui cause une augmentation très rapide de la température du PCM jusqu'a la température de fusion. Ainsi, l'étape de stockage par chaleur sensible diminue avec l'augmentation de vitesse d'entrée. Pour la deuxième étape, une faible vitesse d'entrée du fluide HTF permet d'avoir un temps de fusion relativement long.

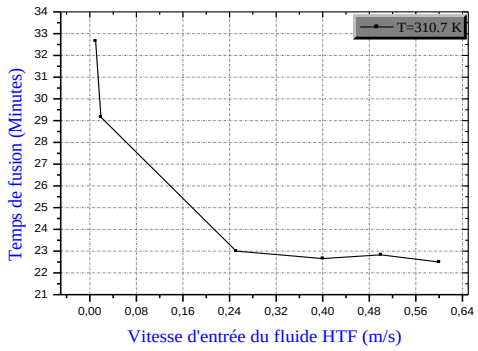


FIGURE 4. Effet de la vitesse d'entrée du fluide caloporteur HTF sur le temps de fusion.

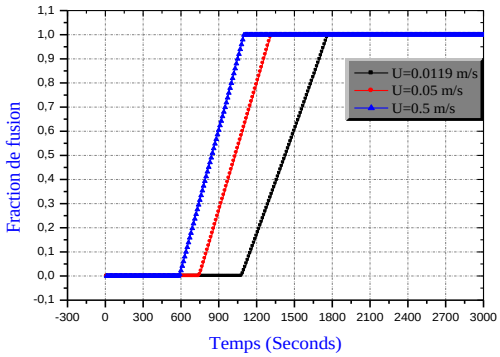


FIGURE 5. Effet de la vitesse d'entrée du fluide caloporteur HTF sur la fraction de fusion.

4.3. EFFETS DU DIAMETRE DE TUBE

Dans cette section, les effets du diamètre (Rayon) de tube sur les performances de l'unité LHS seront étudiés sous le même débit massique (Q_m = 0.0315 Kg/s), et température d'entrée du fluide HTF (T=310.7 K). L'effet du diamètre (Rayon) de tube sur le temps de fusion du PCM est montré sur la Figure 6. Avec l'augmentation du rayon interne du tube, le temps de fusion augmente. Puisque le domaine circulaire est constant. En même temps, le débit massique pour HTF est constant. Alors la vitesse diminue et le taux de transfert thermique est affaibli. Quand le rayon interne augmente de 0.00635 m (la vitesse correspondante est 0.2514 m/s) à 0.05 m (la vitesse correspondante est 0.004 m/s), le temps de fusion augmente de 23 min à 46.83 min, ce qui augmente le temps de fusion à 49 %.

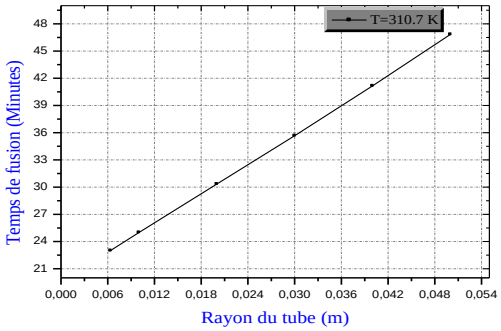


FIGURE 6. Effet du diamètre (Rayon) de tube sur le temps de fusion.

5. CONCLUSION

Les résultats montrent d'après les paramètres physiques et géométriques étudiés que la température d'entrée du fluide caloporteur HTF à le plus grand effet sur le taux de transfert thermique de l'unité de stockage thermique LHS, notamment ce qui concerne l'évolution du temps de fusion. Pour une augmentation de la température d'entrée du HTF de 302.7 K jusqu'a 325.7 K, le temps de fusion réduit à 92%. Le deuxième facteur qui a une influence importante sur le processus de fusion est la vitesse d'entrée du fluide caloporteur. Quand la vitesse d'entrée augmente de 0.01 m/s à 0.6 m/s, le temps de fusion réduit à 32%. L'effet de la géométrie (rayon du tube) de cette unité de stockage sur le processus de fusion est bien remarquable. L'augmentation du rayon du tube a permis d'avoir un temps de fusion long par rapport aux précédents. Avec une augmentation du rayon interne de tube de 0.00635 m à 0.05 m, le temps de fusion augmente à 49 %.

REFERENCES

[1] D.E. Beasley and C. Ramanarayan, Thermal Response of Packed Bed of Spheres Containing a phase change material, *International Journal of Energy Research,* 13, 253-265, 1989.

[2] A. Benmansour and M.A. Hamdan, Simulation du stockage de l'énergie thermique dans un lit fixe de sphères contenant un matériau à changement de phase, *Revue d'Énergie Renouvelable,* 4, 125-134, 2001.

[3] J. Milette, Conception, instrumentation, modélisation et analyse d'un élément de stockage d'énergie par chaleur latente, *Thèse Ph.D., Université de Sherbrooke, Canada, 2000.*

[4] J. Pantaloni, O. Favre, R. Bailleux, G. Finiels and J. Marchisio, Stockage thermique de l'énergie par chaleur latente de fusion d'un sel minéral: étude d'un échangeur dynamique à contact direct avec cristallisation du sel durant l'écoulement, *Revue de Physique Appliquée*, 14, 113-124, 1979.

[5] M.P. Pardo, Développement d'un procédé de stockage d'énergie thermique haute température par voie thermochimique, *ThèsePh.D, Université de Toulouse*, 2013.

[6] W.W Wang, K. Zhang, L.B.Wang and Y.L. He, Numerical study of the heat charging and discharging characteristics of a shell-and-tube phase change heat storage unit, *Applied Thermal Engineering*, 58, 542-553, 2013.

[7] M. Lacroix, Numerical simulation of a shell-and-tube latent heat thermal energy storage unit, *Solar Energy*, 50, 357-367, 1993.

TRAITEMENT DES EFFLUENTS URANIFÈRES PAR PROCÉDÉ D'ADSORPTION SUR LE MATÉRIAU ZÉOLITHE KLTL

S. KHEMAISSIA[1], A. BENTURKI[1], F. BENDJERIOU[1], H. BENYOUNES[2], A. BERRACHED[2]

[1]Centre de Recherche Nucléaire de Draria, B.P.43 16003, Draria, sihemkhem@yahoo.fr
[2]Université des Sciences et de la Technologie Houari Boumediene, B.P.32. El-Alia, Bab-Ezzouar,Alger

RÉSUMÉ

La zéolithe K-LTL a été synthétisée par cristallisation hydrothermale afin de l'appliquer comme adsorbant des radionucléides. Ces matériaux microporeux ont fait l'objet d'une caractérisation par diffraction des rayons X et par microscopie électronique à balayage. Les propriétés d'adsorption de ces matériaux zéolithiques de type KLTL ont été vérifiées dans la récupération des ions uranyles en milieu aqueux issus du cycle du combustible nucléaire en utilisant le protocole en « batchs ». Les conditions optimales d'adsorption ont été déterminées. Les capacités d'adsorption de l'uranium sont de l'ordre de 22 et 28 mg/g pour les matériaux I et II. La cinétique d'adsorption suit le modèle pseudo-deuxième ordre. L'isotherme d'adsorption est bien présentée par le modèle de Langmuir de nature chimie-sorption. L'étude de la désorption des ions uranyles UO_2^{2+} à partir des deux matériaux en utilisant HNO_3 (0.05M) a été trouvée de l'ordre de 20 et 90% pour les matériaux I et II respectivement pour un cycle de traitement.

Mots clés: *Adsorption, Uranium (VI), Synthése zéolithe KLTL, Cinétique, Isotherme d'équilibre*

NOMENCLATURE

Symboles

F Constante de Freundlich, L/g, n coefficient de Freundlich
Q_E capacité d′adsorption , mg/g, R^2 facteur de corrélation,

K constante de langmuir (L/g), K constante de l'énergie d'adsorption $(KJ/mol)^2$, Ea l'énergie d'adsorption

K_{1ads} constante de vitesse (min^{-1}) du pseudo-premier ordre,

K_{2ads} constante de vitesse du pseudo-deuxième ordre (g/mg.min) , h vitesse d'adsorption initiale (mg/g min)

1. INTRODUCTION

L'uranium est un élément du groupe actinide et qui a une importance fondamentale dans le cycle du combustible nucléaire, mais comme toute activité industrielle, elle génère des effluents liquides depuis l'extraction du minerai d'uranium jusqu'au démantèlement des centrales nucléaires tant à la quantité de ces déchets que leur activité qui varie d'une étape à l'autre. L'uranium est un polluant potentiellement dangereux pour l'environnement et la santé humaine[1]. Nombreux procédés sont utilisés pour le traitement tels que l'évaporation, la précipitation, et la coprécipitation, l'électrodéposition, l'électrocoagulation, séparation par

membranes, l'échange d'ions, l'extraction par solvant et l'adsorption….etc [2]. Le procédé d'adsorption a fait l'objet de plusieurs travaux de recherche au cours des dernières années et représente une option intéressante pour le traitement de divers types d'effluents contenant de faibles concentrations en métaux. Parmi les matériaux poreux les plus utilisés aujourd'hui sont les charbons actifs et les zéolithes. Ces dernières font l'objet d'une grande attention de la part des scientifiques, et deviennent des adsorbants stratégiques en termes d'énergie et de développement durable grâce à leur microporosité, de leur structure qui est un élément clé pour la mise en œuvre de toutes ces applications industrielles. Les zéolithes sont souvent utilisées dans l'industrie nucléaire en raison de leur sélectivité d'adsorption, leur grande résistivité chimique et thermique et leur grande stabilité aux rayonnements [3]. L'utilisation des zéolithes naturelles et synthétiques dans le traitement des effluents chargés en éléments toxiques et radioactifs a augmenté récemment [4,5]. La zéolithe L a été largement utilisée pour éliminer les ions métalliques à partir des déchets liquides. Cette dernière (zéolithe L) est un composé synthétique [6], un aluminosilicate cristallin contenant des cations échangeables alcalins (normalement K, Na), appartenant la grande famille des zéolithes à large pores [7], sa composition chimique typique est K_9 [(AlO_2) $_9$ (SiO_2) $_{27}$] $22H_2O$, elle a été inventée par Breck et Acara en 1960 [8], sa structure charpentine a été ensuite affinée par Barrer et Villiger en 1969 [9]. La zéolithe LTL a une symétrie hexagonale [10], présente un réseau de canaux monodimensionnels dont les ouvertures de pores sont de 12 tétraèdres (0,71 nm). Dans cette étude, nous allons vous montrer le procédé d'élaboration de la zéolithe KLTL ainsi que les différentes techniques de caractérisation utilisées pour identifier les matériaux élaborés. Par la suite, nous allons appliquer ces matériaux KLTL dans la récupération des ions uranyles à partir des effluents aqueux. Une étude d'optimisation des paramètres opératoires de l'adsorption de l'uranium (VI) a été réalisée tels que : le pH, le temps de contact, le rapport S/L, la température et la concentration initiale en uranium. Différents modèles ont été utilisés pour représenter les isothermes d'équilibre d'adsorption, tels que le modèle de Freundlich, le modèle de Langmuir et le modèle de Dubinin-Radushkevich (D-R). Afin d'examiner et de contrôler le mécanisme de réaction, deux modèles cinétiques ont été utilisés (pseudo-premier ordre et pseudo-deuxième ordre). Par ailleurs une étude sur la régénération des matériaux adsorbants par désorption a été réalisée.

2. METHODE EXPERIMENTALE

2.1 Synthèse

La synthèse hydrothermale de la zéolithe KLTL a été effectuée dans un autoclave en acier inoxydable revêtu d'une chemise en téflon à 160°C durant 6 jours sous une pression autogène. Deux compositions molaires ont été utilisées pour la synthèse de la zéolithe L, ces dernières sont exprimées en rapports molaires en oxydes [(SiO_2/Al_2O_3 =10)], (K_2O/SiO_2 = 0,26) ; (H_2O/K_2O= 60-70)] [11] avec modification dans la quantité d'eau. Les réactifs utilisés pour la synthèse sont: l'hydroxyde d'aluminium ($Al(OH)_3$, Merck), KOH (Merck), le silice (SiO_2, Aerosil, Degussa) et de l'eau distillée..

2.2 Characterisation

Les produits de synthèse sont analysés par diffraction des rayons X de type **Bruker AXS D8** Advance avec Cu-Kα (λ=1,5406Å) dans la gamme de 5-60° afin d'identifier les phases. La morphologie ainsi que la distribution des dimensions des particules sont determinées par microscopie électronique à balayage (**ESEM XL 30 FEG**).

2.3 Réactifs et Instrumentation

La solution uranifère utilisée dans ces expériences a été préparée par dissolution d'une quantité de sel de nitrate d'uranyle UO_2 $(NO_3)_2$ $6H_2O$ (Merck à 99% de pureté) dans de l'eau distillée. La concentration de la solution mère préparée est de 1 g/L. Les concentrations d'uranium (VI) sont déterminées par un spectrophotomètre UV-visible (Cintra 40 avec logiciel GBC) en utilisant la méthode Arsenazo III [12] à 652 nm. Les experiences d'adsorption ont été étudiées par le protocole en batch en utilisant une secoueuse de modèle

HS 500 Jankel & Kunkel Ika-Werk. Le pH mètre de type Hanna Instrument modèle 2210 est utilié pour la lecture du pH.

3. RESULTATS

3.1. Charactérisation des adsorbants élaborés

La pureté des matériaux élaborés I et II est vérifiée par diffraction des rayons X. Les diffractogrammes sont comparés à celui du type structural K-LTL simulé [13]. Les phases obtenues (matériau I :H_2O/K_2O~60) sont bien de type K-LTL (fig. 1 à gauche). Les pics situés à 2θ respectivement 5,5° ; 19,33° ; 22,7° ; 28,07° et 30,75° sont caractéristiques de la zéolithe K-LTL et apparaissent nettement sur le diffractogramme du matériau I avec un taux de cristallinité plus élevé.
Nous remarquons aussi que le matériau II (H_2O/K_2O~70) est caractéristique à une zéolithe type K-LTL (fig.1 à droite) mais avec deux autres pics 2θ entre 8°- 8,5° et 21°-22°. Il en résulte que le matériau élaboré contient des impuretés. Les photos de microscopie électronique à balayage du matériau KLTL (I) (fig. 2) montrent qu'ils forment des agrégats de cristaux ayant une morphologie cylindrique de taille moyenne de l'ordre de 5µm, même résultat trouvé [14]. Pour le matériau II (fig. 2 à droite), les cristaux ont une morphologie oblongue avec un étranglement au milieu. Les cristaux du matériau II mesurent en moyenne 50µm, ceci est due à l'effet de la variation de l'alcalinité du mélange réactionnel, nous remarquons que le rapport H_2O/K_2O est une variable en plus, qui influence sur la cinétique de la cristallisation de la zéolithe K-LTL et sur la morphologie du matériau élaboré.
En diluant le gel avec l'augmentation de la quantité d'eau, le taux de dissolution du gel amorphe et la formation des espèces hydroxylés sont faibles à des rapports H_2O/SiO_2 grand [15] et ceci influe sur la morphologie du produit final.

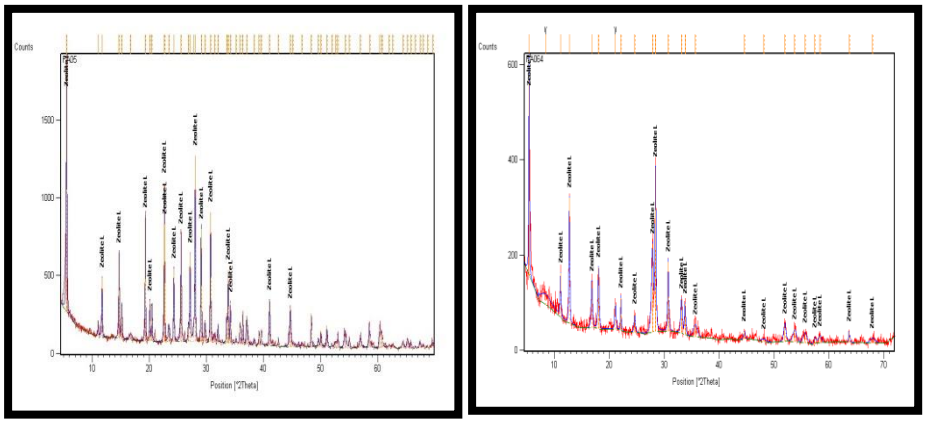


FIGURE 1**.** Diffractogrammes de rayons X du matériau I (gauche) et II (droite)

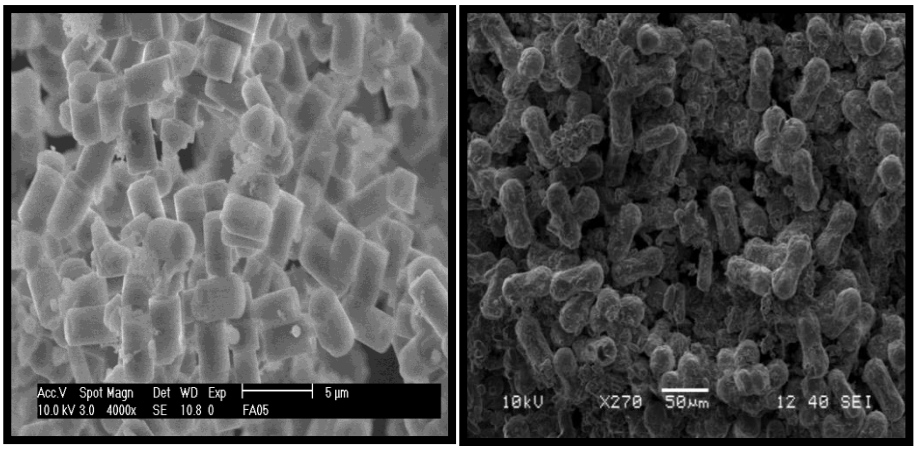


FIGURE 2**.** Micrographie du matériau élaboré I (gauche) et II (droite)

3.2 Effet des différents paramètres (pH, Rapport (S/L), temps de contact, concentration initiale,température) sur l'adsorption de l'uranium (VI)

Les paramètres optimaux de récupération des ions uranyles à partir des solutions synthétiques de l'ordre de 150mg/L ont été déterminés pour les deux matériaux élaborés de type KLTL.

- Matériau I (pH =3, Temps de contact=60min, R(S/L) = 10 et 5g/L, le rendement d'adsorption est de 77%).
- Matériau II (pH=5, temps de contact =180min, R(S/L)= 10 et 5g/L, le rendement d'adsorption est de 80%).

3.3 Modélisation des isothermes d'adsorption

L'étude de l'équilibre d'adsorption fournit des informations concernant la capacité des zéolithes pour l'adsorption des radionucléides dans les conditions données. L'isotherme de sorption dépend de certains paramètres par laquelle les valeurs expérimentales expriment les propriétés de surface des matériaux et l'affinité de l'adsorbant, aussi donnent une idée sur la distribution des ions de métal entre l'interface solide–liquide à l'équilibre. Cette dernière a été étudiée par différents modèles tels que le modèle de Langmuir, le modèle de Freundlich et le modèle de D-R. Les constantes caractéristiques à chaque modèle sont regroupées dans le tableau1.

Adsorbants	Modèle de Freundlich			Modèle de Langmuir			Modèle de D-R			
	F (L/g)	n	R^2	Qmax (mg/g)	K (L/mg)	R^2	Qm (mol/g)	K (mol/L)	Ea (KJ/Mol)	R^2
Zéolithe L(matériau I)	**1,997**	**1,706**	**0,88**	**21,276**	**0,106**	**0,96**	**$7{,}04*10^{-04}$**	**$5*10^{-9}$**	**10**	**0,92**
Zéolithe L(matériau II)	**1,953**	**1,544**	**0,92**	**27,701**	**0,069**	**0,96**	**$1{,}02*10^{-03}$**	**$5*10^{-9}$**	**10**	**0,94**

Tableau 1. Constantes des différentes isothermes et les valeurs de R^2 de l'adsorption de l'uranium sur les matériaux I et II. Rapport (S/L) = 5g/L

D'après les valeurs des coefficients de corrélation des modèles de Freundlich, Langmuir et Dubinin-Radushkevich (D-R) données dans le tableau 1, il ressort que le modèle de Langmuir est le plus convenable pour

présenter l'isotherme d'équilibre d'adsorption de l'uranium (VI) sur le matériau I et II, nous remarquons que **le modèle de Langmuir** s'adapte mieux avec les données expérimentales, ceci est due à la distribution homogène des sites actifs sur les matériaux K-LTL. La constante Q_{max} représente la capacité d'adsorption d'une monocouche, sa valeur est de l'ordre de **22 mg/g** pour le matériau I et de **28mg/g** pour le matériau II pour le rapport de 5g/L, ces valeurs sont en concordance ou en corrélation avec les valeurs trouvées Qexp. Pour les matériaux K-LTL, le type d'adsorption des ions uranyles sur les matériaux est une **chimisorption** car la valeur de Ea est supérieure à 8 KJ/mole.

3.4 Etude cinétique de l'adsorption de l'uranium sur les matériaux élaborés I et II

Pour examiner le mécanisme dirigeant le processus de l'adsorption des ions uranyles UO_2^{+2} sur les matériaux élaborés et déterminer l'ordre de la réaction, deux modèles cinétiques ont été utilisés (pseudo-premier ordre , pseudo-deuxième ordre).
Les constantes de vitesse de pseudo-premier ordre, de pseudo-deuxième ordre de l'adsorption de l'uranium (VI) sur les matériaux élaborés I et II sont déterminées et présentées dans le tableau 2.

	Pseudo- first ordre			**Pseudo-second ordre**			
Adsorbants	**Qe (mg/g)**	**K_{1ads} (min^{-1})**	**R^2**	**Qe (mg/g)**	**K_{2ads} (g/ mg min)**	**h (mg/g min)**	**R^2**
Material I	**5,3003**	**0,18**	**0,95**	**12,150**	**0,157**	**23,255**	**0,99**
Material II	**4,1248**	**0,012**	**0,86**	**12,987**	**0,012**	**2,1199**	**0,99**

Tableau 2. Constantes de pseudo-premier ordre et de pseudo-deuxième ordre.

L'adsorption des ions uranyles est correctement décrite par le modèle cinétique du pseudo-deuxième ordre, avec $R^2 > 0,999$ (tableau 2). Selon Ho et McKay [16] l'adsorption est de type **chimisorption**, avec formation de liaison de valence entre les fonctions de surface du matériau K-LTL et les ions uranyles. Il est plus probable de prédire que le comportement du processus d'adsorption implique des forces de valence à travers le partage d'électrons entre les ions uranyles et l'adsorbant.

CONCLUSION

Les travaux décrits dans cette étude apportent une contribution à la recherche de nouveaux adsorbants caractérisés par une grande capacité d'adsorption pour pouvoir remédier aux problèmes des effluents uranifères. Nous nous sommes intéressés en premier lieu à la synthèse de la zéolithe L par voie hydrothermale. La caractérisation physico-chimique des matériaux obtenus a permis de confirmer l'obtention de la zéolithe K-LTL. Les résultats de cette étude nous ont permis de mettre en évidence le rôle important que joue la composition du gel (plus particulièrement sa concentration en eau) sur la morphologie et la taille des cristaux. A cette fin, nous avons élaboré deux zéolithes de type L, cylindrique et oblong. Les isothermes d'équilibre d'adsorption de l'uranium (VI) sur les zéolithes L sont en parfaite concordance avec le modèle de Langmuir. Il a été trouvé que la capacité d'adsorption est de l'ordre de 22 et de 28 mg/g pour le matériau I et le matériau II successivement et ce pour un rapport solide/liquide 5g/L. il se trouve que l'adsorption de l'uranium sur ces deux matériaux est de type chimisorption. L'adsorption des ions uranyles est correctement décrite par le modèle cinétique du pseudo-deuxième ordre.

REFERENCES

[1] S. Akyil, M.A.A Aslani, M. Eral, Sorption characteristics of uranium onto composite ion exchangers, Journal of Radioanalytical and Nuclear Chemistry,256 (1) 45-51, 2003.

[2] A.Mellah, S.Chegrouche, M. Barkat, The removal of uranium (VI) from aqueous solutions onto activated carbon : Kinetic and thermodynamic investigations, Journal of Colloid and Interface Science, 296, 434-44, 2006.

[3] B.K.Singh, Radha.Tomar, Sumit.Kumar, Aishwarya.Jain, B.S.Tomar,V.K. Manchanda, Sorption of ^{137}Cs, ^{133}Ba and ^{154}Eu by syhthesized sodium aluminosilicate (Na-As), Journal of Hazardous Materials 178,771-776, 2010.

[4] A.Garcia-Sanchez, A. Alastuey, X.Querol, Heavy metals adsorption by different minerals: application to the remediation of polluted soils, The Science of the Total Environment 242, 179-188, 1999.

[5] Paola. Castaldi, Laura.Santona, Stefano.Enzo, Pietro.Melis, Sorption process and XRD analysis of a natural zeolite exchanged with Pb^{2+}, Cd^{2+} and Zn^{2+}cations, Journal of Hazardous Materials 156, 428-434, 2008.

[6] Adriana. Gaona-Gomez, Chil-Hung. Cheng, Modification of zeolite L(LTL) morphology using diols $(OH)_2$ (CH_2) 2n+2 On (n=0,1, and 2), Microporous and Mesoporous Materials 153, 227-235, 2012.

[7] D.W.Breck, Zeolite Molecular Sieves structure Chemistry and Use, Eds, Wiley Interscience, New York, 1974.

[8] D. Breck, N. Acara, PATENT ,U.S. 3216789,1965.

[9] R.M. Barrer and H.Villinger, X-Ray Powder refinement, Z. Kristallogr 128, 270-352,1969.

[10] C. Barlocher, W.M.Meier, D.H. Olsen, Atlas of Zeolite Framework Types, Elsevier Amesterdam, 2001.

[11] S. Fibikar, M.T.Rinke, A.Schafer, L.de Cola, Quantification of cation-exchanged zeolites by XPS and EDS:

A comparative study, Microporous and Mesoporous Materials 132, 296-299, 2010.

[12] S.B.Savvin, Analytical Applications of Arsenazo III. Part II: determination of thorium, uranium, protactinium, neptunium, hafnium and scandium, Talanta 11,1-6,1964.

[13] M.M.J. Treacy, J.B. Higgins, Collection of Simulatd XRD Powder Patterns for zeolites, Amsterdam, Elsevier, 2001.

[14]: Wan.Ya, Williams. Craing.D, Duke. Catherine V.A, Cox. Jeffrey. J, Zeolithe L synthesis using different molar gel compositions for the purpose of minimizing reagent waste, Microporous and Mesoporous Materials 47,79-84,2001.

[15] S.D.Bhat, P.S.Niphadkar, T.R.Gaydhankar, S.V.Awate, A.A.Belhekar, P.N.Joshi, High temperature hydrothermal crystallization, morphology and yield control of zeolite type K-LTL, Microporous and Mesoporous Materials 76, 81-89, 2004.

[16] Y.S.Ho, G.Mckay, Pseudo-second order model for sorption processes, Process Biochem, 34,

451-465,1999.

CONVECTION FORCEE D'UN NANOFLUIDE DANS UN CANAL POREUX AVEC DISSIPATION VISQUEUSE

I. FERSADOU[1], H. KAHALERRAS[2]

[1]USTHB/FGMGP/LTPMP, BP 32 El Alia, 16111 Bab Ezzouar, Alger-Algérie, brahim04@live.fr
[2] USTHB/FGMGP/LTPMP, BP 32 El Alia, 16111 Bab Ezzouar, Alger-Algérie, kahalerrashenda@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Dans la présente étude, le problème de convection forcée d'un nanofluide avec prise en considération de la dissipation visqueuse dans un canal à plaques parallèles totalement poreux est étudié numériquement. L'écoulement est modélisé par le modèle de Darcy-Brinkman-Forchhiemer, et les équations gouvernantes avec les conditions aux limites associées sont résolues par la méthode des volumes finis. Les résultats ont révélé que l'ajout de nanoparticules de conductivité thermique largement plus importante que celle des fluides usuelles fait accroitre le taux de transfert de chaleur dont la valeur est fortement liée à la fraction volumique et au type de nanoparticules. Il a été aussi trouvé que pour des valeurs positives du nombre de Brinkman, il y a inversion du sens du transfert de chaleur. La position de cette inversion est fortement dépendante du type de nanoparticules et des valeurs de φ et Br.

Mots Clés: *Convection Forcée, Milieu Poreux, Nanofluide, Dissipation Visqueuse*

NOMENCLATURE

Symboles :

Br	nombre de Brinkman
C	coefficient d'inertie
Cp	capacité calorifique, $Jkg^{-1}K^{-1}$
Da	nombre de Darcy
k	conductivité thermique, $Wm^{-1}K^{-1}$
Nu	nombre de Nusselt
P	pression, Nm^{-2}
Pr	nombre de Prandtl
Re	nombre de Reynolds
T	température, K
u	vitesse axiale, ms^{-1}
v	vitesse transversale, ms^{-1}
x, y	coordonnées axiale et transversale, m

Lettres grecques :

ρ	masse volumique, kgm^{-3}
Φ	fonction de dissipation visqueuse
μ	viscosité, $kgm^{-1}s^{-1}$
φ	fraction volumique
ε	porosité

Indices :

e	entrée et établissement
eff	effectif
f	fluide de base
m	moyen
nf	nanofluide
p	paroi
s	nanoparticules

1. INTRODUCTION

La dissipation visqueuse, qui est une production locale de l'énergie thermique par le mécanisme de contraintes visqueuses, est souvent négligée dans les études de convection forcée dans les tubes ou canaux. Toutefois, l'effet de la chaleur dégagée par dissipation visqueuse peut devenir pertinent dans certaines situations comme lorsque

des fluides fortement visqueux avec une faible conductivité thermique sont considérés. La dissipation visqueuse peut aussi jouer un rôle important dans le phénomène de lubrification des paliers poreux ou dans les transferts convectifs dans certains dispositifs thermiques tels que les micro et nano-canaux [1-4].
Les investigations actuelles dans le domaine du secteur industriel tels que l'automobile, l'électronique, le stockage thermique, etc. sont axées essentiellement sur l'amélioration des échanges thermiques. Pour cela, de nouvelles voies d'optimisation s'imposent dont une consiste en l'utilisation de nouveaux fluides qui contribuent à l'augmentation des flux échangés. En effet, la suspension de particules nanométriques dans un fluide de base a donné lieu à la naissance d'une nouvelle classe de fluides appelée nanofluides présentant des propriétés thermiques supérieures notamment leur conductivité thermique. Grâce à leurs propriétés améliorées, les nanofluides peuvent être utilisées dans une multitude d'applications en ingénierie : l'industrie automobile, le génie biomédical, le refroidissement des composants électroniques, etc. Ce sujet a donc suscité un grand intérêt ces dernières années [5-8] car il conjugue des aspects fondamentaux (échanges thermiques aux interfaces à petite échelle) et appliqués (amélioration des échanges thermiques).
C'est dans ce contexte qu'a été initié le présent travail dont l'objectif est d'analyser les effets d'utilisation d'un nanofluide et la prise en considération de la dissipation visqueuse sur les caractéristiques du transfert de chaleur dans un canal poreux.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Le domaine physique, représenté sur la figure 1, est constitué de deux plaques planes parallèles de longueur ℓ, distantes de 2H et remplie d´un milieu poreux saturé par un nanofluide entrant à une vitesse U_e et une température T_e uniformes. Les parois supérieure et inférieure sont maintenues à une température constante T_p. A cause des symétries géométrique et physique, la résolution du problème se fera sur la partie supérieure du domaine étudié.

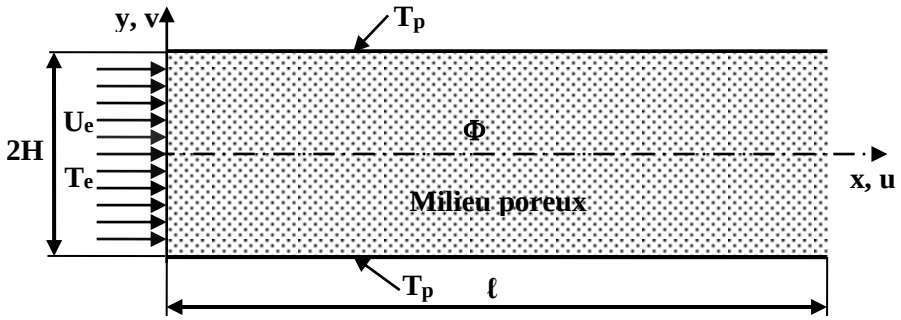


FIGURE 1. Domaine physique étudié

L'écoulement est bidimensionnel, laminaire et stationnaire, sans génération interne de chaleur avec prise en compte de la dissipation visqueuse. Le fluide de base (eau) et les nanoparticules sont en équilibre thermique local et forment un mélange uniforme. Le nanofluide est Newtonien et incompressible, et le milieu poreux supposé homogène et isotrope est en équilibre thermique local avec le nanofluide. Les propriétés thermophyiques du milieu poreux, du fluide de base et des nanoparticules sont considérées comme constantes.
Sous les hypothèses citées ci-dessus et en adoptant le modèle de nanofluide proposé par Tiwari et Das [9] ainsi que le modèle général de Darcy-Brinkman-Forchheimer pour incorporer les effets visqueux et d'inertie, les équations de conservation (continuité, mouvement et énergie) sous forme adimensionnelle s'écrivent comme suit :

$$\frac{\partial U}{\partial X}+\frac{\partial V}{\partial Y}=0 \qquad (1)$$

$$\frac{1}{\varepsilon^2}\left(U\frac{\partial U}{\partial X}+V\frac{\partial U}{\partial Y}\right)=-\frac{\partial P}{\partial X}+\frac{R_\mu}{\mathrm{Re}}\frac{R_{\mu nf}}{R_{\rho nf}}\left(\frac{\partial^2 U}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 U}{\partial Y^2}\right)-\frac{1}{\mathrm{Re}\ Da}\frac{R_{\mu nf}}{R_{\rho nf}}U-\frac{C}{\sqrt{Da}}\sqrt{U^2+V^2}\,U \tag{2}$$

$$\frac{1}{\varepsilon^2}\left(U\frac{\partial V}{\partial X}+V\frac{\partial V}{\partial Y}\right)=-\frac{\partial P}{\partial Y}+\frac{R_\mu}{\mathrm{Re}}\frac{R_{\mu nf}}{R_{\rho nf}}\left(\frac{\partial^2 V}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 V}{\partial Y^2}\right)-\frac{1}{\mathrm{Re}\ Da}\frac{R_{\mu nf}}{R_{\rho nf}}V-\frac{C}{\sqrt{Da}}\sqrt{U^2+V^2}\,V \tag{3}$$

$$U\frac{\partial \theta}{\partial X}+V\frac{\partial \theta}{\partial Y}=\frac{R_k}{\mathrm{Re}\,\mathrm{Pr}}\frac{R_{knf}}{R_{(\rho Cp)nf}}\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2}\right)+\Phi \tag{4}$$

La fonction de dissipation visqueuse est donnée selon le modèle d'Al-Hadrami [2] :

$$\Phi=GR_1\left[2\left\{\left(\frac{\partial U}{\partial X}\right)^2+\left(\frac{\partial V}{\partial Y}\right)^2\right\}+\left(\frac{\partial U}{\partial Y}+\frac{\partial V}{\partial X}\right)^2\right]+GR_2\left(U^2+V^2\right)+GR_3\sqrt{U^2+V^2}\left(U^2+V^2\right) \tag{5}$$

Les variables réduites utilisées pour adimensionner les équations gouvernantes sont :

$$X=\frac{x}{H},\ Y=\frac{y}{H},\ U=\frac{u}{U_e},\ V=\frac{v}{U_e},\ P=\frac{p}{\rho_{nf}U_e^2},\ \theta=\frac{T-T_e}{T_p-T_e}$$

Les groupements adimensionnels apparaissant dans les équations de conservation sont définis comme suit :

$$\mathrm{Re}=\frac{U_e H\rho}{\mu},\ Da=\frac{K}{H^2},\ R_\mu=\frac{\mu_{eff}}{\mu_{nf}},\ R_{\mu nf}=\frac{\mu_{nf}}{\mu},\ R_{\rho nf}=\frac{\rho_{nf}}{\rho},\ \mathrm{Pr}=\frac{\mu C_p}{k},\ R_k=\frac{k_{eff}}{k_{nf}},\ R_{knf}=\frac{k_{nf}}{k}$$

$$R_{(\rho Cp)nf}=\frac{(\rho Cp)_{nf}}{\rho C_p},\ Br=\frac{\mu U_e^2}{k\left(T_p-T_e\right)}$$

$$GR_1=\frac{Br\,R_\mu}{\mathrm{Re}\,\mathrm{Pr}}\frac{R_{\mu nf}}{R_{(\rho Cp)nf}},\ GR_2=\frac{Br}{Da\,\mathrm{Re}\,\mathrm{Pr}}\frac{R_{\mu nf}}{R_{(\rho Cp)nf}},\ GR_3=\frac{C\,Br}{\mathrm{Pr}\sqrt{Da}}\frac{R_{\rho nf}}{R_{(\rho Cp)nf}}$$

Les conditions aux limites associées aux équations de conservation sont :

Entrée : U = 1, V = 0 et θ = 0 ; **Sortie :** ∂U/∂X = 0, V = 0 et ∂θ/∂X = 0

Axe de symétrie : ∂U/∂Y = 0, V = 0 et ∂θ/∂Y = 0 ; **Paroi supérieure :** U = 0, V = 0 et θ = 1

La masse volumique, la viscosité, la capacité calorifique ainsi que la conductivité thermique des nanofluides sont calculées selon les expressions suivantes :

$$\rho_{nf}=(1-\varphi)\rho_f+\varphi\rho_s,\ \mu_{nf}=\frac{\mu_f}{(1-\varphi)^{2.5}}$$

$$(\rho C_p)_{nf}=(1-\varphi)(\rho C_p)_f+\varphi(\rho C_p)_s,\ k_{nf}=k_f\frac{k_s+2k_f-2\varphi\left(k_f-k_s\right)}{k_s+2k_f+\varphi\left(k_f-k_s\right)}$$

Le nombre de Nusselt local est défini par :

$$Nu=R_k R_{knf}\frac{\left.\frac{\partial\theta}{\partial Y}\right|_{Y=1}}{\theta_p-\theta_m} \tag{6}$$

Les équations différentielles établies précédemment avec les conditions aux limites associées ont été résolues par la méthode des volumes finis proposée par Patankar [10]. Un maillage décalé a été utilisé pour assurer le couplage entre la pression et la vitesse, et un schéma en loi de puissance a été adopté pour la discrétisation des termes convectifs et diffusifs. La méthode de résolution utilisée est la méthode ligne par ligne qui est une combinaison entre la méthode directe TDMA (Tridiagonal Matrix Algorithm) et la méthode itérative de Gauss-

Seidel. Après plusieurs essais, un maillage uniforme typique de 250 × 50 (suivant X et Y respectivement) a été adopté. Le critère de convergence porte sur l'erreur relative de chaque variable qui doit être inférieure à 10^{-6}.

3. RESULTATS

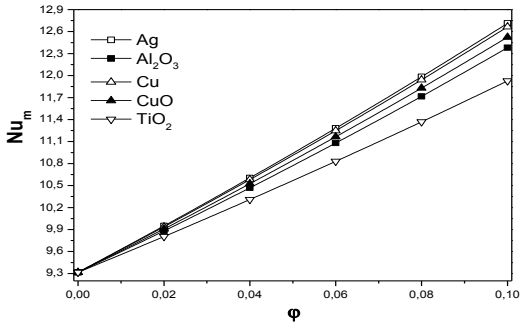
En raison du nombre important de paramètres gouvernant le problème étudié, tous les calculs ont été effectués en fixant la longueur du canal (L = 100), la porosité du milieu poreux ($\varepsilon = 0.9$), le nombre de Prandtl (Pr = 7), le nombre de Reynolds (Re = 300), le nombre de Darcy ($Da = 10^{-3}$), le coefficient inertiel (C = 0.1), le rapport des viscosités dynamiques ($R_\mu = 1$) et le rapport des conductivités thermiques ($R_k = 1$). D'autre part, nous avons fait varier la fraction volumique ($0 \leq \varphi \leq 0.1$) et le type des nanoparticules (Cu, Ag, CuO, Al_2O_3 et TiO_2) et le nombre de Brinkman ($-1 \leq Br \leq +1$). Le tableau 1 résume les propriétés thermophysiques du fluide de base et des différentes nanoparticules considérées.

	Eau	Alumine (Al_2O_3)	Argent (Ag)	Cuivre (Cu)	Oxyde de cuivre (CuO)	Oxyde de Titane (TiO_2)
ρ (kg/m3)	997	3970	10500	8933	6320	4250
C_p (J/kgK)	4179	765	235	385	532	686
k (W/mK)	0.6	40	429	401	77	9

TABLEAU 1. Propriétés thermophysiques du fluide de base et des nanoparticules

La figure 2 illustre l'évolution du nombre de Nusselt moyen avec la fraction volumique pour différents types de nanoparticules dans le cas de refroidissement du nanofluide, c'est-à-dire le cas où il chauffe les parois du canal dès l'entrée ($T_p < T_e$, Br = -1). On observe un accroissement du taux de transfert de chaleur avec φ pour toutes les conditions considérées et ceci est dû à l'augmentation de la conductivité thermique du mélange suite à l'ajout de nanoparticules dont la conductivité thermique est largement supérieure à celle du fluide de base comme il apparait clairement sur le tableau 1. Les valeurs de Nu_m sont les plus élevées pour l'eau chargée en nanoparticules de type Ag et Cu et sont les plus faibles pour les nanoparticules de type TiO_2. Il est à noter aussi que l'amélioration en transfert de chaleur est plus sensible à la fraction volumique des nanoparticules qu'à leur nature.

Afin de mettre en évidence l'intérêt d'utilisation de nanoparticules pour augmenter les échanges convectifs, nous avons représenté sur la figure 3 l'évolution du rapport des nombres de Nusselt moyens $Nu_m/Nu_{m\varphi=0}$ normalisé par la valeur sans nanoparticules ($\varphi = 0$) en fonction de la fraction volumique. En examinent les différentes courbes nous pouvons affirmer que la présence des nanoparticules dans le fluide de base est bénéfique puisque ce rapport est toujours supérieur à l'unité et augmente avec l'accroissement de φ. Le plus grand taux amélioration, de l'ordre de 36%, est obtenu avec les nanoparticules d'argent alors que le plus faible taux, qui est autour de 28%, est retrouvé avec les nanoparticules d'oxyde de Titane.



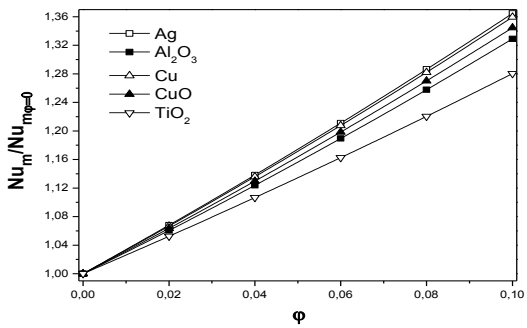


FIGURE 2. Evolution de Nu_m avec φ pour Br = -1

FIGURE 3. $Nu_m/Nu_{m\varphi=0}$ fonction de φ pour Br = -1

La figure 4 représente l'évolution du nombre de Nusselt local le long du canal pour le cas de nanoparticules de Cu et un nombre de Brinkman positif (Br = 1) correspondant à l'échauffement du nanofluide à partir de la paroi à l'entrée du canal ($T_p > T_e$). Plusieurs aspects intéressants apparaissent dans cette figure ; le nombre de Nusselt diminue avec la coordonnée longitudinale X, s'annule, devient négatif, tend vers - ∞ ensuite vers + ∞, et finalement diminue avec X pour tendre vers une valeur constante. Ce comportement de Nu et les valeurs infinies qu'il prend est une indication d'une inversion du sens du transfert de chaleur qui se produit maintenant du nanofluide vers la paroi. Cette augmentation de la température du nanofluide, qui devient à une certaine distance de l'entrée du canal supérieure à celle de la paroi, est due au fait que l'apport de chaleur par dissipation visqueuse est plus important que celui provenant de la plaque chauffée à température constante. La section où commence l'inversion du sens du transfert de chaleur (i.e. quand Nu = 0) se déplace en amont en augmentant la valeur de la fraction volumique en nanoparticules. Ainsi, cette inversion commence à X ≈ 0.4 pour φ = 0 et à X≈0.22 pour φ = 0.1.

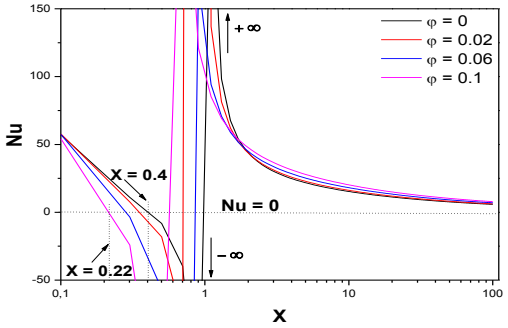


FIGURE 4. Nu le long du canal pour Cu et Br = 1

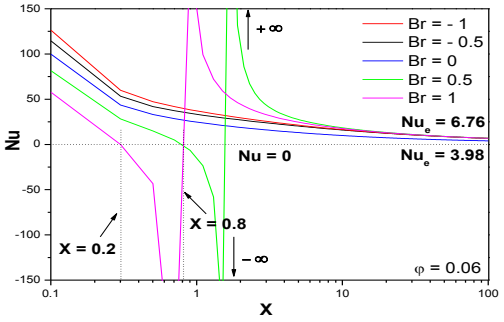


FIGURE 5. Nu le long du canal pour Cu et φ = 0.06

La figure 5 illustre l'évolution du nombre de Nusselt le long du canal pour différentes valeurs du nombre de Brinkman dans le cas de nanoparticules de type Cu. Dans le cas des Br > 0, il y a inversion du sens du transfert de chaleur et la section où commence l'inversion se délace plus en aval en diminuant le nombre de Brinkman. Ainsi, cette inversion commence à X ≈ 0.2 pour Br = 1 et à X ≈ 0.8 pour Br = 0.5. Ce résultat est prévisible, car augmenter la valeur du nombre de Brinkman est synonyme de l'accroissement de la quantité de chaleur dissipée vers le fluide et la température de ce dernier dépassera celle de la paroi plus en amont. Pour les Br < 0, le nombre de Nusselt diminue jusqu'à atteindre une valeur asymptotique. Dans ce cas il n y aura pas d'inversion du sens de transfert de chaleur car à chaque section $T_p < T_m$ d'une part, à cause de la condition thermique à l'entrée et d'autre part, due au chauffage par dissipation visqueuse. Il apparait aussi sur cette figure que la valeur asymptotique de Nu est indépendante du nombre de Brinkman pour Br ≠ 0, par contre elle diffère de la valeur trouvée quand la dissipation visqueuse est négligée (Br = 0). La prise en compte de la dissipation visqueuse contribue à l'amélioration du transfert de chaleur puisque le Nu_e passe de 3.98 (Br = 0) à 6.76 (Br ≠ 0).

4. CONCLUSIONS

Le présent travail est une étude numérique du transfert de chaleur par convection forcée d'un nanofluide dans un canal poreux, dont les parois sont maintenues à température constante, en tenant compte de la dissipation visqueuse. Le gain en transfert de chaleur par utilisation de nanofluides est beaucoup plus lié à la fraction volumique des nanoparticules qu'à leur nature. Les plus grands taux d'amélioration sont obtenus avec les nanoparticules d'argent, alors que les plus faibles taux sont retrouvés en ajoutant des nanoparticules de dioxyde de titane. Il a été constaté, pour le cas où la température de la paroi est supérieure à celle du fluide (Br > 0), une inversion du sens du transfert de chaleur à partir d'une certaine section du canal. La position de cette section varie

avec les différents paramètres considérés dans cette étude ; elle est plus en aval avec la diminution du nombre de Brinkman et la réduction de la fraction volumique en nanoparticules. Il a été observé l'existence d'un point fixe (où tous les nombres de Nusselt établis convergent) pour $Br \neq 0$ indépendant du nombre de Brinkman et qui est la conséquence de l'échauffement du fluide sous l'effet de la dissipation visqueuse. La valeur de ce nombre de Nusselt fixe à l'établissement est différente et supérieure à celle trouvée quand l'effet de la dissipation visqueuse est négligé ($Br = 0$).

REFERENCES

[1] P.V.S.N. Murthy, Thermal dispersion and viscous dissipation effects on non non-darcy mixed convection in a fluid saturated porous medium, *Heat and Mass Transfer*, 33, 295-300, 1998.

[2] A.K. Al-Hadrami, L. Elliot and D.B. Ingham, A new model for viscous dissipation across a range of permeability values, *Transport in Porous Media*, 53, 117-22, 2003.

[3] K. Hooman and H. Gurgenci, Effects of viscous dissipation and boundary conditions on forced convection in a channel occupied by a saturated porous medium, *Transport in Porous Media*, 68, 301-19, 2007.

[4] M. Mobedi, O. Cekmer and I. pop, Forced convection heat transfer inside an anisotropic porous channel with oblique principal axes: effect of viscous dissipation, *International Journal of Thermal Sciences*, 49, 1984-93, 2010.

[5] Y. Xuand and Q. Li, Heat transfer enhancement of nanofluids, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 21, 58-64, 2000.

[6] T-H. Tsai and R. Chein, Performance analysis of nanofluid-cooled microchannel heat sinks, *Int. J. Heat Fluid Flow, International Journal of Heat and Fluid Flow*, 28, 1013-26, 2007.

[7] S. Ahmad and I. Pop, Mixed convection boundary layer flow from a vertical flat plate embedded in a porous medium filled with nanofluids, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 37, 987-91, 2010.

[8] A.J. Chamkha and M.A. Ismael, Conjugate heat transfer in a porous cavity filled with nanofluids and heated by a triangular thick wall, *International Journal of Thermal Sciences*, 67, 135-51, 2013.

[9] R.K. Tiwari and M.K. Das, Heat transfer augmentation in a two-sided lid-driven differentially heated square cavity utilizing nanofluids, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 50, 2002-18, 2007.

[10] S.V. Patankar, *Numerical Heat Transfer*, McGraw Hill, 1980.

LES VEHICULES ÉLECTRIQUES HYBRIDES ET L'ENVIRONNEMENT

BOURA Mohammed[1], BENZEGAOU Ali[2], MEBARKI Brahim[3]

[1]Université Tahri Mohamed Béchar/ L2ME, B.P 417 BECHAR (08000) -Algérie, b.mido@yahoo.fr
[2]Université Tahri Mohamed Béchar/ L2ME, B.P 417 BECHAR (08000) -Algérie, benzegaou@yahoo.fr
[3]Université Tahri Mohamed Béchar, B.P 417 BECHAR (08000) -Algérie, Brahimo12002@yahoo.fr

RÉSUMÉ

La pollution des grands centres urbains a relancé depuis une dizaine d'année les chercheurs sur le véhicule électrique et le véhicule hybride. qui se traduit par une économie du carburant diminuant les rejets polluants l'atmosphère.

Les émissions des moteurs thermiques qui représente 33.7 % des émissions mondiales sont accusées de contribuer au réchauffement de la planète et à la pollution atmosphérique. Une alternative au moteur thermique devient indispensable. Le véhicule à propulsion hybride (moteur thermique / moteur électrique) se présente comme l'une des solutions.

Mots Clés: *transports, consommation d'énergie, véhicule hybride, voiture électrique, modélisation.*

NOMENCLATURE

Symboles :

VHE	véhicule hybride électrique	Frr	Résistances de roulement des pneus arrière
Ft	L'effort de traction	P	Puissance
Fr	L'effort de la résistance	Fw	Force Aérodynamique
M	la masse totale du véhicule	Fg	Résistance de la pente
∂	le facteur de masse	ICE	Moteur à combustion interne
Frf	Résistances de roulement des pneus avant	g	Accélération gravitationnelle
V	Vitesse du véhicule	T	Couple moteur thermique

1. INTRODUCTION

Les technologies hybrides ont été inventées pour plusieurs raisons : le respect de l'environnement, le confort du conducteur, de meilleures performances, mais aussi pour améliorer le rendement de la partie thermique et augmenter l'autonomie entre deux pleins.

Le véhicule hybride est un véhicule qui associe au moins deux types de sources d'énergie et donc de type de moteurs différents pour assurer sa propulsion [1] ,[2].

Pour les véhicules hybrides électriques il s'agit d'une association d'un moteur thermique et d'un moteur électrique, c'est donc un véhicule qui dispose d'au moins deux sources d'énergie, une pour assurer l'alimentation du moteur thermique et l'autre pour le moteur électrique.

L'énergie de freinage est récupérée par la source secondaire qui répond aussi aux pics de puissance lors des accélérations. Cette combinaison est supposée répondre aux exigences de réduction de la consommation de carburant et d'émission de polluants.
Nous remarquons que le véhicule électrique hybride réalise de meilleures performances en termes d'émissions de CO2 par rapport aux véhicules conventionnels.

Par conséquent, les véhicules hybrides doivent faire face à de nombreuses attentes des automobilistes pour pouvoir percer ce marché : efficacité en terme de consommation et de pollution.

Dans la littérature, par exemple grâce à une programmation dynamique [3] et les stratégies de minimisation [4], [5], [6]. Aussi pour l'architecture électrique hybride parallèle, des techniques d'optimisation [7], [8], [9] ont été pleinement exploitées.

Nous allons donc étudier dans cette partie les deux types de moteurs contribuant à cette technologie, mais aussi analyser les différentes technologies utilisées, les constituants, les fonctionnements, et enfin voir les points forts à améliorer.

2. MODELE DE SIMULATION

Nous examinons un modèle de véhicule hybride-électrique de type série/parelle sous Matlab /Simulink, La simulation illustre le flux d'énergie et sa distribution en vertu des différents modes de fonctionnement du véhicule hybride.

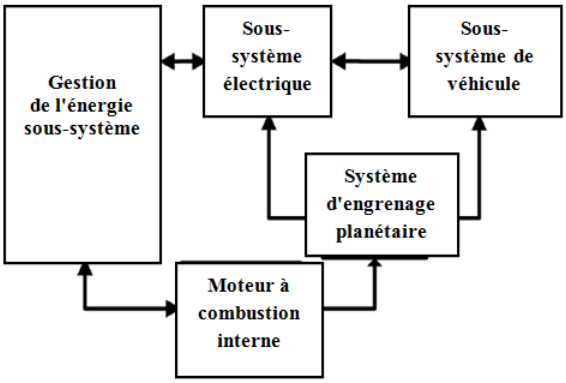


FIGURE 1. Vue générale du modèle de simulation du véhicule hybride [10]

2.1 DYNAMIQUE DU VEHICULE

Les différentes forces auxquelles le véhicule en mouvement est soumis sont représentées sur la Figure 2

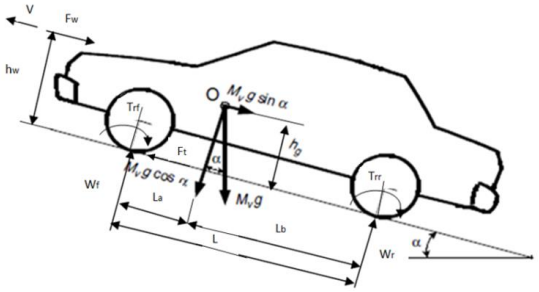


FIGURE 2. Les forces agissants sur un véhicule [11]

Le comportement d'un véhicule en mouvement le long de son sens de déplacement est déterminé par toutes les forces qui agissent sur lui dans cette direction. La Figure 2 montre les forces agissant sur un véhicule dans une pente.

L'effort de traction, Ft, dans la zone de contact situé entre les pneus des roues motrices et la surface de la route propulse le véhicule vers l'avant. Il est produit par le couple du moteur, et ensuite transféré à travers la transmission aux roues motrices.

Lorsque le véhicule est mobile, il ya une résistance qui tente d'arrêter son mouvement, cette résistance comprend en général la résistance au roulement, la traînée aérodynamique et la résistance en montrée. . [12]
Selon la deuxième loi de Newton, l'accélération du véhicule peut être écrite comme :

$$\frac{dV}{dt} = \frac{\sum F_t - \sum F_r}{\delta M} \tag{1}$$

Ou V est la vitesse du véhicule, Σ Ft est l'effort de traction totale du véhicule Σ Fr est la résistance totale, M est la masse totale du véhicule, et ∂ est le facteur de masse qui aide à convertir les inerties rotationnelles des éléments de rotation en translation L'équation dynamique du mouvement du véhicule le long de la direction longitudinale est :

$$M\frac{dV}{dt} = \left(F_t + F_r\right) - F_{rf} + F_{rr} + F_g + F_w \tag{2}$$

Frf et Frr : Résistances de roulement des pneus avant et arrière
Fw: Trainée Aérodynamique
Fg : Résistance de la pente

2.2 Moteur Thermique

Un moteur thermique convertit une énergie chimique en énergie mécanique. Les moteurs thermiques les plus utilisés actuellement sont les moteurs à essence et les moteurs Diesel.

Le moteur est modélisé avec une seule entrée qui est la consigne de couple du moteur et qui correspond à la position de la pédale d'accélérateur du véhicule.

En sortie, un vecteur contenant le couple et la vitesse du moteur est disponible. Ce bloc est une modélisation très simple n'incluant pas la dynamique de la combustion et ne faisant pas apparaître de frottement ainsi que les pertes associées. [12]

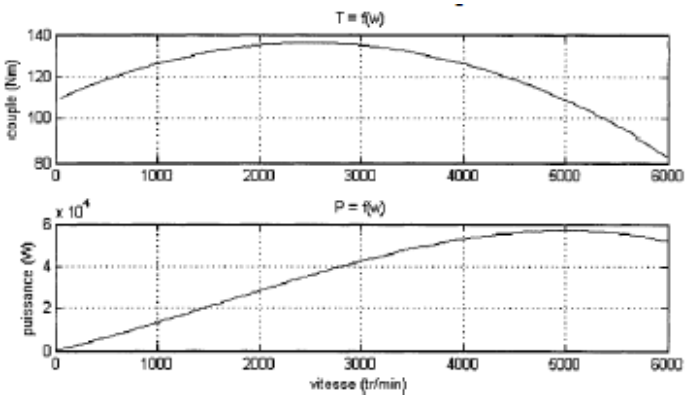


Figure 3. Les Caractéristiques Couple/Vitesse et Puissance/Vitesse du moteur thermique[12]

2.3 Train Planétaire.

Le véhicule hybride additionne trois sources d'énergie, l'une est thermique et deux sources électriques, cela implique l'utilisation d'un répartiteur de puissance pour pouvoir bénéficier pleinement du rendement de chaqu'une Le type de répartiteur de puissance utilisé est un train planétaire épicycloïdal (Figure 04). Il permet d'avoir une addition de couples des trois moteurs sans imposer un rapport fixe entre les régimes. Le train est composé d'un pignon planétaire associé à des pignons satellites (appelés ainsi car les satellites tournent autour du planétaire comme dans le système solaire).

Le train planétaire reçoit, par la Couronne à denture interne, la puissance du moteur électrique et par le porte-satellites celle du moteur thermique. Le pignon soleil étant solidaire de la génératrice. [13]

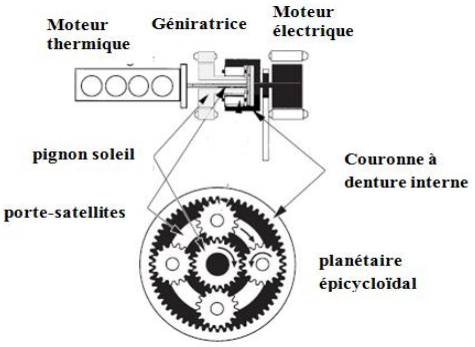


FIGURE 4. TRAIN PLANETAIRE [13]

2.3.1 Actions du moteur ICE, le générateur et le moteur électrique

Selon les conditions de circulation, une ou deux des sources sont utilisées pour l'énergie du véhicule. L'illustration suivante montre comment le Toyota hybride fonctionne dans différents modes de conduite.

❶ En accélération légère à petite vitesse, le véhicule est alimenté par le moteur électrique. Le moteur à essence est arrêté.

❷ Pendant les trajets normaux, le véhicule est alimenté principalement par le moteur à essence. Le moteur à essence alimente également l'alternateur pour charger l'ensemble de batterie et entraîner le moteur électrique.

❸ En accélération complète, en côte par exemple, le moteur à essence et le moteur électrique fournissent l'énergie au véhicule.

❹ En décélération, comme lors d'un freinage, le véhicule régénère l'énergie cinétique provenant des roues pour produire de l'électricité qui recharge l'ensemble de batterie.

❺ Lorsque le véhicule est arrêté, le moteur à essence et le moteur électrique sont désactivés mais le véhicule reste prêt à fonctionner.

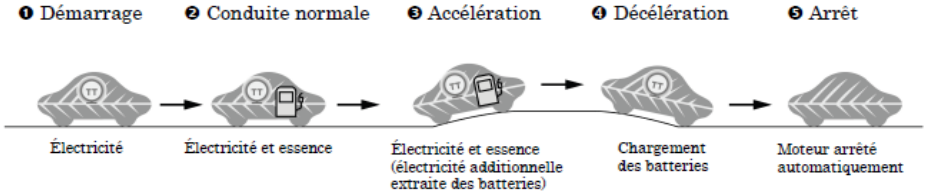


FIGURE 5. différents modes de conduite [14]

3. SIMULATIONS ET RESULTATS

Les résultats de ces simulations à partir des paramètres des moteurs de la Toyota Prius [15], La vitesse du VHE commence à 0 km/h et atteint 73 km/h à 14s, et diminue finalement à 61km/h à 61km/h à 16s.

Ce résultat est obtenu en maintenant l'accélérateur pédale constante à 70% pour les 4 premières secondes, et à 10% pour 4 s suivant lorsque la pédale est relâchée, puis à 85% lorsque la pédale est enfoncée à nouveau pendant 5 s et enfin ensembles -70% (freinage) jusqu'à la fin de la simulation.

Le signal de position de l'accélérateur est représentée sur la Figure 6 , Et résultat de la simulation d'un signal , la vitesse de véhicule représentée sur la Figure 7 couple ICE, couple moteur, la puissance du moteur, sont représentés sur la Figure. 8 à la Figure. 9.

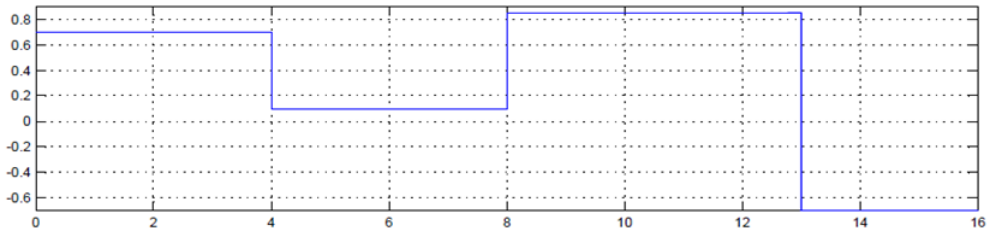


FIGURE 6. Accélérateur

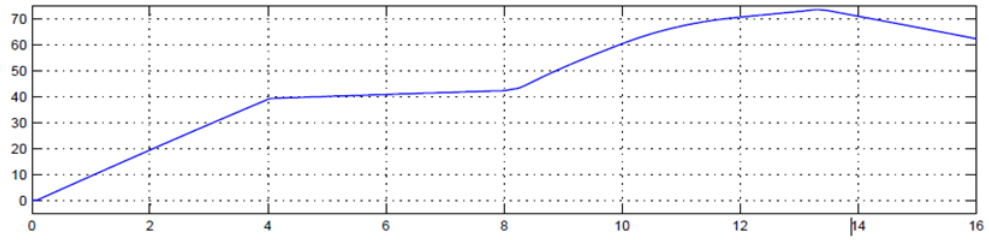


FIGURE 7. Vitesse de véhicule

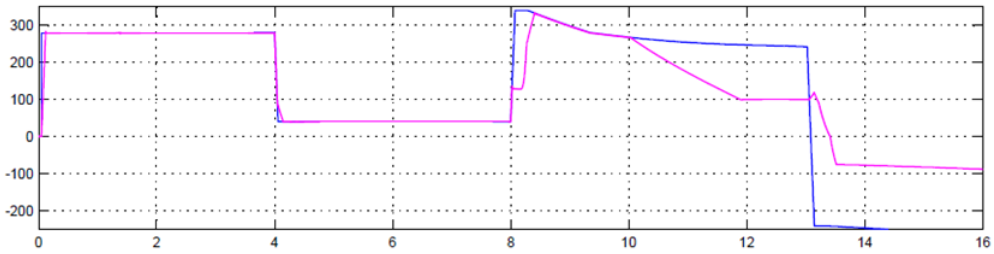


FIGURE 8. Couple (Référence,Mesure)

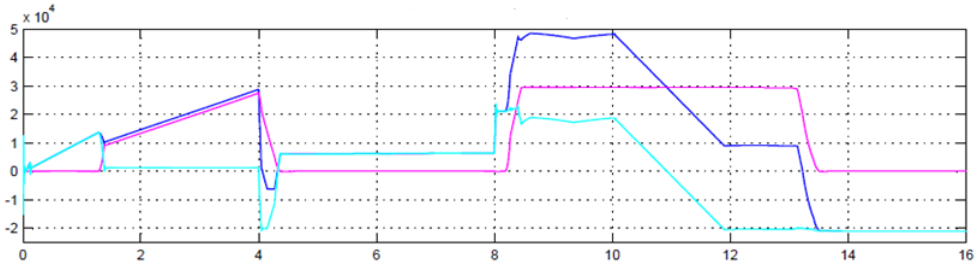


FIGURE 9. Puissance (Moteur,Générateur,Batterie)

4. CONCLUSIONS

Dans cet article, nous avons discuté d'un train d'entraînement la modélisation, la simulation et l'analyse à l'aide Matlab / Simulink pour étudier les questions liées à EV et conception HEV tels que l'efficacité énergétique, l'économie de carburant, et les émissions des véhicules.

Un modèle de VHE série-parallèle est construit en utilisant Matlab / Simlunk, qui comprend un véhicule modèle longitudinal dynamique, modèle de pneu, un ICE modèle, un modèle de dispositif de couplage de vitesse (engrenage planétaire Mécanisme), et un modèle de dispositif de couplage de couple. Système de contrôle du VHE est présenté. Et Les résultats de simulation témoignent de l'efficacité du modèle HEV.

REFERENCES

[1] Blaise Destraz "Assistance énergétique à base de super condensateurs pour véhicules à propulsion électrique et hybride" Thèse de l'Université de Lausanne – Le 23 Mai 2008.

[2] Saida Kermani "Gestion énergétique des véhicules hybrides : de la simulation à la commande temps réel" Thèse de l'Université de Valenciennes et du Hainaut – le 17 Septembre 2009.

[3] A. Brahma, Y. Guezennec and G. Rizzoni, Optimal energy management in series hybrid electric vehicles, Proc. of the American Control Conference,Chicago, Illinois, 2000.

[4] S. Barsali, C. Miulli and A. Possenti, A control strategy to minimize fuel consumption of series hybrid electric vehicles, IEEE Trans. on EnergyConversion, vol. 19, n. 1, 2004

[5] P. Pisu and G. Rizzoni, A supervisory control strategy for series hybrid electric vehicles with two energy storage systems, IEEE Vehicle Power and Propulsion Conference, Chicago, Illinois, 2005.

[6] L. Serrao and G. Rizzoni, Optimal control of power split for a hybrid refuse vehicle, Proc. of the American Control Conference, Seattle,Washington, 2008.

[7] A. Brahma, Y. Guezennec and G. Rizzoni, Dynamic optimization of mechanical/electrical power flow in parallel hybrid electric vehicles,Proc. of the Int. Symp. on Advanced Vehicle Control, Ann Arbor,Michigan, 2000

[8] C. C. Lin, J. M. Kang, J. W. Grizzle and H. Peng, Energy management strategy for a parallel hybrid electric truck, Proc. of the American Control Conference, Arlington, Virginia, 2001.

[9] S. Delprat, J. Lauber, T. M. Guerra and J. Rimaux, Control of a parallel hybrid powertrain: optimal control, IEEE Trans. on VehicularTechnology, vol. 53, n. 3, 2004.

[10] Ibrahim Sefik and Dimas Anton Asfani,performance analysis of hybrid electric vehiclewith electric double layer capacitor under short circuit fault,ICIC International vol.11, no.1, 257–280 February 2015

[11] Mehrdad Ehsani et al,.Modern electric, hybrid electric, and fuel cell vehicles: fundamentals,theory, and design,CRC PRESS 2004

[12] Guenidi Sif Eddine. Modélisation, Commande Et Gestion De L'énergie D'un Véhicule Electrique Hybride, Ecole Nationale Polytechnique d'Alger ,Mémoire de Magistère 2011,

[13] Ali Emadi, Yimin Gao and Mehrdad Ehsani , Modern Electric, Hybrid Electric, and Fuel Cell Vehicles: Fundamentals, Theory, and Design,Second Edition," CRC Press, pp. 43-48, 2010.

[14] Toyota Motor Corporation, Hybrid Synergy Drive essence-électricité, Série NHP130,2012

[15] R. H. Staunton, C. W. Ayers, L. D. Marlino, J. N. Chiasson, T. A. Burress,"Evaluation of 2004 Toyota Prius Hybrid Electric Drive System", ORNL/TM-2006/423, May 2006.

DETERMINATION DES TENEURS EN ELEMENTS TRACES METALLIQUES DES SOLS CULTIVES DANS LA REGION DE CONSTANTINE PAR SPECTROMETRIE XRF

S. NAILI[1], A. NAIT MERZOUG[1,2],G. DÉNÈS[4], H.MERAZIG[1] , A. LAKEHAL[3]

[1]Unité de recherche de chimie de l'environnement et moléculaire structurale Université Constantine 1. nailismr@gmail.com
[2]Laboratoire des Science et Techniques de l'eau et d'environnement, Université Mohamed Cherif Messadia de Souk Ahras, BP1553, 41000-Souk-Ahras, ALGERIE.
[3]Service d'épidémiologie CHU de Constantine, Faculté de Médecine. Université de Constantine 3.
[4]Laboratoire de Chimie de l'état Solide et Spectroscopie Mössbauer, Département de Chimie,Université Concordia Montréal, Quebec CANADA

RÉSUMÉ

Les éléments-traces métalliques (ETMs), sont des polluants incisifs qui ont un impact toxique sur lesvégétaux, les produits de consommation courante et sur la santé humaine. Parmi ces ETMs, on peut citer surtout le Plomb, le Zinc le Cuivre..etc. Leur présence et leur acumulation dans le sol a plusieurs origines dont, entre autres, l'apport et l'utilisation abusive des engrais à base de ces éléments. Dans ce travail, on s'est intéressé à l'étude de la nature physique et chimique du sol agricole des quatre fermes pilotes choisies de la région de Constantine ainsi que la contamination de ces sols par les ETMs. Dans ce cadre d'activité, on a appliqué la méthode des lignes verticales et en zigzag pour l'échantillonnage des sols et on a effectué un dosage par Fluorescence des rayons X qui est une méthode qualitative et quantitative. D'après les résultats obtenus on note que les taux de des éléments tel que le zinc , le cuivre , le cobalt sont généralement supérieures aux teneurs moyennes retrouvées dans les sols à travers le monde. Sans oublier la présence de l'Arsenic qui est connu pour sa grande toxicité. Donc on peut dire que cette région est contaminée et qu'il faut trouver des solutions afin de limiter les effets néfaste de cette dernière sur l'environnement et sur la santé humaine.

Mots clés : *Elements traces métalliques, Sol, Fluorescence X, Zinc, Cuivre, Plomb, Toxicité.*

1. INTRODUCTION

La pollution des sols par les éléments traces métalliques constitue depuis une vingtaine d'années un objectif de recherche et de remédiation. La politique de gestion des sols pollués repose essentiellement sur la connaissance de la distribution des métaux cibles dans les différentes fractions du sol afin de pouvoir prédire leurs comportements, leurs mobilités. La pollution de l'environnement est le résultat du processus d'urbanisation, des processus démographiques et du développement des activités industrielles et agricoles au cours des troisderniers siècles (**LECOMTE, 1995**). Celle-ci s'est particulièrement accélérée au cours du XIXe siècle sous l'effet conjugué des processus d'industrialisation de nombreux pays et de l'augmentation de la population. Les études sur la pollution des sols ont été longtemps négligées. Ce n'est qu'à la fin des années 80 que le ministère français de l'Environnement lance un inventaire des sites pollués afin de les identifier et de les réhabiliter.

Parmi les différents types de pollution (organique et/ou minérale), le problème posé par la pollution due aux métaux lourds est tout à fait singulier. Il est lié à la spécificité de la contamination, souvent multi – éléments, et aux caractéristiques chimiques du système sol / polluant. La présence des métaux lourds dans les sols est particulièrement problématique en raison de leur non – biodégradabilité par rapport à une partie de la pollution organique et de leur toxicité (**ASSOCIATION ECRIN, 1999**). Si certains métaux lourds sont essentiels à la vie (par exemple le zinc et le cuivre) à faible concentration, ils sont toxiques à fortes doses alors que d'autres sont toxiques même à très faibles doses (plomb, cadmium).

En effet, les métaux lourds présents dans le sol sont issus de l'héritage du fond géochimique d'une part et du cumul des apports anthropiques d'autre part. Les métaux naturellement contenus dans le sol sont originaires de la roche sur laquelle le sol s'est formé et de l'apport sédimentaire. Les apports anthropiques peuvent être de natures différentes : lesactivités liées aux pratiques agricoles, les activités industrielles ou encore les activités urbainesliées au développement des villes et des réseaux routiers.

Lorsque des polluants métalliques sont présents dans le sol, quelle que soit la manière dont ils ont été introduits (air, eau, dépôt), l'ensemble des mécanismes physiques, chimiques et biologiques contribue à leur transformation. Cela peut avoir pour conséquence l'immobilisation partielle ou totale des métaux dans les sols ou leur entraînement par les eaux vers les nappes phréatiques. La pollution des sols est ainsi directement liée à la dégradation de la qualité des sols mais également à la pollution des eaux souterraines: elle présente un danger pour tous les organismes vivants dans le sol comme dans le milieu aquatique.

2. METHODE EXPERIMENTALE

L'étude est rapportée sur quatre fermes pilotes de la région de Constantine, les coordonnés des sites sont reportées sur le tableau 1.

Tableau1: **Localisation géographiques des zones d'étude dans la ville de Constantine**

Coordonnées	Latitude (N)	Longitude (E)	Situation géographique
S1	36° 15' 53,36"	6° 38' 52,19"	Ferme Expérimentale ITGC El Khroub
S2	36° 15' 1,58"	6° 36' 43,98"	Ferme Pilote Khadri Brahim Ain el Bey
S3	36° 18' 1,32"	6° 29' 24,87"	Ferme Pilote Khadri Brahim Ain Smara
S4	36° 12' 20,97"	6° 49' 6,99"	Ferme Pilote Bouaoune Bounouara (0-30cm)
S5	36° 12' 15,91"	6° 49' 3,40"	Ferme Pilote Bouaoune Bounouara (30-60cm)
S6	36° 13' 16,84"	6° 31' 24,19"	Ferme Pilote Bouchebaa Ali Mendjeli

La zone étudiée fait partie des formations argilo-marneuses qui occupent de vastes étendues dans l'agglomération de Constantine, sont le siège de fréquentes manifestations d'instabilité. Dans cet ensemble argilo-marneux, hétérogène à l'échelle métrique, la proportion de matériaux perméables est faible, mais certains niveaux de sables et graviers ont une grande importance, car ils favorisent la mise en charge de l'eau dans le massif. Il développe un système de pentes généralement faibles (10 – 20 %), dans un climat méditerranéen caractérisé par une pluviosité moyenne répartie avec une grande irrégularité dans le temps. L'humidité est plus élevée en hiver (75 à 76%) qu'en été (38 à 53%), elle est accentuée par les précipitations (500-600 mm) et les vents de direction Nord –Sud. Le climat oscille entre le sub – humide et le semi – aride.

Préparation des échantillons

L'échantillon que l'on veut analyser doit d'abord être séché à l'étuve à 60°C jusqu'à poids constant. Ensuite, une partie de l'échantillon est broyée et tamisée à 140µm de manière à obtenir au minimum dix grammes de poudre. Pour l'analyse XRF, 8g d'échantillon sont nécessaires (sinon il est possible d'utiliser de l'acide borique pour grossir la pastille sous l'échantillon dont on ne disposerait pas d'une quantité suffisante).
On prépare alors l'échantillon sous forme de pastille, sous presse à 40t/cm^2. Ceci permet ensuite de conserver pendant plusieurs mois (voire années) les échantillons pastillés.

Pour l'analyse, les échantillons sont placés dans un passeur automatique du spectromètre XRF (PANalytical de marque PHILIPS), les analyses ont été effectués au niveau de l'Unité de recherchede chimie de l'environnement et moléculaire structurale CHEMS Université Mentouri de Constantine 1.

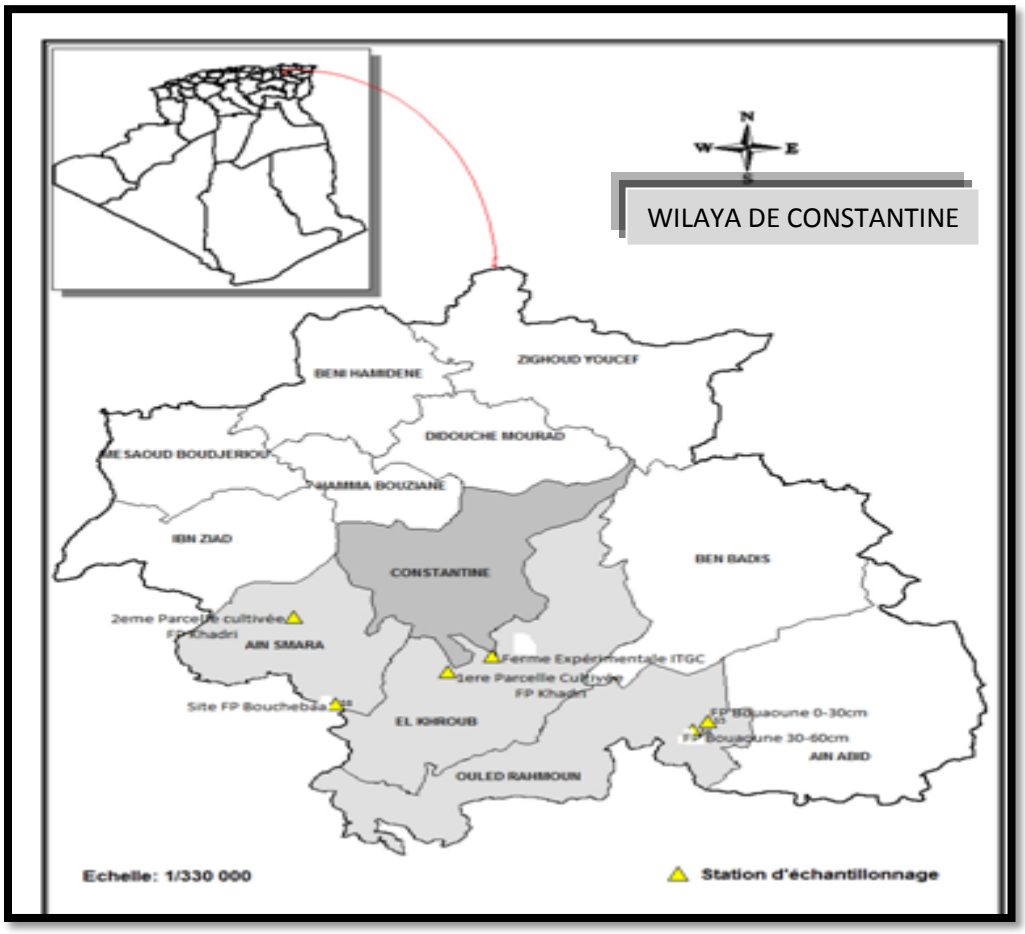


Fig. 1 – Situation géographique de la zone d'étude

Pour la caractérisation physico-chimique du sol du site expérimental, des échantillons de sol par profondeur (0-30, 30-60 cm) ont été prélevés, puis séchés. Une partie des échantillons a été soumis aux analyses de routine(analyse granulométrique, pH, conductivité électrique, phosphore assimilable, carbone organique, azote totale, capacité d'échange cationique) au laboratoire d'analyse des sols et de l'eau BENEDER Alger, et celui de FERTIAL à Annaba. L'autre partie a été utilisée pour le dosage par Fluorescence aux Rayons X des éléments majeurs et des oligo-éléments au laboratoire de l'Unité de Recherche de Chimie de l'Environnement et Moléculaire Structurale CHEMS de l'Université des Frères Mentouri de Constantine.

Dosage des éléments traces métalliques dans les Sols Agricoles par fluorescence X (XRF)

Pour effectuer une mesure correcte en éléments totaux, le processus d'analyse par spectrométrie de fluorescence X permet d'extraire toutes les formes de l'élément chimique que l'on veut doser, particulièrement celles intégrées dans les réseaux cristallins des minéraux primaires et secondaires silicatés (tectosilicates, minérauxargileux).Cette technique utilise des phénomènes de la physique quantique (effet photoélectrique, émission spontanée, diffraction des rayons X). Cette technique permet de mesurer des échantillons très variés :

minéraux, métaux, huiles, eau, ciments, polymères, verres... Cependant, elle ne peut pas mesurer les éléments légers (faible numéro atomique *Z*).

On place l'échantillon à analyser sous un faisceau de rayons X. Sous l'effet des rayons X, l'échantillon «entre en résonnance» et réémet lui-même des rayons X qui lui sont propres - c'est la fluorescence. Si l'on regarde le spectre en énergie des rayons X fluorescents, on voit des pics caractéristiques des éléments présents, on sait donc quels éléments on a, et la hauteur des pics permet de déterminer en quelle quantité.

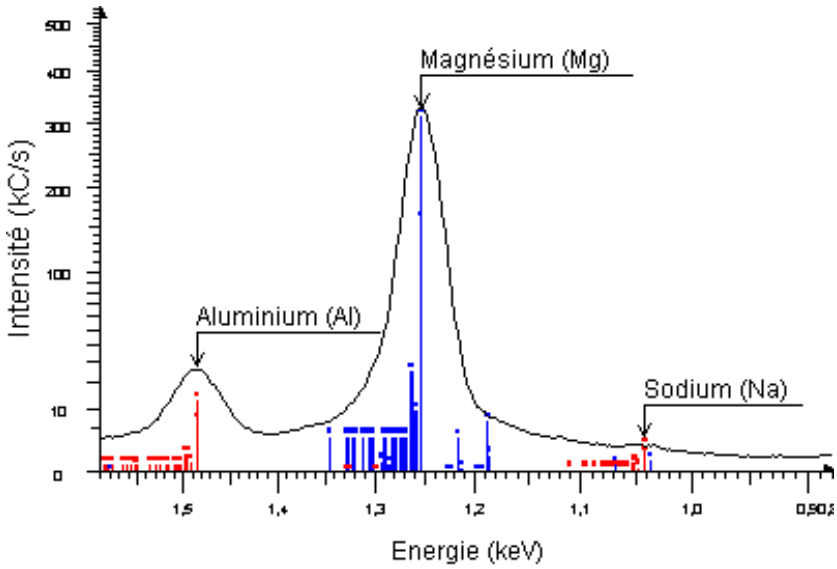


Fig. 2 – Exemple d'un spectre en énergie du rayonnement fluorescent d'un échantillon

la XRF est rapide, évite l'utilisation de solvant polluants, et les échantillons peuvent être conservés. Cette technique est devenue indispensable pour obtenir des résultats rapides et 0justes, tout comme pour le contrôle. Elle est moins performante lorsqu'il s'agit de doser des éléments en ultra-trace tels que Hg et Cd, ce qui en delà des valeurs limites de concentration en éléments admises dans différentes normes (tableau 2).

Tableau 2: Limites de détection d'éléments dosés par XRF comparées aux normes en éléments traces dans les sols

Eléments	Limite de detection	Normes concernant les sols (MB 12/04/95)*
Hg	8	1
Cd	**45**	1
Cu	5	50
Cr	10	100
Pb	7	100

3. RESULTATS

L'analyse granulométrique fait apparaitre que nos sols présentent une texture argileuse sableuse dans tous les échantillons prélevés. Le pH des sites de prélèvements est alcalin et ils sont très pauvres en Azote et en Matière Organique. Mais cette MO est de mauvaise qualité selon le rapport C/N. Ils ont une Capacité d'Echange Cationique (CEC) acceptable, mais un mauvais taux de saturation. Tableau3

TABLEAU 3 : Caractéristiques physico-chimiques du sol des sites expérimentaux

Paramètres/Sites	S1	S2	S3	S4	S5	S6
Argile	48	50	69,66	61,14	64,57	53,33
Limon	28,6	23,80	13,33	10,57	10,28	16,66
Sable	23,40	26,20	17	28,28	25,14	30,00
pH eau	8,51	8,40	8,39	8,28	8,26	8,35
CEC (méq/100g)	21,40	19,37	20,83	22,96	22,84	20,52
Phosphore assimilable (mg kg^{-1})	12,710	11,50	20,86	12,25	12,93	11,90
Matière organique (%)	1,125	0,927	1,35	1,193	1,184	1,28
Azote total (%)	0,098	-	0,122	0,102	0,111	0,122
C/N	11,48	-	11,065	11,69	10,66	10,49

TABLEAU 4 : les éléments traces métalliques du site expérimental

Elément	S1	S2	S3	S4	S5	S6	AFNOR NF U44-041	Sols Agricoles
Zn	0	350	0	**600**	0	130	100	60 – 150
Cr	160	130	100	**240**	239,28	230	50	20 – 60
Co	-	-	**642390**	-	-	-	150	50 – 200
Mn	500	350	100	**49357**	490	90	-	-
Pb	90	-	-	-	-	-	-	-
As	-	**230**	-	-	-	-	100	20 – 300

4. DISCUSSION

Les Tableaux 3 et 4 présentent respectivement les caractéristiques physico-chimiques et les teneurs en oligoéléments dans le sol du site expérimental. Les éléments minéraux présents dans le sol sont importants pour le développement et la croissance des plantes. Les quantités d'éléments minéraux transférés tout le long de l chaine alimentaire depuis la plante jusqu'à l'animal et à l'homme, dépendent des teneurs présentes dans le sol.

La présence des oligo-éléments dans l'environnement pose des problèmes majeurs pour l'homme. Dans le domaine agricole, la plupart des oligo-éléments accumulés dans le sol sont absorbés par les plantes. Les végétaux en ont besoin pour leur croissance et leur développement. Certains (Cu, Zn, Mn et Co) sont toxiques lorsqu'ils sont présents en forte concentration. Dans ce sol, les teneurs en ces

éléments à sont généralement supérieures la teneur moyenne retrouvée dans les sols à travers le monde) et les éléments comme le Cobalt et le Chrome ont des taux supérieurs au seuil acceptable pour les sols agricoles,pour Zn, il présente une valeur de 600ppm dans le site S4, pour le Cr la teneur élevée de 240ppm a été enregistrée dans le site S4 ainsi que la valeur en Mn (49357ppm) est retouvée dans le meme site.Le taux du Cobalt est très superieur et a été enregistré dans le site S3 (Tableau 4).

On note également dans ce sol cultivé la forte présence des ions métalliques comme l'Arsenic (230ppm au site S2) et le Plomb (90ppm au site S1) reconnus comme des micropolluants non essentiels et toxiques à l'état de traces pour l'environnement ainsi que pour la plante que pour l'homme. Ces différences de concentrations observées entre les sites et les compartiments d'accumulation des ETM dans les sols pourraient être attribuées à une influence des processus pédologiques, combinés entre eux, sur la distribution de ces ETM. En effet, la pédogenèse implique des redistributions des composants du sol (carbonates, argiles, oxydes, matières organiques), souvent gouvernées par l'infiltration de l'eau, dans le profil de sol.

Cette étude avait pour objectif de déterminer les teneurs des éléments traces métalliques dans les sols cultivés (grandes cultures) et le degré de toxicité que présentent ces éléments pour l'environnement.

Dans le but d'améliorer les rendements, les agriculteurs utilisent d'importantes quantités de pesticides et de fertilisants (pour l'entretien de leurs terres) dont les résidus auraient persisté dans le sol et ensuite dans les récoltes. Ce qui est un danger grave pour l'environnement et pour les consommateurs des produits de récolte.

REFERENCES

Adriano D.C., Chlopecka A., Kaplan D.I., Clijsters H., Vangronsveld J. (1997). Soil contamination and remediation: philosophy, science and technology.In Contaminated Soils.Edited by R. Prost. Paris: INRA. p 465-504.

Alloway B.J. (1997).The mobilisation of trace elements in soils.In Contaminated Soils.Edited by R. Prost. Paris: INRA. p 133-146.

Baize D. (1994). Teneurs totales en métaux lourds dans les sols français. Premiers résultats du programme ASPITET. Courier de l'Environnement de l'INRA 22, 37- 46.

Baize D, Paquereau H. (1997). Teneurs totales en éléments traces dans les sols agricoles de Seine-et-Marne. Etude et gestion des sols 4 (2), 77-94.

Baize D. (1997). Teneurs totales en éléments traces métalliques dans les sols (France). Paris: INRA. 408p.

D. Baize et T. Sterckeman. Importance de la détermination du fond pédogéochimique pour évaluer la pollution des sols par des métaux. L'exemple du site de Dornach. Rencontre nationale de la recherche sur les sites et sols pollués. Paris. ADEME, (Décembre 2002) p6.

Baize, D. 2000. Teneurs totales en "métaux lourds" dans les sols français. Le courrier de l'environnement de l'INRA. No 39 : 39-54.

Barbier J. (1996). L'inventaire géochimique du territoire français. Commentaires et explications pour une meilleure exploitation des données. Note technique n°HYDR/NT/96/078 du BRGM, 51 p.

Calvet R. (1988). Analyse du concept de biodisponibilité d'une substance dans le sol. Science du sol 26, 183-202.

Cámara C., Cornelis R., Quevauviller P. (2000). Assessment of methods currently used for the determination of Cr and Se species in solutions. Trends inAnalytical Chemistry 19, 189-194.

Cambier P., Mench M. (1998). Contamination des sols par les métaux lourds et autres éléments-traces. In Sol: interface fragile. Edited by Stengel P., Gelin S. Paris: INRA. p. 161-172.

Chassin P., Baize D., Cambier P., Sterckeman T. (1996). Les éléments traces métalliques et la qualité des sols. Impact à moyen et à long terme. Etude et Gestion des Sols 3, 297-306.

Cook N., Hendershot W.H. (1996). The problem of establishing ecologically based soil quality criteria: the case of lead. Canadian Journal of Soil Science 76, 335-342.

Cottenie A. (1983). Oligo-éléments et écochimie. Agricontact 2 (137), 1-4.

Delcarte E. (1988). Contribution à la caractérisation analytique de contaminants métalliques des écosystèmes terrestres. Thèse de docteur en Sciences Agronomiques. Gembloux: FUSAGx. 277p.

E. Baath. Measurement of heavy metal tolerance of soil bacteria using thymidine incorporation into bacteria extracted after homogenization-centrifugation, J. Soil Biology and Biochemistry. 24 (1992) 1167-1172.
Figliolia A., Mangione D., Izza C., Leita L., Bragato G., De Nobili M. (1997). Effect of sewage-sludge on heavy metals accumulation in soil and wheat (Tritium aestivum L.).In Contaminated Soils.Edited by R. Prost. Paris: INRA. Sur CD-ROM.

Giroux, M. M. Rompré, D. Carrier, P. Audesse et M. Lemieux. 1992. Caractérisation de la teneur en métaux lourds totaux et disponibles des sols du Québec. Agrosol, Vol. 5 (2) :46-55.

INRA, 2008, « L'état de l'évolution de la qualité des sols en France »

JM. Marcoen et al. Le fond géopédochimique des sols Séminaire 'Intensification agricole et qualité des sols et des eaux', Rabat, 2-3 Novembre 2000 94

Juste C. (1992). Mobilité et biodisponibilité des éléments traces du sol. Réunion Comifer, INRA, Agronomie, Bordeaux. 2p.

Marcoen JM., Engels P., Naud J. (1992). Possibilités récentes de la Spectrométrie de Fluorescence X dans le domaine de l'environnement. Bull. Rech.Agron. Gembloux 27, 133-146.

Martin H. (1977). La prospection géochimique et la protection de l'environnement. Pédologie XXVII (1), 92 103.

T. J. Logan, S. J. Traina. Trace metals in agricultural soils. In Metals in groundwater, Edition Lewis Publishers; (1993) p309-347.

CONVECTION FORCEE D'UN NANOFLUIDE DANS UN CANAL REMPLI D'UN MILIEU POREUX ANISOTROPE

I. FERSADOU[1], H. KAHALERRAS[2]

[1]USTHB/FGMGP/LTPMP, BP 32 El Alia, 16111 Bab Ezzouar, Alger-Algérie, brahim04@live.fr
[2]USTHB/FGMGP/LTPMP, BP 32 El Alia, 16111 Bab Ezzouar, Alger-Algérie, kahalerrashenda@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Dans la présente étude, le problème de convection forcée d'un nanofluide dans un canal à plaques parallèles rempli d'un milieu poreux anisotrope en perméabilité et conductivité thermique est étudié numériquement en tenant compte des effets du mouvement Brownien et thermophorèse. L'écoulement dans le milieu poreux est décrit par le modèle de Darcy-Brinkman-Forchhiemer, et les équations gouvernantes avec les conditions aux limites associées sont résolues par la méthode des volumes finis. Les résultats font ressortir des cas de figure pour lesquelles l'anisotropie d'un milieu poreux conduit à des améliorations significatives du transfert de chaleur par rapport au cas isotrope.

Mots Clés: *Convection Forcée, Nanofluide, Milieu Poreux, Anisotropie*

NOMENCLATURE

Symboles :

C coefficient d'inertie
Cp capacité calorifique, $Jkg^{-1}K^{-1}$
Da nombre de Darcy
k conductivité thermique, $Wm^{-1}K^{-1}$
K^* rapport de perméabilité anisotrope
Le nombre de Lewis
N_B paramètre thermophorèse
N_T paramètre du mouvement Brownien
Nu nombre de Nusselt
P pression, Nm^{-2}
q densité de flux de chaleur, Wm^{-2}
Pr nombre de Prandtl
Re nombre de Reynolds
T température, K
u, v vitesses axiale et transversale, ms^{-1}
x, y coordonnées axiale et transversale, m

Lettres grecques :

λ rapport de conductivité anisotrope
ρ masse volumique, kgm^{-3}
μ viscosité, $kgm^{-1}s^{-1}$
φ fraction volumique
ε porosité

Indices :

e entrée
eff effectif
f fluide de base
m moyen
p paroi
s nanoparticules

1. INTRODUCTION

Il est généralement connu que le transfert de chaleur peut être amélioré par utilisation de milieux poreux. Dans la plupart des travaux réalisés, le milieu poreux est considéré comme homogène et isotrope, mais dans plusieurs applications pratiques ces matériaux sont anisotropes dans leurs propriétés mécaniques et thermiques.

L'anisotropie, qui est généralement une conséquence d'une orientation préférentielle ou asymétrie géométrie des grains ou des fibres, est en effet rencontrée dans de nombreux systèmes industriels et naturels tels que les matières fibreuses, les sols sédimentaires, les formations rocheuses, et certains matériaux biologiques. A cet effet, un nombre considérable d'études a été mené ces dernières décennies dans ces milieux en tenant compte de l'anisotropie afin d'apporter plus de précisions et une meilleure connaissance des phénomènes de transport qui y prennent place [1-4].

Les nanofluides sont des fluides dans lesquels sont suspendus des nanoparticules nanométriques à très faible concentration. A cause de leurs propriétés thermo-physiques améliorées en comparaison aux fluides conventionnels, notamment la conductivité thermique, ils peuvent être utilisés dans plusieurs applications en ingénierie : l'industrie automotrice, le génie biomédical, le refroidissement des composants microélectroniques, etc. Pour les simulations numériques, deux approches ont été adoptées, le modèle monophasique et le modèle diphasique. Dans le premier, une distribution uniforme des nanoparticules est supposée, alors que dans le second une équation de distribution de la fraction volumique est ajoutée aux autres équations de conservation [5-8].

L'étude des milieux poreux anisotropes saturés de nanofluides présente alors un intérêt certain d'où l'étude proposée dans ce travail qui consiste à examiner numériquement le problème de la convection forcée dans un canal horizontal rempli d'un milieu poreux anisotrope en perméabilité et conductivité thermique et saturé d'un nanofluide avec une distribution non uniforme des nanoparticules causée par les effets du mouvement Brownien et thermophorèse.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Le domaine physique, représenté sur la figure 1, est constitué de deux plaques planes parallèles de longueur ℓ, distantes de 2H et remplie d´un milieu poreux anisotrope saturé par un nanofluide cuivre-eau entrant à une vitesse U_e, une température T_e et fraction volumique ϕ_e uniformes. Les parois supérieure et inférieure sont maintenues à un flux constant q. A cause des symétries géométrique et physique, la résolution du problème se fera sur la partie supérieure du domaine étudié.

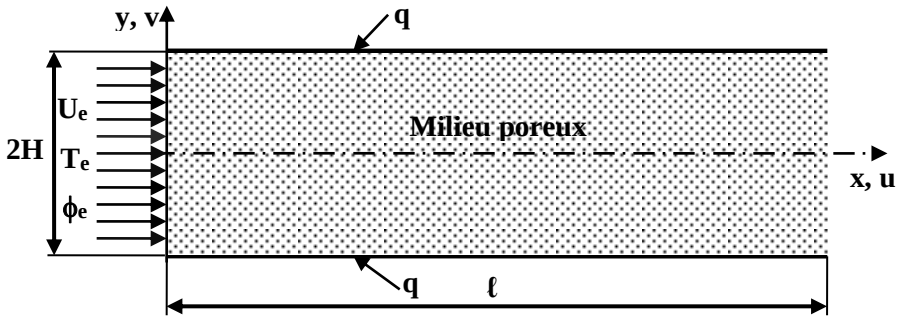


FIGURE 1. Domaine physique étudié

L'écoulement est bidimensionnel, laminaire et stationnaire sans génération interne de chaleur et dissipation visqueuse négligeable. Le nanofluide est Newtonien, incompressible et il est traité comme un mélange non homogène à deux composantes (fluide de base et nanoparticules). Le milieu poreux est supposé homogène mais anisotrope en perméabilité et conductivité thermique. Le fluide de base, les nanoparticules, et le milieu poreux sont en équilibre thermique local avec des propriétés thermophyiques constantes.

Tenant compte des hypothèses citées ci-dessus et en adoptant le modèle de nanofluide proposé par Buongiorno [9] pour tenir compte des effets du mouvement Brownien et thermophorèse, ainsi que le modèle général de

Darcy-Brinkman-Forchheimer pour l'écoulement dans le milieu poreux, les équations de conservation (continuité, mouvement, énergie et fraction volumique) sous forme adimensionnelle s'écrivent comme suit :

$$\frac{\partial U}{\partial X}+\frac{\partial V}{\partial Y}=0 \tag{1}$$

$$\frac{1}{\varepsilon^2}\left(U\frac{\partial U}{\partial X}+V\frac{\partial U}{\partial Y}\right)=-\frac{\partial P}{\partial X}+\frac{R_\mu}{\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2 U}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 U}{\partial Y^2}\right)-\frac{K^*}{\mathrm{Re}\ Da}U-\frac{C\sqrt{K^*}}{\sqrt{Da}}\sqrt{U^2+V^2}\,U \tag{2}$$

$$\frac{1}{\varepsilon^2}\left(U\frac{\partial V}{\partial X}+V\frac{\partial V}{\partial Y}\right)=-\frac{\partial P}{\partial Y}+\frac{R_\mu}{\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2 V}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 V}{\partial Y^2}\right)-\frac{1}{\mathrm{Re}\ Da}V-\frac{C}{\sqrt{Da}}\sqrt{U^2+V^2}\,V \tag{3}$$

$$U\frac{\partial \theta}{\partial X}+V\frac{\partial \theta}{\partial Y}=\frac{R_k}{\mathrm{Re\,Pr}}\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2}+\lambda\frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2}\right)+\frac{1}{\mathrm{Re\,Pr}}\left[N_B\left(\frac{\partial \varphi}{\partial X}\frac{\partial \theta}{\partial X}+\frac{\partial \varphi}{\partial Y}\frac{\partial \theta}{\partial Y}\right)+N_T\left(\left(\frac{\partial \theta}{\partial X}\right)^2+\left(\frac{\partial \theta}{\partial Y}\right)^2\right)\right] \tag{4}$$

$$U\frac{\partial \varphi}{\partial X}+V\frac{\partial \varphi}{\partial Y}=\frac{1}{Le\,\mathrm{Re\,Pr}}\left(\frac{\partial^2 \varphi}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 \varphi}{\partial Y^2}\right)+\frac{N_T}{N_B}\frac{1}{Le\,\mathrm{Re\,Pr}}\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2}\right) \tag{5}$$

Les variables réduites utilisées pour adimensionner les équations gouvernantes sont :

$$X=\frac{x}{H},\ Y=\frac{y}{H},\ U=\frac{u}{U_e},\ V=\frac{v}{U_e},\ P=\frac{p}{\rho_{nf}U_e^2},\ \theta=\frac{T-T_e}{qH/k_f},\ \varphi=\frac{\phi}{\phi_e}$$

Les groupements adimensionnels apparaissant dans les équations de conservation sont définis comme suit :

$$\mathrm{Re}=\frac{U_e\,H\rho}{\mu},\ Da=\frac{K_y}{H^2},\ R_\mu=\frac{\mu_{eff}}{\mu_f},\ K^*=\frac{K_y}{K_x},\ \lambda=\frac{k_y}{k_x},\ \mathrm{Pr}=\frac{\mu C_p}{k},\ R_k=\frac{k_{effx}}{k_f}$$

$$N_B=\varepsilon D_B\frac{(\rho Cp)_s}{k_f}\phi_e,\ N_T=\varepsilon\frac{D_T}{T_e}\frac{(\rho Cp)_s}{k_f}\frac{qH}{k_f},\ Le=\frac{k_f}{\varepsilon D_B(\rho Cp)_f}$$

Les conditions aux limites associées aux équations de conservation sont :

Entrée : U = 1, V = 0, θ = 0 et φ = 1

Sortie : ∂U/∂X = 0, V = 0, ∂θ/∂X = 0 et ∂φ/∂X = 0

Axe de symétrie : ∂U/∂Y = 0, V = 0, ∂θ/∂Y = 0 et ∂φ/∂Y = 0

Paroi supérieure : U = 0, V = 0, ∂θ/∂Y = 1/(R_k λ) et ∂φ/∂Y = - (N_T/N_B) ∂θ/∂Y

Les nombres de Nusselt local et moyen sont définis par :

$$Nu=\frac{1}{\theta_p},\ Nu_m=\frac{1}{L}\int_0^L Nu\,dX \tag{6}$$

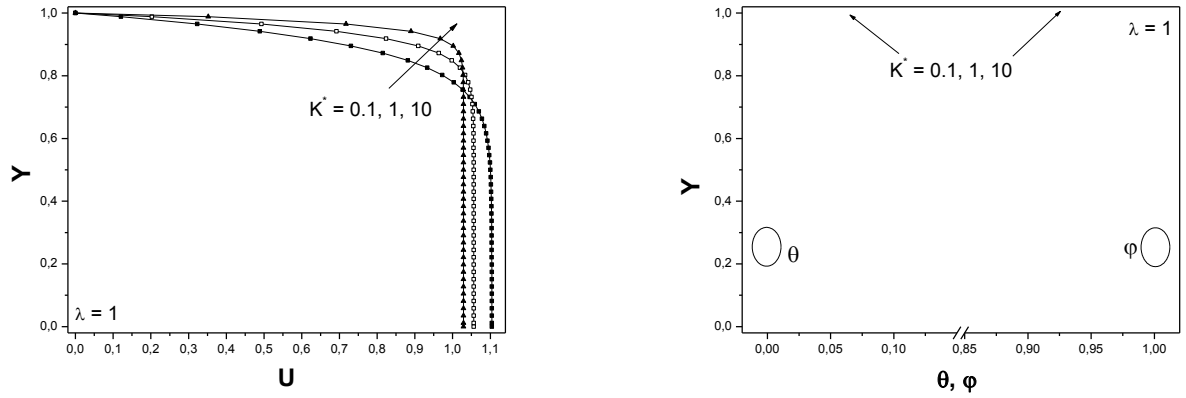
Les équations différentielles établies précédemment avec les conditions aux limites associées ont été résolues par la méthode des volumes finis proposée par Patankar [10]. Un maillage décalé a été utilisé pour assurer le couplage entre la pression et la vitesse, et un schéma en loi de puissance a été adopté pour la discrétisation des termes convectifs et diffusifs. La méthode de résolution utilisée est la méthode ligne par ligne qui est une combinaison entre la méthode directe TDMA (Tridiagonal Matrix Algorithm) et la méthode itérative de Gauss-

Seidel. Après plusieurs essais, un maillage uniforme typique de 150 × 50 (suivant X et Y respectivement) a été adopté. Le critère de convergence porte sur l'erreur relative de chaque variable qui doit être inférieure à 10^{-6}.

3. RESULTATS

En raison du nombre important de paramètres gouvernant le problème étudié, tous les calculs ont été effectués en fixant la longueur du canal (L = 30), la porosité du milieu poreux ($\varepsilon = 0.9$), le nombre de Prandtl du fluide de base (Pr = 7), le nombre de Reynolds (Re = 500), le coefficient inertiel (C = 0.1), le rapport des viscosités dynamiques ($R_\mu = 1$), le rapport des conductivités thermiques ($R_k = 1$), le nombre de Lewis (Le = 1), le paramètre du mouvement Brownien ($N_B = 0.3$) et le paramètre thermophorèse ($N_T = 0.3$). D'autre part, nous avons fait varier le nombre de Darcy ($10^{-6} \leq Da \leq 1$), le rapport de perméabilité anisotrope ($0.1 \leq K^* \leq 1$), ainsi que le rapport de conductivité thermique anisotrope ($0.1 \leq \lambda \leq 1$).

Sur la figure 2 sont représentés les profils de vitesse, de température et de fraction volumique des nanoparticules pour différentes valeurs de K* et λ. Augmenter les valeurs des deux rapports d'anisotropie revient à diminuer la perméabilité axiale K_x pour K^* et accroitre la conductivité thermique effective transversale k_{effy} pour λ. Quand $K^* < 1$ la vitesse dans la région centrale du canal est plus élevée et la couche limite est plus épaisse par rapport à un milieu poreux isotrope correspondant à $K^* = 1$. Un comportement inverse est réalisé quand le rapport de perméabilité anisotrope devient supérieur à l'unité où à cause de la faiblesse de la force du mouvement convectif dans la région centrale du canal, nous observons au voisinage des parois du canal une couche limite hydrodynamique mince et une vitesse d'écoulement plus élevée que celle correspondant à $K^* < 1$ (forts gradients de vitesse).



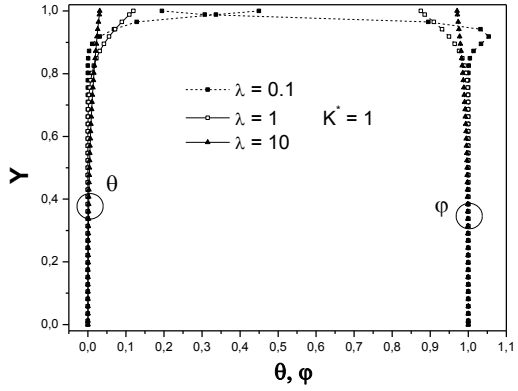


FIGURE 2. Profils de U, θ et φ à la sortie du canal pour différentes valeurs de K^* et λ : Da = 10^{-1}

L'effet de l'anisotropie hydrodynamique (λ = 1) ne se fait ressentir sur les profils de θ et φ, qui évoluent dans des sens opposés, que près de la paroi. Dans cette région augmenter K^* donne naissance à des forts gradients de température et de fraction volumique d'où des couches limites thermique et massique plus minces que le cas isotrope ce qui sera en faveur du transfert de chaleur. Si le milieu est à présent thermiquement anisotrope (K* = 1) et à λ < 1, la distribution de φ est non monotone où on observe une augmentation de la fraction volumique (dépassant la valeur de 1) jusqu'à Y ≈ 0.9 pour diminuer ensuite et atteindre une valeur minimale à la paroi. En augmentant λ, les profils de température et de fraction volumique tendent vers des distributions uniformes de valeur 0 et 1 pour θ et φ respectivement.

Nu_m diminue avec l'accroissement du nombre de Darcy pour toutes les combinaisons des rapports de perméabilités et de conductivités comme illustré sur la figure 3. Il ressort aussi de cette figure que l'augmentation des rapports d'anisotropie est favorable au transfert de chaleur à cause de la diminuation des épaisseurs des couches limites dynamique et thermique (voir figure 2). L'anisotropie thermique a un effet plus important puisque on observe des valeurs rapprochées de Nu_m pour différents K^* à λ fixe et des valeurs qui s'étalent sur une large gamme pour les différents λ considérés à K^* fixe. Les plus grandes valeurs du nombre de Nusselt moyen sont obtenues aux grands rapports des perméabilités et conductivités thermiques ($K^* = \lambda = 10$).
Afin de mettre en évidence l'effet de l'anisotropie sur le transfert de chaleur, nous avons aussi représenté l'évolution du rapport R_{Num} normalisé par par la valeur de Nu_m dans le cas isotrope ($K^* = \lambda = 1$). Quand le milieu poreux est thermiquement isotrope (λ = 1), deux situations sont observées selon la valeur du rapport de perméabilité anisotrope ; pour $K^* < 1$ le milieu poreux isotrope est plus favorable au transfert de chaleur ($R_{Num} < 1$) alors que pour $K^* > 1$, un milieu poreux hydrodynamiquement anisotrope est plus bénéfique ($R_{Num} > 1$). Le gain maximal d'environ 350 % a été obtenu avec un milieu poreux à Da = 1 et $K^* = \lambda = 10$, alors que la plus grande réduction autour de 80% a été retrouvée à Da = 10^{-2} et $K* = \lambda = 0.1$.

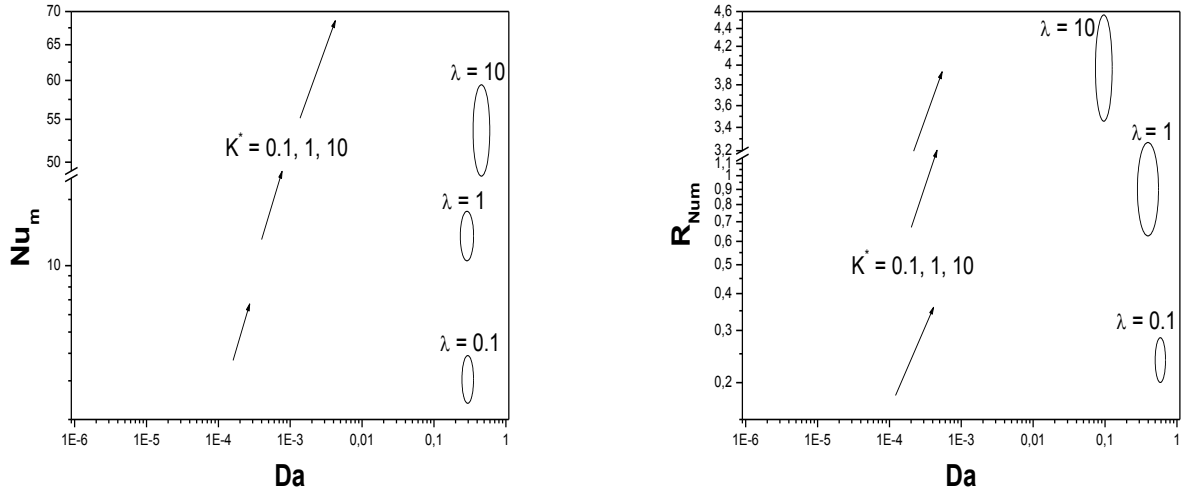


FIGURE 3. Evolution de Nu_m et R_{Num} avec Da pour différentes valeurs de K^* et λ

4. CONCLUSIONS

Le présent travail est une étude numérique du transfert de chaleur par convection forcée d'un nanofluide obéissant au modèle de Buongiorno dans un canal poreux, dont les parois sont maintenues à flux constant. Cette étude a permis de faire ressortir les points suivants :

- Augmenter les rapports d'anisotropie qui revient à réduire la perméabilité suivant la direction axiale X pour K^* et accroitre la conductivité thermique effective du milieu poreux suivant la direction transversale Y pour λ , conduit à une réduction des épaisseurs des couches limites dynamique et thermique et donc améliore le transfert de chaleur.
- La comparaison par rapport au cas isotrope fait ressortir un effet de l'anisotropie thermique plus important que celui de l'anisotropie hydrodynamique avec des gains maximales quand l'anisotropie est totale de l'ordre de 350% pour le transfert de chaleur à Da = 1 et $K^* = \lambda = 10$.

REFERENCES

[1] W.J. Chang and C.F. Hsiao, Natural convection in a vertical cylinder filled with anisotropic porous media, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 36, 3361-7, 1993.

[2] P. Nithiarasu, K.S. Sujatha K. Ravindran, T. Sundarajan and K.N. Seethramu, Non-Darcy natural convection in a hydrodynamically and thermally anisotropic porous medium, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 188, 413-30, 2000.

[3] D. J. Krishna, T. Basak and S.K. Das, Natural convection in a heat generating hydrodynamically and thermally anisotropic non-Darcy porous medium, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 51, 4691-703, 2008.

[4] M. Aly and S.E. Ahmed, An incompressible smoothed particle hydrodynamics method for natural/mixed convection in a non-Darcy anisotropic porous medium, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 77, 1155-68, 2014.

[5] R.S.R. Gorla and A. Chamkha, Natural convective boundary layer flow over a nonisothermal vertical plate embedded in a porous medium saturated with a nanofluid, *Nanoscale and Microscale Thermophysical Engineering*, 15, 81-94, 2011.

[6] M.J. Maghrebi, M. Nazari and T. Armaghani, Forced convection heat transfer of nanofluids in a porous channel, *Transport in Porous Media*, 93, 401-13, 2012.

[7] M.A Sheremet and I. Pop, Conjugate natural convection in a square porous cavity filled by a nanofluid using Buongiorno's mathematical model, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 79, 137-45, 2014.

[8] M.H Matin and B. Ghanbari, Effects of Brownian motion and thermophoresis on the mixed convection of nanofluid in a porous channel including flow reversal, *Transport in Porous Media*, 101, 115-36, 2014.

[9] J. Buongiorno, Convective transport in nanofluids, *ASME Journal of Heat Transfer*, 128, 240-50, 2006.

[10] S.V. Patankar, *Numerical Heat Transfer*, McGraw Hill, 1980.

LA SIMULATION NUMERIQUE DU PROFIL DE LA TEMPERATURE A L'INTERFACE OUTIL-COPEAU PAR LES ELEMENTS FINIS

AOUAD Razika[1], AMARA Idriss[2]

[1] Université des frères de Mentouri Constantine, Algeria aouadrazika@yahoo.fr
[2] Universités des frères de Mentouri Constantine, Algeria a.idriss.2011@gmail.com

RÉSUMÉ

Les phénomènes tribologiques à l'interface Outil/Surface usinée/Copeau sont très complexes à modéliser et pourtant ce sont la clef du comportement de l'outil, et notamment de sa résistance à l'usure. Dans ce contexte, nous avons étudié la compréhension de la phénoménologie de formation du copeau et défini l'influence de la vitesse de coupe sur le profil de la température à l'interface outil-copeau à travers l'utilisation d'un logiciel des éléments finis.

Mots Clés: Contact, Simulation numérique, éléments finis et phénomènes thermomécaniques

NOMENCLATURE

Symboles :
ap: profondeur de passe
Cp : Capacité calorifique
E : Module de Young
t:temps
Vc: vitesses de coupe

Lettres grecques :
γ : L'angle de coupe
β: Rayon du bec d'outil
α: L'angle de dépouille
μ :Frottement outil-pièce
ρ : Densité
ν : Coefficient de Poisson
λ : Conductivité thermique

Indices / Exposants :
T_{fus} : Température de fusion
T_{amb} :Température ambiante

1. INTRODUCTION

Dans l'industrie, les méthodes d'optimisation sont encore largement basées sur les connaissances acquises au cours des années et sur des essais longs et coûteux. Mais avant de mettre en place des solutions ou de développer des modèles, il est nécessaire de caractériser de manière précise les différents modes d'endommagement et de maîtriser tous les facteurs qui conduisent à l'usure des outils. L'étude de répartition de la température sur l'outil, la pièce et le coupeau apporte des éléments fondamentaux pour la compréhension et l'optimisation des conditions de coupe. Le travail de Weiner [1] était cité parmi les premiers travaux d'étude de la distribution du champ de températures dans les zones de cisaillement. Il est bien connu que la majeure partie de la chaleur résultante du travail plastique reste dans le copeau et est emportée avec lui, alors qu'un faible pourcentage est conduit dans la pièce en augmentant sa température. La température atteinte dans la zone de coupe est un paramètre qui peut accélérer l'usure de l'outil suivant un mécanisme faisant intervenir la diffusion d'éléments chimiques du matériau vers l'outil. Ainsi la figure 1 obtenue par G. Bittes [1] en utilisant le code Sysweld,

correspond au cas de l'usinage à 100 m/min d'un acier mi-dur avec un outil en carbure de tungstène. On observe que le cisaillement primaire est globalement responsable d'une température de 350oC à la racine du copeau. Le cisaillement secondaire provoque sur la face interne du copeau un échauffement jusqu'à 1100oC. L'outil est soumis à un fort gradient de température. La peau de la pièce, quant à elle, atteint 200oC pendant un court instant.

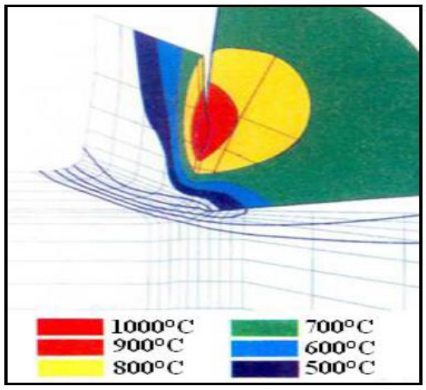


FIGURE 1 .Carte de température dans un copeau et dans l'outil obtenu par la modélisation thermomécanique [1]

2. METHODE DE SIMULATION

2.1. Présentation du modèle géométrique

On commence par l'outil de coupe est modélisé par un corps déformable. La modélisation de l'outil de coupe a été simplifiée en prenant $\gamma = 0°$, $\beta = 0.4$ et α égale = 15° (figure 2).

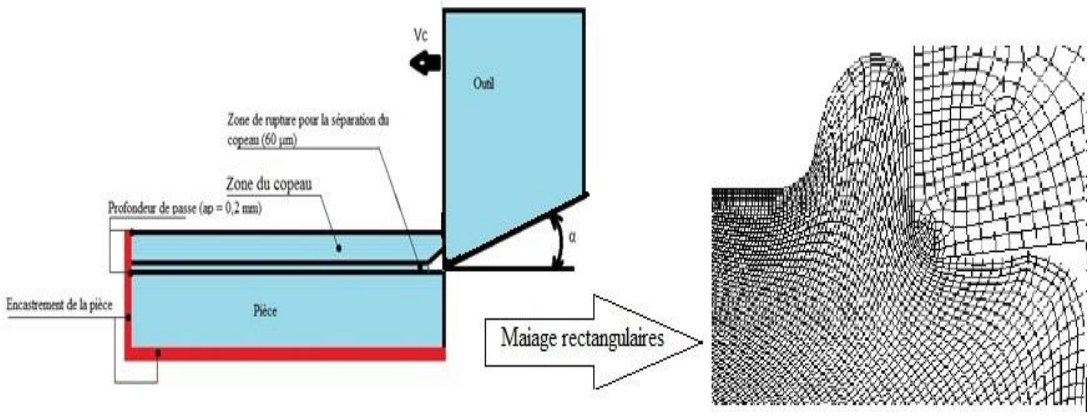


FIGURE 2. Modèle utilisé dans la simulation numérique de la coupe orthogonale.

2.2. Modélisation de la pièce à usiner

On a choisie l'acier 42CD4 comme matière de la pièce et le carbure métallique P20 pour l'outil. La pièce à usiner et l'outil sont maillés en un certain nombre d'éléments finis rectangulaires. Le nombre de nœuds pour l'outil est 1378 et pour la pièce est 15920. Le nombre d'éléments pour l'outil est 1301 et pour la pièce est 15701. Dans le but de prendre en compte les échanges thermiques aux interfaces pièce/outil/copeau. Le mouvement relatif de la pièce et de l'outil est obtenu en déplaçant ce dernier à vitesse imposée pour une ap. Ces deux paramètres de régime de coupe sont choisis lors des simulations comme suit : ap = 0,2 mm, et six vitesses de coupe, Vc = 1 m.s-1 (60 m/min) - 10 m.s-1 (600 m/min).

2.3. Conditions aux limites et chargement

La pièce et l'outil sont modèles déformables: la piece est fixée par un encastrement à sa base. Sa longueur est de 120 mm et sa hauteur est de 48 mm, (figure 2. ap=0,2mm. Le contact entre l'outil et la pièce usinée est considéré avec μ=0.2. Le temps de calcul est 72 h environ et on a arrêté la simulation. Les propriétés du matériau de la pièce AISI 4340 et l'outil présenté dans le tableau 1. [2]. Les propriétés thermo-élasto-plastique de l'outil sont un E 630000 MPa. La loi de comportement de l'outil est définie à partir de la courbe présentée dans la figure 3.

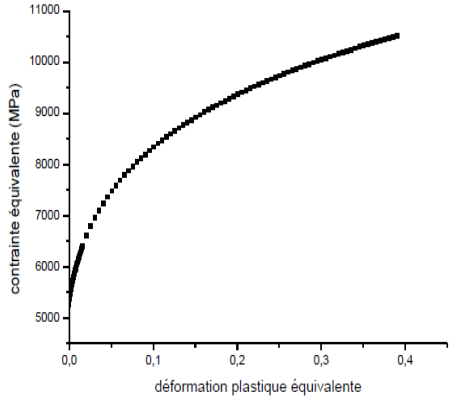


FIGURE 3 . Loi d'écrouissage approchée pour l'outil, [3].

Propriétés mécaniques et thermiques

	ρ (kg/m3)	E (GPa)	ν	Cp (J kg−1 C° −1)	λ (Wm−1 C° −1)	Dilatation thermique (μm m−1 C° −1)	Tfus (C°)	, Tamb (C°)
Pièce	7850	205	0.3	475	44.5	13.7	1520	25
Outil	12900	534	0.22	400	50	×	×	25

TABLEAU 1. Caractéristiques du matériau de la pièce et de l'Outil. [4].

2.4.Loi de comportement et d'endommagement de la pièce

La loi de Johnson et Cook [5] a été choisie, dans cette étude, pour représenter le comportement du matériau de la pièce. La contrainte d'écoulement du matériau est donnée par la relation suivante :

$$\sigma_{eq} = (A + B\varepsilon^{n})\left(1 + C \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)\right)\left(1 - \left(\frac{T - T_{amb}}{T_{fus} - T_{amb}}\right)^{m}\right) \dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots (1)$$

TABLEAU 2 : Paramètres de la loi de Johnson et Cook de l'acier AISI4340 [12].

Constantes	A(MPa)	B(MPa)	n	c	m	β
Valeurs	792	510	0.26	0.014	1.03	0.9

TABLEAU 3 : Paramètres de la loi d'endommagement de Johnson et Cook de l'acier AISI4340 [12].

Constantes	d_1	d_2	d_3	d_4	d_5
Valeurs	0.05	3.44	-2.12	0.002	0.61

$$\varepsilon_f = \left[d_1 + d_2 \exp\left(d_3 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eq}}\right)\right]\left[1 + d_4 \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_0^p}\right)\right]\left[1 + d_5\left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0}\right)\right] \dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots (3)$$

4. RESULTATS

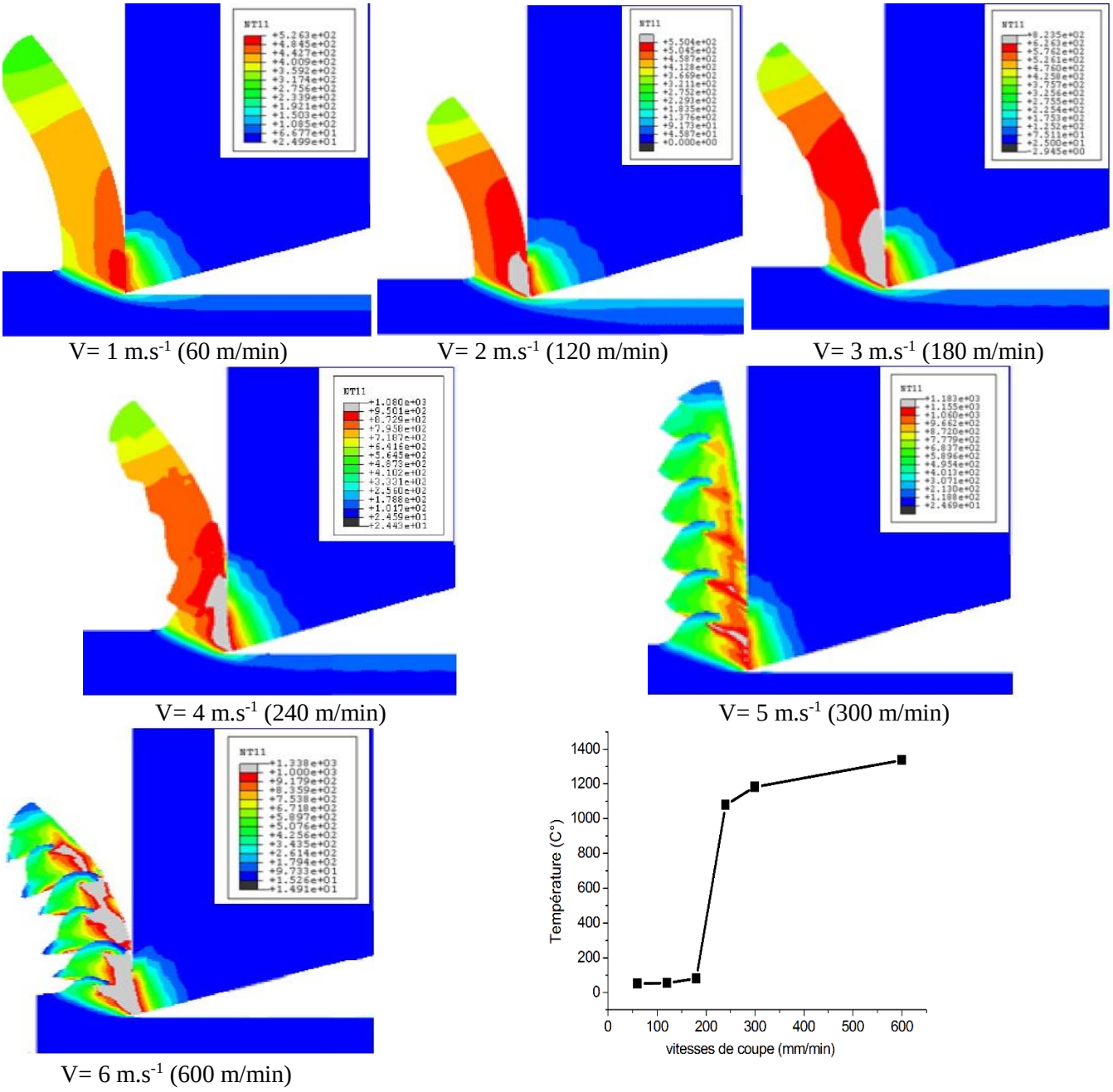


FIGURE 4 : L'évaluation des températures pour les différentes vitesses de coupe.

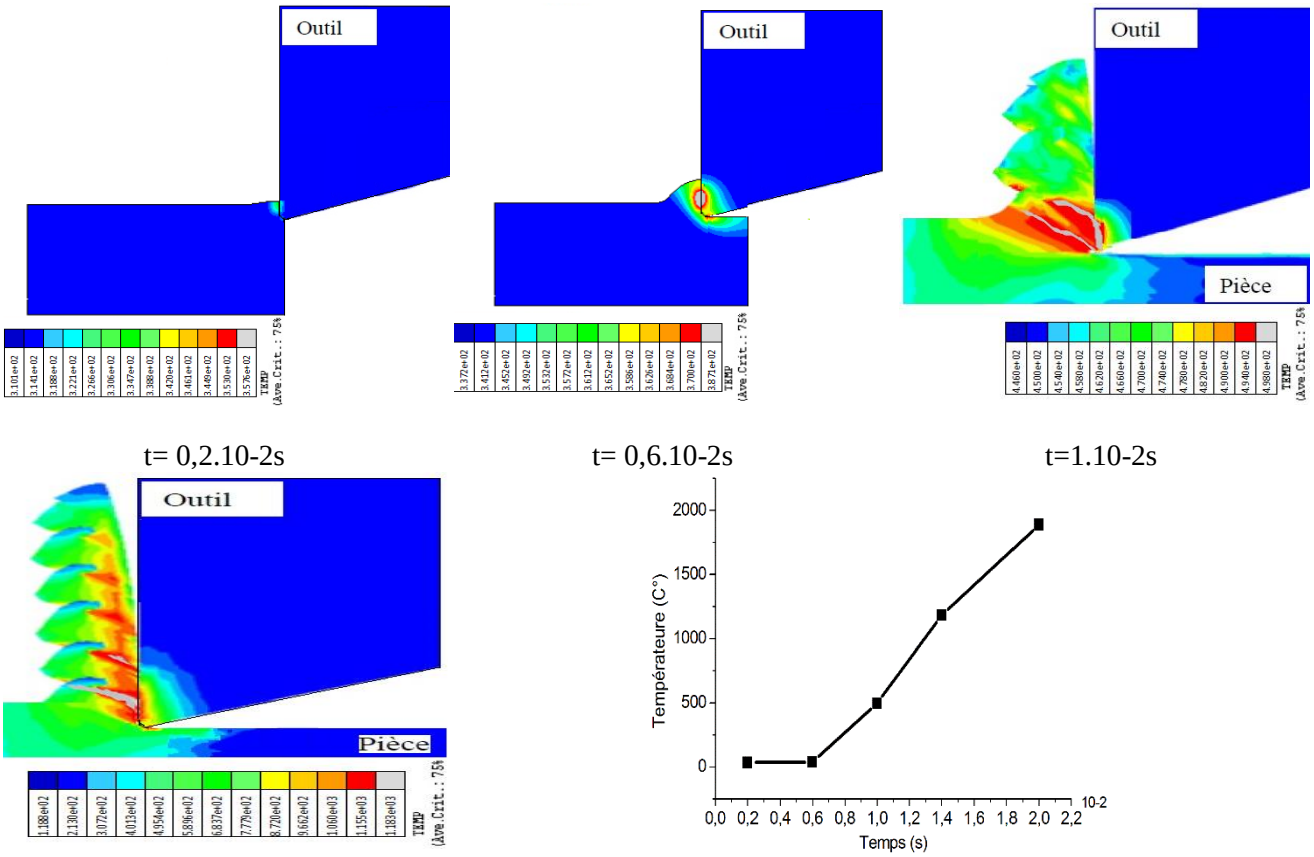


FIGURE 5 : L'évaluation des températures par le temps avec V= 5 m.s^{-1} (300 m/min)

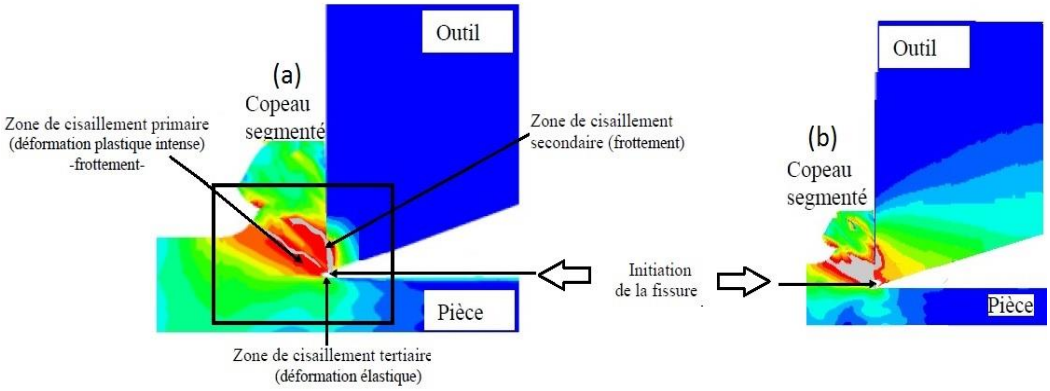


FIGURE 6 : La répartition des sources de chaleurs, Point chaud à l'interface outil-copeau et l'initiation de la fissure avec (a)Vc = 5 m.s-1(300 m/min), temps = 1.10-3s et (b) temps = 2.10-3s

4. DISCUSSION DES RÉSULTATS DE LA SIMULATION NUMÉRIQUE

Les résultats des simulations numériques de la coupe orthogonale en fonction de la vitesse de coupe sont illustrés sur les figures 4 et 5. L'analyse de ces résultats montre que la température dans la zone de coupe augmente avec l'augmentation de la vitesse de coupe et montre aussi une partie de la chaleur générée à l'interface outil-copeau est aussi dissipée dans le corps de l'outil. Nous observons aussi le début de l'émergence

du phénomène de formation de copeau segmenté à partir de l'arrivée de la température 180C° et Vc =240 m/min. Il est important de noté que malgré la concentration de contrainte en surface libre du copeau pour les vitesses de coupe 1 m.s-1 et 2 m.s-1. Aux vitesses de coupe 3 m.s-1 et 4 m.s-1 on remarque l'initiation de fissure qui semblent tendre vers l'allure d'un copeau segmenté. A partir de la vitesse de coupe 5 m.s-1(figeure 5) on a obtenus un copeau segmenté du fait de l'augmentation de la température dans la zone de coupe. Les résultats présentés sur la figure 6 montrent que la source principale de chaleur est clairement identifiée comme se trouvant dans la bande de cisaillement primaire. Il est alors troublant de constater que le point de maximum de température ne coïncide pas avec cette localisation. Néanmoins, on constate sur la même figure, des sources secondaires de chaleur d'amplitudes inférieures. Le point chaud coïncide avec la fin de l'apport de chaleur, et est maximal à l'interface outil/copeau (figure 6a). Ce point chaud coïncide avec la profondeur maximale de cratère [6]. Dans la figure 6b nous remarquons, la première phase serait l'initiation d'une fissure dans le plan de cisaillement primaire, qui commence à la pointe de l'outil et se propage vers la surface libre du copeau [7]. La propagation de cette fissure par cisaillement serait alors favorisée par les températures élevées constatées au niveau de la pointe de l'outil.

CONCLUSIONS

Les principales conclusions tirées de cette partie sont :

- ✓ le contact entre la pièce et l'outil produit une température importante qui se dégage avec le coupeau.
- ✓ Le terme de conduction présente une influence sur la répartition des températures dans le copeau. En effet ce dernier met en évidence la compétition entre les phénomènes de transports, qui ont tendance à évacuer la chaleur dans le copeau, et de conduction, qui tendent à transmettre la chaleur dans la partie massive de la pièce. Cette compétition entre les deux phénomènes conduit à l'apparition d'un point de maximum de température au niveau de l'interface de contact outil/copeau. Ce point chaud coïncide avec la profondeur maximale de cratère [6].
- ✓ L'utilisation du critère de rupture de Johnson et Cook sur la surface libre du copeau conduit à l'obtention du copeau segmenté [8].

RÉFÉRENCE

[1] F. Leroy, « Endommagement des outils de coupe ». Ingénieur Civil des Mines. Techniques de l'Ingénieur, Génie mécanique. B 7042.

[2] Mabrouki, J.-F. Rigal, A contribution to a qualitative understanding of thermo-mechanical effects during chip formation in hard turning, Journal of Materials Processing Technology 176 (2006) 214–221.

[3] Hélène Sydorova, Pratique de la modélisation des processus de coupe avec assistance. Université nationale technique de Donetsk, Ukraine.8 April 2014.

[4]. Farouk Mahfoudi, Étude de l'influence de la machine-outil sur les paramètres technologiques en particulier lors de l'usinage des matériaux durs. Thèse de l'obtention du diplôme de doctorat, université Badji-Mokhtar – Annaba. Année 2010.

[5] G. R. Johnson, W. H. Cook, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, strain rates and high temperatures, 7th Int. Symp. Ballistics, 1983, pp. 541-547.

[6] J. D. P. Velásquez, Etude des copeaux et de l'intégrité de surface en usinage à grande vitesse de l'alliage de titane TA6V, Thèse de doctorat, Metz, 2007.

[7] A. Molinari, M. Nouari, Modeling of tool wear by diffusion in metal cutting, Wear 252 (2002) 135–149.

[8] G. R Johnson, W. H. Cook, Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures, Engineering Fracture Mechanics, 1985, vol. 21, pp. 31–48.

HYBRID ELECTRODE FORMED BY $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ NANOPARTICLES INCORPORATED INTO POLYPYRROLE: ELECTROCATALYSIS OF O_2 REDUCTION

M. MECHOUET[1], C. BELKESSAM[2], N. IDIRI[1], A. KADRI[1]

[1]Department of chemistry. Faculty of sciences, University of Mouloud MAMMERI ,Tizi-Ouzou, Algeria
mechouetmourad@yahoo.fr & naima_pg@yahoo.fr
[2]Department of chemistry. Faculty of sciences, University of M'Hamed BOUGARA, Boumerdes, Algeria
celiabelkacem@gmail.com

ABSTRACT

A hybrid electrode was formed on glassy carbon (GC) electrode with polypyrrole (Ppy) and mixed valence $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ nanoparticles to study their behaviour towards the oxygen reduction reaction (ORR). The oxide nanoparticles were prepared by sol-gel route and characterized by XRD method.

The result showed that the desired oxide was obtained and the nanocrystallites exhibit a diameter about 13 nm. The hybrid electrode was then fabricated by the electropolymerization of pyrrole (Py) in the presence of $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ nanoparticles in KCl (0.15 mol/L) at room temperature and characterized by SEM and LSV methods.

Investigation of the hybrid electrode confirmed that O_2 reduction mechanism changes by applying potential. Thus, at low overpotential the O_2 reduction involves two electrons and provides H_2O_2, with cathodic transfer coefficients (β) of 0.33 and an exchange current density (j_0) of about 8×10^{-3} mA/cm^2, while, at high overpotential H_2O_2 is further reduced into H_2O. Also, the result shows that the sol-gel method led to the preparation of $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ nanoparticles having a spinel structure with a desired stoichiometry which exhibits a high electrocatalytic activity for reducing oxygen mostly to H_2O_2.

Keywords: *sol-gel, nanopowders, polypyrrole, oxygen reduction reaction, hybrid electrode*

NOMENCLATURE

Symbols:

GC	glassy carbon
Py	pyrrole
Ppy	polypyrrole
ORR	oxygen reduction reaction
K-L	Koutecky-Levich
LSV	Linear sweep voltammetry
RDE	rotating disc electrode
n	transferred electrons number
J_0	exchange current density
β	cathodic transfer coefficients

Greek symbols:

ω	electrode rotational speed, rad

1. INTRODUCTION

Over the last years, electrocatalyst particles dispersion throughout the matrix of an electronically conductive polymer (ECP) as electrocatalytic systems for various reactions were widely explored [1]. Thus, the obtained composite exhibits a three-dimensional distribution of accessible active sites and provides a better charge transport conditions through the polymer film.

Among ECP, polypyrrole (Ppy) has attracted a great attention in recent years due to its non-toxicity, easy fabrication by electropolymerization (which promotes application of aqueous and organic solvents and using chemical and electrochemical methods), high conductivity, thermal and environmental stability. Several recent studies were focused on the development of a composite electrode for oxygen reduction reaction (ORR) catalysis and production of H_2O_2, which can be used as an oxidizer of organic pollutants and bleaching or sterilizing agent in chemical or pharmaceutical industry. The spinel $Ni_xCo_{3-x}O_4$ ($0 \leq x \leq 1$) nanoparticles seem to be very promising electrocatalyst. Thus, Chartier et al. [2] reported that the nanoparticles with $x = 0.3$, synthesized by thermal decomposition of nitrates, had the average size of 35 nm and maximum O_2 reduction activity producing high amount of H_2O_2, with an exchange current density (j_0) of 2×10^{-3} mA/cm^2.

Many authors claimed that when the catalysts dimensions are reduced, the materials properties might be remarkably changed. It was noticed that the preparation route influences the oxide physicochemical properties, including its size [3]. Among different synthesis methods, sol-gel is considered as a low-temperature soft chemical route frequently used to produce nanosized oxide powders having a strong catalytic activity and relatively high stability [4].

In this study $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ powders were prepared by sol-gel method using the citric acid as chelating agents and calcined at 300°C. The electrocatalytic activity of the embedded oxide particles in Ppy film (being part of the hybrid electrode Ppy($Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$) has been studied. The hybrid electrode was syntetized by chronopotentiometry and characterized by linear sweep voltammetry (LSV) using rotating disc electrode (RDE). The data were exploited by Koutecky-Levich (K-L) equation to evaluate ORR kinetic parameters that allow us to check out the electrocatalytic performances.

2. RESULTS

2.1 Powder characterization

X-ray diffraction spectra, presented in Fig. 1, confirmed the crystalline nature of the prepared $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ nanoparticles. The characteristic *hkl* lines are: 111, 220, 311, 400, 422, 511 and 440, indicated on the pure cubic spinel structure. The estimated crystallites cell parameter *a* is about 8.11 ± 0.015 Å. The crystallites average size $d_{p(XRD)}$ was estimated by Scherrer formula and it was about 13 nm.

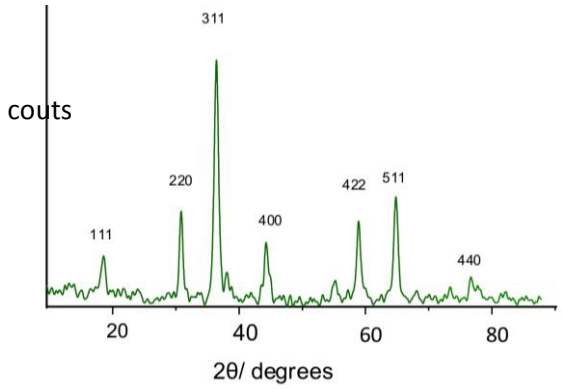


FIGURE 1. X-ray diffractograms of $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ powders prepared with citric acids and calcined at 300 °C

2.2 Characterization of composite electrode

Figure 2 shows the chronopotentiogram of the electropolymerization of Py in KCl solution, under nitrogen bubbling with $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ particles. An increasing electrode potential characterizes the initiation stage. This could indicate that the presence of the nanoparticles could facilitate the Ppy formation.

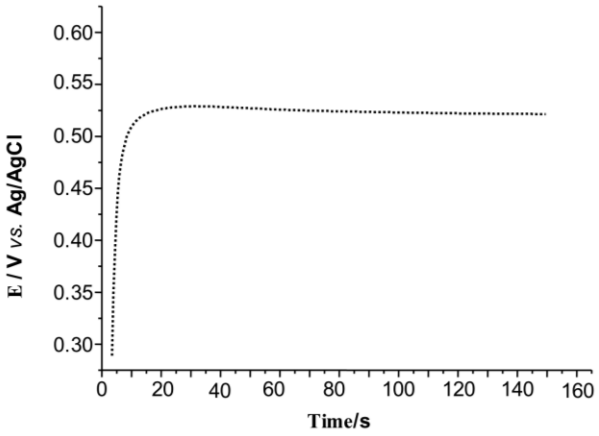
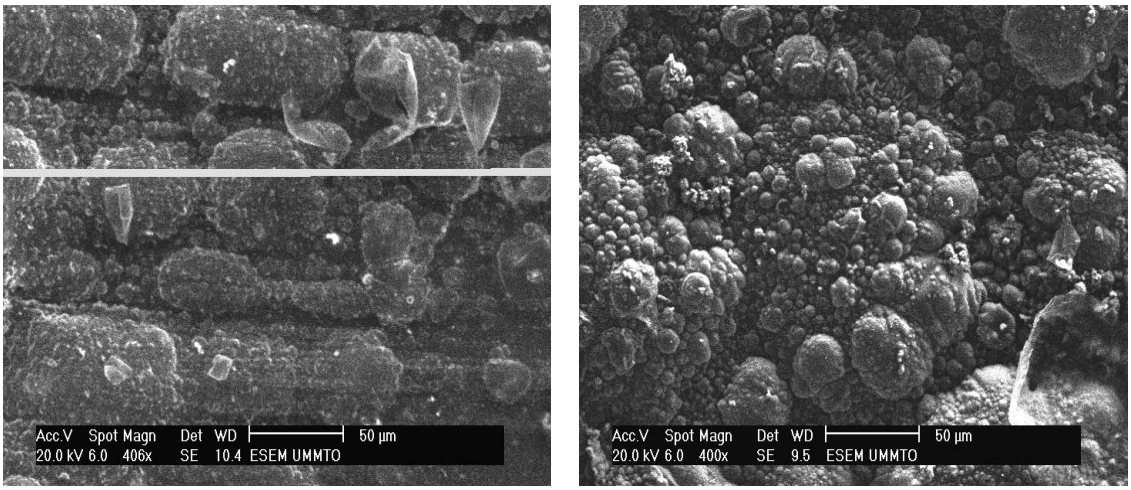


FIGURE 2. Chronopotentiograms recorded during Ppy($Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$) preparation

The morphology of the hybrid composite films was investigated by SEM (Figure 3). SEM images of the Ppy film (Figure 3a) and nanocomposite film (Ppy($Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$) (Figure 3b) show a typical, so called "cauliflower" structure as reported in literature [5]. It can be seen that $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ nanoparticles aggregates are inhomogeneously dispersed on the surface of the latter film (Figure 3b).



a) b)

FIGURE 3. SEM micrographs of GC/Ppy (*a*) and hybrid electrode Ppy($Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$) (*b*)

2.3 Oxygen reduction reaction on the composite electrode

The obtained LSV results for the hybrid GC/Ppy($Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$) electrode at different rotational speeds of the rotating disk electrode were presented in Figure 4. As expected, the current densities are rising with the increasing of the rotational speed.

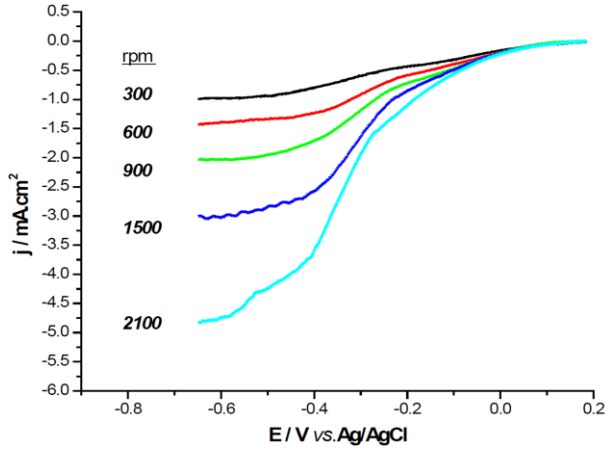


FIGURE 4. Polarization curves for O_2 reduction at 5 mV/s on GC/Ppy($Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$) electrode for different rotational speeds in KCl (0.15 mol/L) O_2 saturated solution

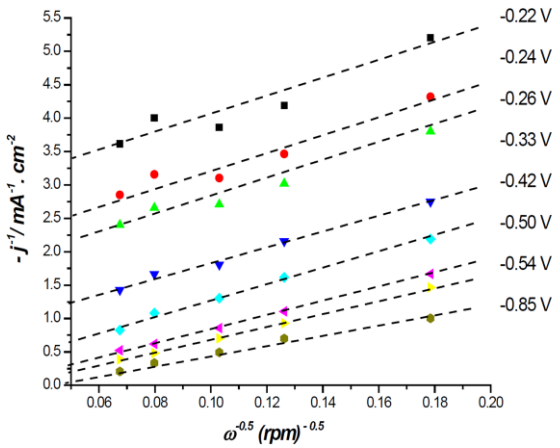


FIGURE 5. Koutecky-Levich (j^{-1} vs. $\omega^{-1/2}$) plots at different potentials (E)

The total current density j^{-1} is plotted in function of $\omega^{-1/2}$ at different potentials (Figure 5). The straight lines for each electrode potential indicate the first order reaction against dissolved oxygen.

Thus, for each scatter straight line, the total number of electrons *n* was calculated and the resulting values are reported versus electrode potentials (Figure 6).

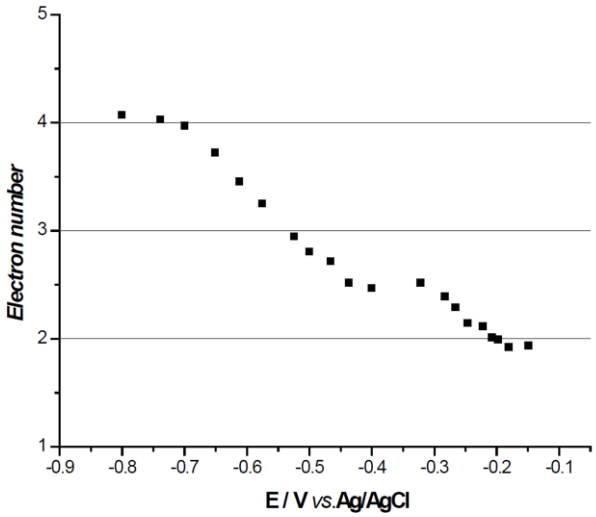


FIGURE 6. Variation of the total number of electrons *n* vs. electrode potential (*E*)

For the small applied potential (i.e. small overpotential), the total number of electrons was found to be close to *n* = 2, which indicates the O_2 reduction into H_2O_2. By decreasing the applied potential (i.e. high overpotential), the total number of electrons is gradually increased up to *n* = 4. So, H_2O_2 is further reduced into H_2O.

This behaviour based on potential was also reported by Chartier *et al.* [6] and attributed to a change in the mechanism with potential, which is a characteristic of the ORR on mixed valency spinel oxides.

From the K-L plot (Figure 5), the parameters j_0 and β are deduced and summarized in Table 1.

j_0 [mA/cm^2]	β
8.18×10^{-3}	0.33

TABLE 1 . Kinetic parameters of ORR on GC/Ppy(Ni0.3Co2.7O4)

3. DISCUSSION

The j_0 value is 4 times higher than that reported by Chartier *et al.* [2] for the $Ni_xCo_{3-x}O_4$ having particle size of about 35 nm and obtained by thermal decomposition method. So, it seems that the sol-gel nanoparticles, due to their smaller size, exhibit a better electrocatalytic activity toward ORR.

As the electrocatalysis depends on both geometrical and electronic factors previously exposed, the former are those related to the extension of the actual surface area or actual site density. The latter one is that related to the surface electrical conductivity. Thus, the enhanced catalytic activity observed in our study may be ascribed, at least in part, to the $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ particle size which is smaller (higher surface area), or to its conductivity improvement.

4. CONCLUSION

In the present study, the spinel $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ nanoparticles were successfully synthesized by the sol-gel route using the citric chelating and calcined at 300°C. The characteristic XRD peaks confirmed the formation of the pure spinel $Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4$ structure having a size about 13 nm.

Investigation of the hybrid electrode ($Ppy(Ni_{0.3}Co_{2.7}O_4)$) confirmed that O_2 reduction mechanism changes by applying potential. Indeed, ORR involves two electrons to form H_2O_2, with a cathodic transfer coefficient equals 0.33 and an exchange current density of about $0\times10^{-3}mA.cm^{-2}$ at small overpotentials. Therefore, compared to thermal decomposition, sol-gel method is considered as an interesting and a promoting method as it enabled us to obtain finer nanoparticles, with larger specific surface area and higher electrocatalytic activity by producing a larger amount of H_2O_2 making it more promising for many environmental applications, including electrochemical treatment involving oxygen reduction reaction .

REFERENCES

[1] P.E. Williams, S.T. Jones, Z. Walsh, E.A. Appel, E.K. Abo-Hamed, O.A. Scherman, "Synthesis of conducting polymer-metal nanoparticle hybrids exploiting RAFT polymerization", *ACS Macro Letters*, 4, 255–4, 2015.

[2] H. Nguyen-Cong, V. de la Garza Guadarrama, J.L. Gautier, P. Chartier, "$Ni_xCo_{3-x}O_4$ mixed valence oxide nanoparticles/polypyrrole composite electrodes for oxygen reduction", *Journal of New Materials for Electrochemical Systems*, 5, 35–5, 2002.

[3] O. Parkhomey, N. Pinchuk, O. Sych, T. Tomila, O. Kuda, H. Tovstonoh, V. Gorban, V. Kolesnichenko, Y. Evych, "Effect of particle size of starting materials on the structure and properties of biogenic hydroxyapatite/glass composites", *Processing and Application of Ceramics*, 10, 1–8, 2016.

[4] W. Xing, G. Yin, J. Zhang, Rotating electrode methods and oxygen reduction electrocatalysts, *Elsevier*, 2014.

[5] J. Zhu, Y. Xu, J. Wang, J. Wang, Y. Bai, X. Du, "Morphology controllable nano-sheet polypyrrole-graphene composites for high-rate supercapacitor", *Physical Chemistry Chemical Physics*, 17, 19885–9, 2015.

[6] H. Nguyen-Cong, V. de la Garza Guadarrama, J.L. Gautier, P. Chartier, "Oxygen reduction on $Ni_xCo_{3-x}O_4$ spinel particles/polypyrrole composite electrodes: hydrogen peroxide formation", *Electrochimica. Acta*, 48, 2389–6, 2003.

GREEN SYNTHESIS OF α-FE_2O_3 NANOPARTICLES USING ROMAN NETTLE

N. BADNI[1,3], F. Z. BENHERAOUA[1,3],B. TADJER[1,3], A. BOUDJEMAA[3], H. EL HAMEUR[2], K. BACHARI[3]

[1]Centre de Recherche Scientifique et Technique en Analyses Physico-Chimiques. Plateau technique d'analyses physico-chimiques Chlef, Hay Salem, route nationale N° 19 02000 Chlef, Algeria
nadiabadni@gmail.com, benheraoua.fz@hotmail.com & tadjer16@yahoo.fr
[2]Laboratoire de biologie moléculaire, Génomique et bioinformatique, université de chlef, Hay Salem, route nationale N° 19 02000 Chlef, Algeria. hacelhameur@yahoo.com
[3]Centre de Recherche Scientifique et Technique en Analyses Physico-Chimiques, BP 384, Siège ex-Pasna Zone Industrielle, Bou-Ismail CP 42004, Tipaza, Algeria.
amel_boudjemaa@yahoo.fr & kbachari2000@yahoo.fr

ABSTRACT

The environmental protection and remediation of environmental problems became major issues of the 21st century. However, nanotechnology is now regarded as a distinct field of research in modern science and technology. Among the various approaches currently available for the generation of metallic nanoparticles, plant materials are the most readily available. In this review, we have provided information on the method and agents used for the green synthesis of hematite Fe_2O_3 nanoparticles, the hematite was synthesized using extract of Roman Nettle (RN) and iron nitrate. Structural, morphological and optical proprieties were characterized by TEM, DRX, SEM, BET, RD and FTR. The results show a formation of nanoparticles with a diameter around 61nm with a specific surface area of 96.2 m^2/g.

Mots Clés: *Green Synthesis, Roman Nettle, Algeria, Hematite, Nanoparticles.*

NOMENCLATURE

Symbols :
Eg band gap eV

Subscripts :
RN Roman nettle
FeNPs iron nanoparticles

1. INTRODUCTION

The green synthesis method utilizing plant extracts has been used as an environmental-friendly approach for the synthesis of metallic nanoparticles. Among several nanoparticles, recently iron oxide (α-Fe_2O_3) nanoparticles FeNPs have been extensively used in sol remediation, engineering, cosmetics, water treatment [2, 3]. Therefore, designing and developing a simple, one-step, reliable, low-cost, non-toxic and eco-friendly method for the fabrication of multifunctional nanoparticles is of greate importance. In this context, synthesis of FeNPs using green chemistry approach has several advantages over conventional chemical methods for being (i) simple, fast,

inexpensive and most reliable method, (ii) environmentally friendly due to the avoidance of many toxic chemicals, (iii) base on the bio-resources such as plants, (iv) universally acceptable solvent like water etc..

Plant extracts are capable of reducing a variety of iron salts. Roman Nettle (Urtica pilulifera;Family: Urticaceae) is an annual herb with stinging foliage and small clusters of green flowers. The leaves of the plants have stinging hairs, causing irritation to the skin. This action is neutralized by heat. Fig. 1 illustrates the formation of FeNPs synthesized from the aqueous extract of Roman nettle leaves.

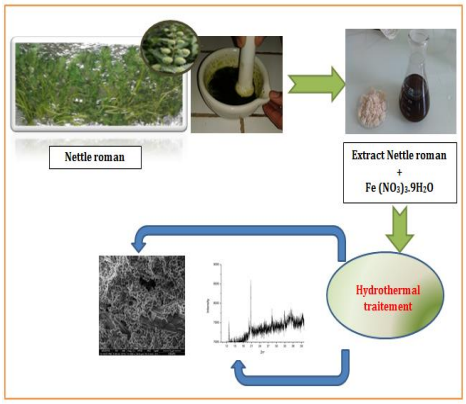


Figure 1. Schematic illustration of the green synthesis of FeNPs using leaves of Roman Nettle as aqueous extract.

2. EXPERIMENTALE METHODE

2.1 GREEN SYNTHESIS OF α-Fe_2O_3 SAMPLES

Romaine Nettle (RN) leaves were collected from a field, in Chlef, Algeria, April, 2016. The samples were washed thoroughly to remove dirt and other contaminants, and dried at room temperature for five days. After that an extract was prepared by heating dry RN in deionized water at 80 °C for 20 min. After, the extract solution was filtered and stocked at 10 °C for further use. $Fe(NO_3)_3.9H_2O$ was dissolved in the RN-extract and then adjusted with distilled water. The solution was transferred to hydrothermal reactor which was heated at 180°C overnight. Finally, the product was washed with distilled water and centrifuged several times. The clean product was then subjected to drying at 80 °C under normal atmospheric pressure Fig. 2.

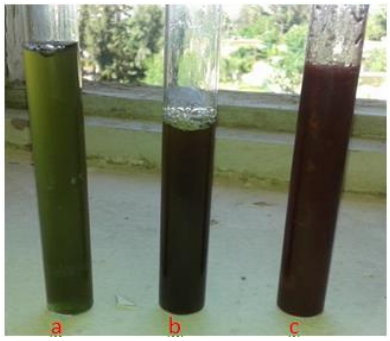


Figure 2. Illustration of the three main steps in the green synthesis of α-Fe_2O_3 nanoparticles.

a. Extract of NR b. Addition of the iron solution

c. formation of FeNPs in suspension after treatment at 180 °C for 13h

2.2 CHARACTERIZATION OF Fe-NPs NANOPARTICLES

BET analysis was carried out with a Micromeritics ASAP2020 M volumetric adsorption analyzer at 77 K. Before measurement, the powder was degassed over night under vacuum at 180 °C. The Fourier Transform InfraRed (FTIR) spectrum was recorded with a Perkin-Elmer FTIR 1000 spectrometer, 32. Scans were taken to improve the signal-to-noise ratio in the wavelength range (400 - 4000 cm^{-1}). UV-Vis diffuse reflectance (DR) spectrum was obtained with a Shimadzu model UV-2100 spectrophotometer, equipped with an integrating sphere accessory.

3. RESULTS

UV-Vis diffuse reflectance (DR)

The absorption spectra of α-FeNPs are presented in Fig. 3. The strong absorption band centered at 730 nm gave a band gap (Eg) which was performed according to the equation Tauc and kabulka munk. The gap Eg was equal to 1.89 eV, which is the same as the iron's Eg [4].

.

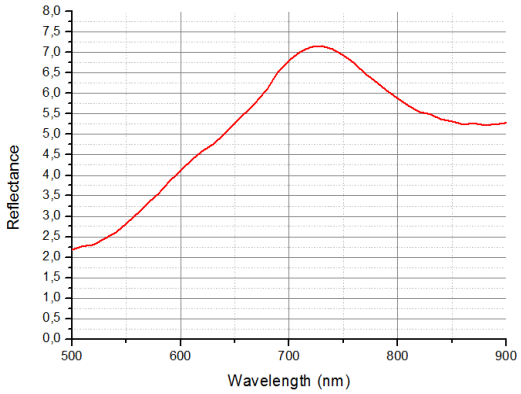


FIGURE 2 . UV-visible spectra of the synthesized powder

SEM and EDX analysis

RN synthesized nanoparticles revealed by SEM images were aggregated as irregular spherical shapes with rough surfaces (Fig. 4.). The polyphenols concentrations in RN leaves extracts play a key role in the formation of the final structures and size of the α-FeNPs.

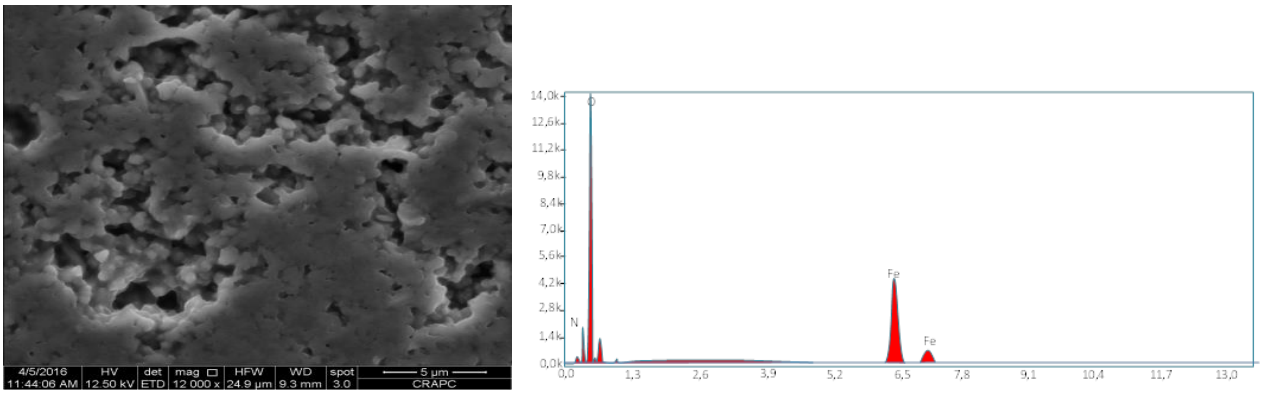


FIGURE 4: SEM image and EDX spectrum of synthesized hematite

The EDX spectrum for α-FeNPs gives the information of the surface elements. The atomic percentages of different elements are represented in Table 1.

Elements	% mass	% atomic
Fe	**42.80**	**17.20**
O	**43.67**	**61.25**
N	**9.87**	**15.82**
other	**3.66**	**5.73**

TABEL 1 . The percentage of various elements

The obtained results showed in Table 1 and Fig. 4 revealed a high Fe content followed by a higher level in Oxygen (O peak) in the α-FeNPs. These data clearly demonstrates and confirm the formation of iron oxide. Furthermore, N and O signals were originated predominantly from polyphenolic substrates [5].

FTIR and BET analysis

FTIR spectrum (Fig.5.) shows a broad band in the region 3500 - 2900 cm^{-1} assigned to the stretching vibration of hydroxyl O–H. Several peaks in the spectral range 800–1800 cm^{-1} were attributed to the polyphenols that were presumably present at the surface of FeNPs. A very strong peak at 1034 cm^{-1} was attributed to the stretching vibration of C–O–C. A peak located at 1621 and 1600 cm^{-1} characterize by the in-plane bending vibration of –OH in phenol and C≡C ring stretching in polyphenols, respectively. The band positioned around 525 and 458 cm^{-1} attributed to α-Fe_2O_3.

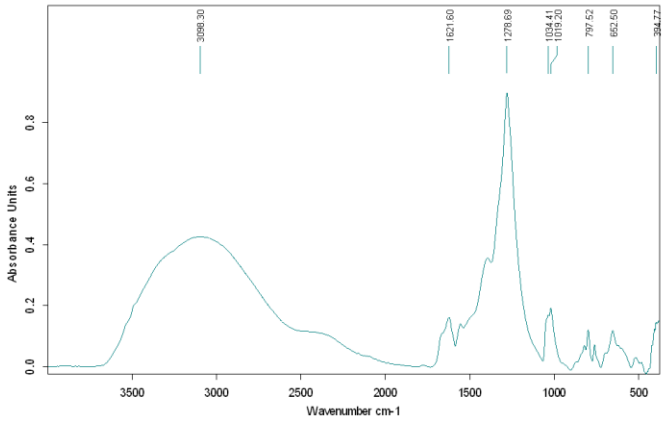


FIGURE 5: FTIR spectrum of FeNPs

The surface specific area and pore volume of FeNPs play an important role via the catalytic activities in several applications such adsorption, storage, catalysis…etc. The BET (Brunauer-Emmett-Teller isotherm) method is used to provide this information for a particular nanomaterial. The BET surface areas of FeNPs was found around 96.2 $m^2\ g^{-1}$

4. CONCLUSIONS

Obviously, the α-Fe_2O_3 nanoparticles were successfully prepared by hydrothermal green synthesis of Roman Nettle leaves. We find this simple method aprropriate to synthesize a high quality of nanoparticles using nitrates iron and nettle leaves. The obtained α-Fe2O3 NPs were well characterized using UV-vis spectroscopy, FTIR and SEM analysis. FTIR analysis revealed the formation of hematite at 525 cm^{-1}. However, Polyphenolics compounds of the nettle leaves have improved characteristics of nanoparticles which have at the end presented a specific surface area of about 96.2 $m^2\ g^{-1}$.

REFERENCES

[1] Sneha Shah.et al, International Journal of Biological & Pharmaceutical Research., 5, 549-552, 2014.

[2] H. Hashimoto, et al, Nano-micrometer-architectural acidic silica preparaed from iron oxide of Leptothrix ochracea origin, Applied Materials & Interfaces, 5, 5194, 2013.

[3] M. Alagiri, Sharifah Bee Abdul Hamid, Green synthesis of □-Fe2O3 nanoparticles for photocatalytic application, Synthesis and Reactivity in Inorganic, Metal-Organic, and Nano-Metal Chemistry, 25, 3572–3577, 2014.

[4] H. Hashimoto, et al, Nano-micrometer-architectural acidic silica preparaed from iron oxide of Leptothrix ochracea origin, Mater Electron, 25, 3572–3577, 2014.

PRODUCTION D'ENTROPIE DANS UN FLUIDE VISCOELASTIQUE DANS UN MILIEU POREUX SUR UNE SURFACE EXTENSIBLE EN PRESENCE D'UN CHAMP MAGNETIQUE

BENTEBBA Aïcha[1], SAOULI Salah[2]

[1]Université des sciences et de la technologie Houari-Boumédiène- Laboratoire des Sciences du Génie des Procédés Industriels, BP 32 El Alia, 16111 Bab Ezzouar, Alger-Algérie, aicha.bentebba@gmail.com
[2]Centre universitaire Abdelhafid Boussouf Mila, 43000,sveralgk@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Une analyse de la production d'entropie au sein d'un fluide viscoélastique dans un milieu poreux sur une surface extensible en présence d'un champ magnétique transversal est effectuée. Le fluide est supposé incompressible et conducteur et ayant des propriétés thermo-physiques constantes. L'écriture des équations de la couche limite hydrodynamique et thermique et leur résolution permettent de quantifier la production d'entropie ou l'irréversibilité dans ce type d'écoulement. On a constaté que la conception optimale et l'exécution efficace du système d'écoulement peut être améliorée par la capacité d'identifier clairement les sources et les endroits de génération d'entropie. Les résultats actuels montrent que l'optimisation de la génération d'entropie dans le système d'écoulement peut être réalisée avec le choix et la combinaison appropriés des divers paramètres adimensionnels tels que le paramètre viscoélastique (K), le paramètre combiné (C), le nombre de Hartman (Ha), le nombre d'Eckert (Ec), le nombre de Prandtl (Pr), etc.

Mots Clés : *fluide viscoélastique, production d'entropie, milieu poreux, surface extensible, champ magnétique.*

NOMENCLATURE

Symboles :

A constant, K
B facteur d'extensibilité de la surface, s^{-1}
B_0 champ magnétique uniforme, $Wb.m^{-2}$
Br nombre de Brinkman , $Br = \mu u_x^2/k\Delta T$
C paramètre combiné, $C = \lambda B_0^2/\rho B + \nu/k_1 B$
C_p chaleur spécifique, $J.kg^{-1}.K^{-1}$
Da nombre de Darcy, $Da = l/\sqrt{k}$
E nombre d'Eckert, $E = B^2 l^2/AC_p$
f fonction adimensionnelle,
Ha nombre de Hartman, $Ha = B_0 l\sqrt{\lambda/\mu}$
k conductivité thermique, $W.m^{-1}.K^{-1}$
k_1 perméabilité de milieu poreux, m^2
K paramètre viscoélastique, $K = \alpha_1 B/\mu$
l longueur caractéristique, m
M fonction de Kummer,
N_S nombre de production d'entropie, $N_S = S_G/S_{G0}$
Pr nombre de Prandtl, $Pr = \mu C_p/k$
Q taux de la chaleur interne généré ou absorbée, $W.m^{-3}.K^{-1}$
R résistance de Darcy, N/m^3
Re_l nombre de Reynolds, $Re_l = u_l l/\nu$
S_G taux volumétrique local de production d'entropie, $W.m^{-3}.K^{-1}$
S_{G0} taux caractéristique de la production d'entropie, $W.m^{-3}.K^{-1}$
T température, K
$\tilde{T}$ tenseur des contraintes, Pa
u vitesse axiale, $m.s^{-1}$
u_l vitesse basée sur la longueur caractéristique, $m.s^{-1}$
u_s vitesse de la surface extensible, $m.s^{-1}$
υ vitesse transversale, $m.s^{-1}$
$\vec{V}$ vecteur de vitesse, $m.s^{-1}$
x distances axiales, m
X distance adimensionnelle axiale, $X = x/l$
y distance transversale, m

Lettres grecques :

α constante positive,

β paramètre de source de la chaleur, $\beta = Q/B\rho C_p$

γ déformation,

ΔT déférence de la température, $\Delta T = T_S - T_\infty$

η variable adimensionnel, $\eta = (B/\nu)^{1/2}\, y$

θ température adimensionnelle,

$\theta(\eta) = T - T_\infty / T_S - T_\infty$

λ conductivité électrique, $\Omega^{-1}.m^{-1}$

μ viscosité dynamique, Pa.s

ν viscosité cinématique, $m^2.s^{-1}$

ξ variable adimensionnel $\xi = -re^{-m\eta}$,

ρ densité de fluide, $kg.m^{-3}$

σ contrainte, Pa

Ω différence de la température adimensionnelle, $\Omega = \Delta T/T_\infty$

Indices

s surface.

∞ loin de la surface

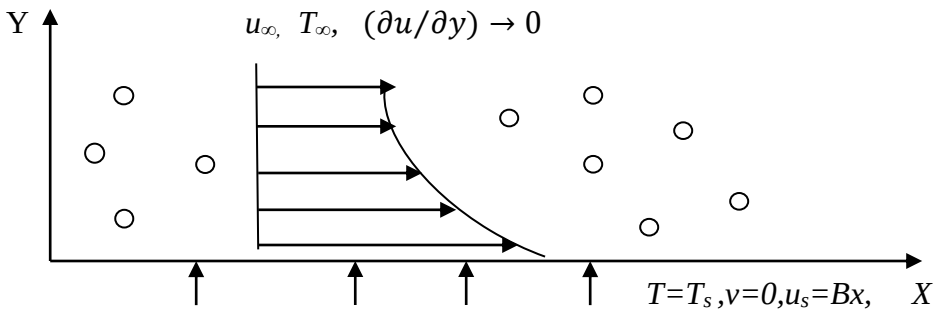
1. INTRODUCTION

Ces dernières décennies, les fluides viscoélastiques on fait l'objet de recherches poussées. Ils sont caractérisés par le fait que leur réponse à une déformation présente à la fois un caractère visqueux et un caractère élastique. Pour ces fluides, les lois constitutives proposées impliquent des équations aux dérivées partielles avec des termes non linéaires d'ordre supérieur à celui de la non-linéarité présente dans les équations de Navier-Stokes, ce qui rend l'étude du problème beaucoup plus compliquée. La classe la plus simple des fluides viscoélastiques est les fluides du second degré pour lesquels on peut raisonnablement obtenir une solution analytique [1]. D'ailleurs, la modélisation de l'écoulement des fluides viscoélastiques et le transfert thermique dans ces fluides est importante pour comprendre et prévoir le comportement des processus et ainsi pour concevoir des configurations optimales d'écoulement et ainsi choisir les conditions de fonctionnement. Pendant une longue période, les méthodes d'optimisation des systèmes thermiques ont été largement basées sur des critères énergétiques. Cependant, peu à peu, l'intérêt s'est porté sur l'analyse exégétique ou entropique, qui paraissent l'une et l'autre souvent mieux adaptées à ce qu'il est convenu d'appeler avec le vocabulaire actuel « Développement durable »[1]. Le but de cet article est de calculer la production d'entropie au sein d'un fluide viscoélastique dans un milieu poreux sur une surface extensible en présence d'un champ magnétique transversal. Le fluide est supposé incompressible et conducteur et ayant des propriétés thermo-physiques constantes.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Dans un système bidimensionnelle (x, y) on considère un écoulement stationnaire, laminaire dans un milieu poreux d'un fluide incompressible viscoélastique et conducteur causé par une surface extensible en présence d'un champ uniforme magnétique transversal. Le fluide occupe le dessus de la surface extensible y>0.

Comme le fluide est conducteur, la force de Lorentz doit être prise en considération dans les équations du mouvement quand il y a un champ magnétique qui agit sur le fluide.



$\vec{B}$ *Le champ magnétique*

FIGURE 1. La géométrie du problème

Les équations de continuité et de quantité de mouvement de cet écoulement sont :

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}=0 \tag{1}$$

$$u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}=\nu\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}+\frac{\alpha_1}{\rho}\left[\frac{\partial}{\partial x}\left(u\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right)+\frac{\partial u}{\partial y}\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}+v\frac{\partial^3 u}{\partial y^3}\right]-\frac{\lambda B_0^2}{\rho}u-\frac{\nu}{k_1}u \tag{2}$$

Nous avons supposé que le gradient de pression est absent quand l'écoulement est induit par la surface extensible. Les conditions aux limites appropriées sont :

$$y=0,\quad B>0,\quad u=Bx,\quad v=0 \tag{3.a}$$

$$y\to\infty\ ,\quad u\to u_\infty,\qquad \frac{\partial u}{\partial y}\to 0 \tag{3.b}$$

L'équation de l'énergie est donnée par :

$$\rho C_p\left(u\frac{\partial T}{\partial x}+v\frac{\partial T}{\partial y}\right)=k\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\mu\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right)^2+\alpha_1\frac{\partial u}{\partial y}\frac{\partial}{\partial y}\left(u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}\right)+Q(T-T_\infty) \tag{4}$$

$$y=0\ ;\quad T=T_S=T_\infty+A\left(\frac{x}{l}\right)^2 \tag{5.a}$$

$$y=\infty;\qquad T\to T_\infty \tag{5.b}$$

Pour l'équation (2), une solution analytique est possible si on introduit la transformation suivante [2], [3] :

$$u=Bxf'(\eta)\qquad v=-(B\nu)^{1/2}f(\eta)\qquad \eta=(B/\nu)^{1/2}y$$

L'équation (2) devient :

$$f'^2-ff''=f'''+K(2f'f'''-f''^2-ff^{IV})-Cf' \tag{6}$$

La solution exacte de cette équation est :

$$f(\eta)=\frac{1}{m}(1-e^{-m\eta}) \tag{7}$$

$$\eta=0\ \ ,f=0\ ,f'=1\quad et\quad \eta\to\infty\ f'\to 0, f''\to 0$$

Les composants de la vitesse sont : $u=Bxe^{-m\eta}$; $v=-(B\nu)^{1/2}(1-e^{-m\eta})/m$

$m=\sqrt{(1+C)/(1+K)}$: est le paramètre lié à la viscoélasticité du fluide du second degré, la perméabilité du milieu poreux et la contribution du champ magnétique.

Définissons la température adimensionnelle par :

$$\theta(\eta) = \frac{T - T_\infty}{T_S - T_\infty} \tag{8}$$

L'équation (4) devient : $\theta'' + Prf\theta' - Pr(2f' - \beta)\,\theta = -PrE[(f'')^2 + Kf''(f'f'' - ff''')]$ (9)

$$\theta(0) = 1\,,\ \theta(\infty) = 0$$

On remplace l'équation (7) dans (9) et on fait la transformation suivante [2] :

$\xi = -re^{-m\eta}$ avec $r = Pr/m^2$ on trouve [2] :

$$\xi\frac{d^2\theta}{d\xi^2} + (1 - r - \xi)\frac{d\theta}{d\xi} + \left(2 + \frac{\beta r}{\xi}\right)\theta = -\frac{PrE(1+K)\xi}{r^2} \tag{10}$$

$$\theta(-r) = 1\ et\ \theta(0^-) = 0$$

L'équation (10) peut être transformée en norme standard confluente hypergéométrique ou l'équation du Kummer, [2], [4].La solution satisfaisant (10) est donnée par :

$$\theta(\xi) = (1+H)\left(\frac{\xi}{-r}\right)^{\frac{r+s}{2}}\frac{M\left(\frac{r+s-4}{2}, s+1, \xi\right)}{M\left(\frac{r+s-4}{2}, s+1, -r\right)} - H\left(\frac{\xi}{-r}\right)^2 \tag{11}$$

$$s = r\sqrt{1 - \frac{4\beta}{r}} \qquad H = \frac{EPr(1+K)}{4 - 2r + \beta r} \qquad M(a,b,\xi) = 1 + \sum_{n=1}^{\infty}\frac{(a)_n}{(b)_n n!}\xi^n$$

$(a)_n = a(a+1)(a+2)\ldots.(a+n-1)$ Et $(b)_n = b(b+1)(b+2)\ldots(b+n-1)$

La solution (11) peut écrire en fonction de η sous la forme suivante :

$$\theta(\eta) = (1+H)e^{-\frac{(r+s)m\eta}{2}}\frac{M\left(\frac{r+s-4}{2}, s+1, -re^{-m\eta}\right)}{M\left(\frac{r+s-4}{2}, s+1, -r\right)} - He^{-2m\eta} \tag{12}$$

Le taux caractéristique de la production d'entropie est [4], [6], [7] :

$$S_{G_0} = \frac{k(\Delta T)^2}{l^2 T_\infty^2} \tag{13}$$

Le taux volumétrique local de production d'entropie est [4] :

$$S_G = \frac{k}{T_\infty}\left[\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial T}{\partial y}\right)^2\right] + \frac{\mu}{T_\infty}\left(\frac{\partial u}{\partial y}\right)^2 + \frac{\lambda B_0^2}{T_\infty}u^2 + \frac{\mu}{k_1\,T_\infty}\left(\vec{V}\right)^2 \tag{14}$$

Le nombre de production d'entropie peut se mettre sous la forme suivante :

$$N_S = \frac{S_G}{S_{G_0}} = \frac{4}{X^2}\theta^2 + Re_l\theta'^2 + \frac{BrRe_l}{\Omega}f''^2 + \frac{Br}{\Omega}(Ha^2 + Da^2)f'^2 - \frac{BrDa^2}{\Omega X^2 Re_l}f^2 \tag{15}$$

3. RESULTATS

La figure 2 montre les variations du nombre de production d'entropie en fonction de η pour différentes valeurs du paramètre combiné. Pour une valeur fixe de η le nombre de production d'entropie augmente avec le paramètre combiné. La présence du champ magnétique crée une production d'entropie additionnelle dans le fluide, dans la figure 3 le nombre de production d'entropie diminue avec l'augmentation du paramètre viscoélastique. Une augmentation du paramètre viscoélastique entraîne une diminution de la viscosité ce qui résulte dans une diminution de la production d'entropie due à la dissipation visqueuse. Pour une épaisseur donnée, la production d'entropie diminue avec l'augmentation du nombre de Prandt dans la figure 4 cela est dû au fait que la température diminue avec l'augmentation du nombre de Prandtl. Dans la figure 5 L'augmentation

du nombre de Reynolds augmente la contribution de la génération d'entropie due au frottement du fluide et au transfert thermique dans la couche limite.

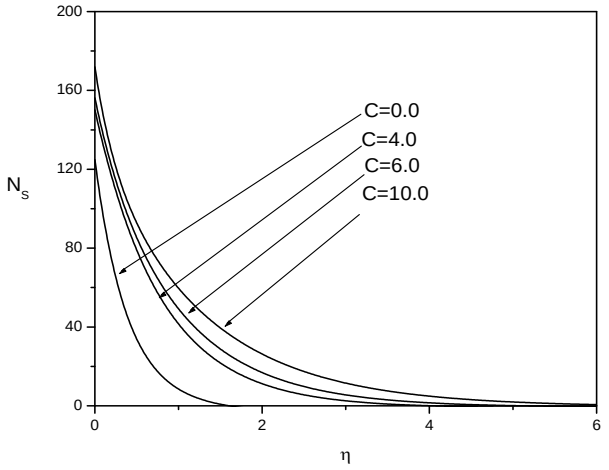


FIGURE 2. L'effet du paramétre combiné sur la production d'entropie(K=1.0, Pr=1.0, β=0.01, Re_l=10.0, Ha=1.0, X=0.2, E=0.1, Da=1.0, $Br\Omega^{-1}$=1.0).

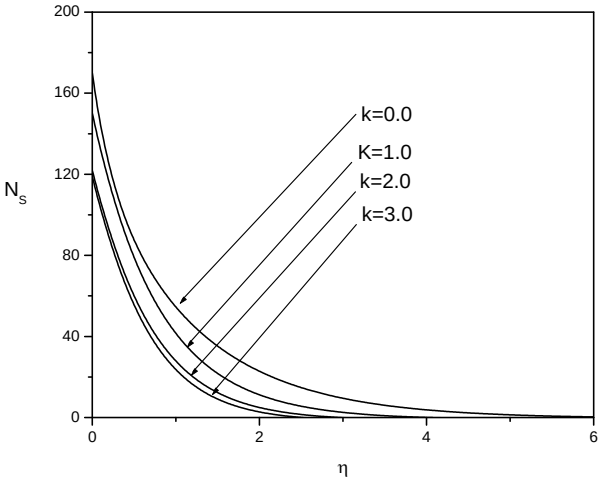


FIGURE 3. L'effet du paramètre viscoélastique sur la production d'entropie(C=4.0, Pr=1.0, β=0.01, Re_l=10.0, Ha=1.0, X=0.2, E=0.1, Da=1.0, $Br\Omega^{-1}$=1.0).

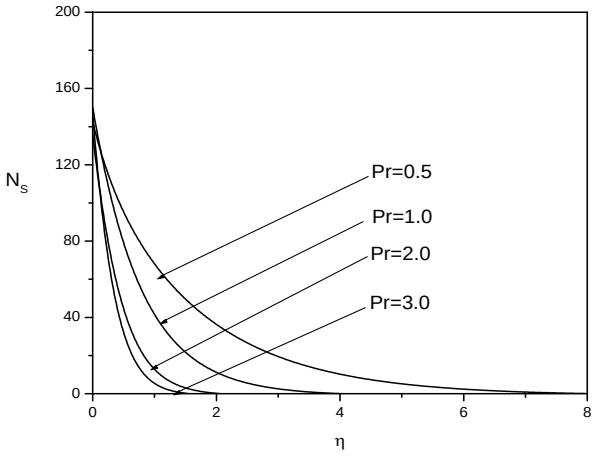
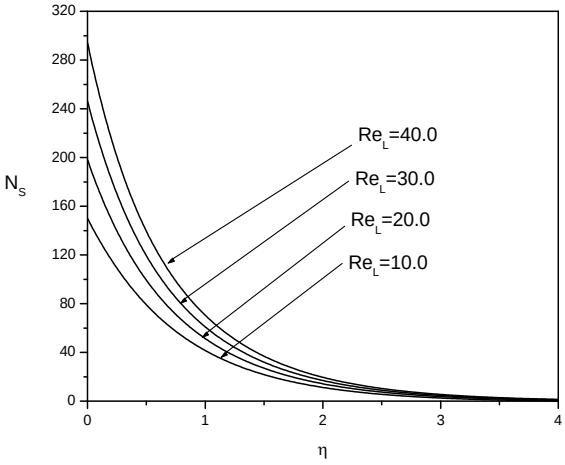


FIGURE 4. L'effet du nombre de Prandtl sur la production d'entropie(C=4.0, K=1.0, β=0.01, Re_l=10.0, Ha=1.0, X=0.2, E=0.1, Da=1.0, $Br\Omega^{-1}$=1.0)



FIGUR 5. L'effet du nombre de Reynolds sur la production d'entropie(C=4.0, K=1.0, β=0.01, Pr=1.0, Ha=1.0, X=0.2, E=0.1, Da=1.0 $Br\Omega^{-1}$=1.0).

4. CONCLUSION

Conformément aux résultats obtenus, les conclusions suivantes peuvent être tirées:

- Le nombre de production d'entropie dépend de plusieurs paramètres tels que le nombre de Reynolds, le nombre de Hartmann, le nombre de Prandtl et de Darcy et également le paramètre combiné et le paramètre viscoélastique et aussi le groupe adimensionnel et la longueur caractéristique.
- Le nombre de production d'entropie augmente avec l'augmentation du nombre de Reynolds et également avec le paramètre combiné mais diminue avec le nombre de Prandtl.
- La surface extensible est une forte source de génération d'entropie et d'irréversibilité.
- La conception optimale et l'exécution efficace d'un système comportant un fluide en écoulement peuvent être réalisées par la capacité d'identifier clairement les sources et les endroits de génération d'entropie avec le choix et la combinaison appropriés des divers paramètres adimensionnels tels que le paramètre viscoélastique (K), le paramètre combiné (C), le nombre de Hartman (Ha), le nombre d'Eckert (Ec), le nombre de Prandtl (Pr), etc.

REFERENCES

[1] Hayat T., Saif S., Abbas Z., The influence of heat transfer in an MHD second grade fluid film over an unsteady stretching sheet, *Physics Letters* A pp. 01-09,(2008).

[2] Chung Liu I., Flow and heat transfer of an electrically conducting fluid of second grade in a porous medium over a stretching sheet subject to a transverse magnetic field, *International Journal of Non-Linear Mechanics*, volume 40, pp. 465 – 474,(2005).

[3] Saouli S., Aïboud S., Entropy generation in viscoelastic fluid over a stretching surface, Thermodynamics systems in equilibrium and non–equilibrium, Publier par *InTech Janeza Trdine* 9, 51000 Rijeka, Croatia (2011).

[4] MacDonald A. D., Properties of the confluent hypergeometric function, *Research laboratory of electronics, Massachusetts Institute of Technology*, (1948).

[5] Eldabe N. T. M., Mohamed M. A. A., Heat and mass transfer in hydromagnetic flow of the non-Newtonian fluide with heat source over an accelerating surface through a porous medium, *Chaos solition and Fractals*, volume 13, pp.907-917,(2002).

[6] Mahmud S., Fraser R. A., Magnetohydrodynamic free convection and entropy generation in a square porous cavity, *International Journal of Heat and Mass Transfer* ,volume 47, pp.3245–3256 (2004).

[7] Makinde O. D., Second law analysis for variable viscosity hydromagnetic boundary layer flow with thermal radiation and newtonian heating, *Entropy*, volume 13, pp.1446-1464, (2011).

ANALYSE DE LA PROPAGATION DES FISSURES DANS LES TROUS DES PLAQUES

S. CHORFI[1] et B. NECIB[2]

[1]UMC1/FST/DGM/LGM, Université Mentouri Constantine 1-Algérie, sofna25000@yahoo.fr
[2]UMC1/FST/DGM/LGM, Université Mentouri Constantine 1-Algérie, necibbrahim2004@yahoo.fr

RÉSUMÉ

La présence des trous dans les plaques de milieu continus a une grande importance dans le domaine des structures de technologies modernes de la construction mécanique, l'aéronautique et le génie civil compte tenu de leur utilisation pour l'assemblage des différentes structures par rivetage, par vis ou par boulons. Cependant, le perçage de ces trous fait apparaître des dommages de nature différente dans ces structures qui nuisent à la durée de vie de ces systèmes mécaniques. Ce phénomène se traduit alors, à l'échelle macroscopique, par la création d'une surface de discontinuité que l'on appelle des fissures qui conduisent à l'affaiblissement de la structure durant leur fonctionnement en raison des concentrations de contrainte. L'objectif de ce travail consiste en une étude des différents modes de fissurations et leur rapport avec les différents angles d'orientation et le point d'amorçage de fissure.par l'utilisation du modèle numérique ANSYS langage paramétrique (APDL), l'angle de direction est évalué en fonction des facteurs d'intensité de contrainte à chaque incrément de propagation .

Mots Clés: *Plaque troué, contrainte, modes de fissuration, facteurs d'intensité, longueur de fissure, angle de propagation, efforts extérieurs.*

NOMENCLATURE

Symboles :

Kt Facteur de concentration de contrainte
Kc Ténacité
KI Facteur de concentration de contrainte
Kt Facteur de concentration de contrainte
KII Facteur de concentration de contrainte
a Longueur de la fissure,
w Largeur de la plaque,
ΔK_{eq} Facteur de concentration équivalent,
R Rayon du trous de la plaque,
F Effort de traction
F_1 Facteur suivant l'expérience [1-2]

Lettres grecques :

σ_{max}. Contrainte local
ε_{max} Déformation local
ε_N Déformation nominal
σ_N Contrainte nominal

Indices :

eq equivalent
max maximal
N nominal
I mode 1
II mode 2
c critique
t théorique

1. INTRODUCTION

Lors de l'application des charges extérieures sur des plaques trouées, entailles et autres moyens de raccordement un affaiblissement se produit sur ces structures en raison de la présence des contraintes locales ou concentrations de contrainte au niveau de ces trous. Il est donc conseillé d´éviter autant que possible, le perçage, l'usinage qui augmentent la probabilité de la présence des fissures [3-4]. Cependant, lorsque la présence de ces facteurs est inévitable, il est nécessaire de connaitre le facteur de concentration de contrainte associé à chaque géométrie afin de dimensionner ces structures, d'éviter leur désastre et d'augmenter leur durée de vis; chose qui a été considérée dans notre problème.

En fait, les plaques trouées ont beaucoup d'applications concrètes surtout en mécanique, en aéronautique, en biomécanique et d'autres structures assemblées, par boulons ou rivés, etc.

Notre travail consiste à analyser la propagation de la fissure au voisinage d'un trou d'une plaque bidimensionnelle sous l'effet des excitations extérieures en traction suivant l'axe (y). Aussi les fissures considérées dans notre cas sont initiées horizontalement soi dans l'axe du trou ou suivant l'angle 45°. Utilisant le maillage décrit ci-dessus et vu la symétrie de la plaque, seulement le quart de la plaque est considéré. Les facteurs de concentration de contraintes suivants plusieurs directions pour les différents modes et pour les différents angles d'orientation de fissures sont déterminés utilisant le modèle théorique et le modèle par éléments finis et les résultats sont comparés à des résultats expérimentaux donnés par [5].

2. MODELE MATHEMATIQUE

Dans notre cas une plaque bidimensionnelle isotrope percée d'un trou circulaire et elliptique ont été considérées séparément afin de déterminer les contraintes et les déformations autour des trous.

Les contraintes et les déformations locales peuvent être obtenues à partir du facteur de concentration de contraintes K_t [6] donné par :

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_N} = \frac{\varepsilon_{\max}}{\varepsilon_N} \qquad (1)$$

Où σ_{max} et ε_{max} sont respectivement les contraintes et les déformations maximales locales ; tandis que σ_N et ε_N sont les contraintes et les déformations nominales.

D'autre part, Griffith a développé que la présence de ces défauts dans un matériau pouvait amplifier la contrainte locale. Cette dernière peut atteindre une valeur égale à la résistance en traction sans que la contrainte extérieure appliquée soit élevée. Ce principe peut aussi s'appliquer à toutes les discontinuités géométriques présentes dans un matériau comme une fissure interne ou externe [7]. En général il existe trois types de modes de fissuration et qui sont schématisés comme suit:

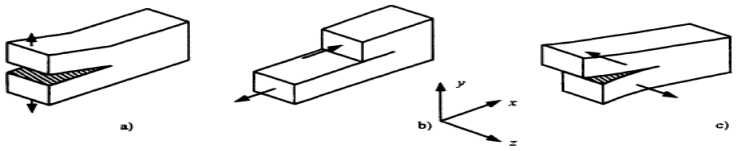


Figure 1: Trois modes de sollicitation d'une fissure. a) mode I, b) Mode II, c) Mode III [8].

L'approche basée sur la mécanique linéaire de la rupture est à trois variables : la contrainte appliquée, la ténacité K_c qui remplace la limite d'élasticité et une variable additionnelle qui est la taille du défaut. Il y a cependant deux approches alternatives de la mécanique de la rupture : l'une utilise le concept d'intensité des contraintes

critique (ténacité du matériau) et l'autre un critère d'énergie. Ces deux approches sont équivalents dans certaines conditions [8].

Les facteurs d'intensité de contrainte pour l'échantillon ou spécimen CTS de Richard [9] ont obtenu des solutions de K_I et K_{II} pour une fissure centrale, plane et normale aux faces latérales. Les facteurs d'intensité de contrainte pour des angles différents chargement et l'orientation de fissuration initiale sont données par les expressions suivantes [10] :

$$K_I = \sigma\sqrt{\pi a}\,\frac{\cos\alpha}{\left(1-\frac{a}{W}\right)}\sqrt{\frac{0{,}26+2{,}65\left(\frac{a}{W-a}\right)}{1+0{,}55\left(\frac{a}{W-a}\right)+0{,}08\left(\frac{a}{W-a}\right)^2}} \qquad (2)$$

$$K_{II} = \sigma\sqrt{\pi a}\,\frac{\sin\alpha}{\left(1-\frac{a}{W}\right)}\sqrt{\frac{-0{,}23+1{,}40\left(\frac{a}{W-a}\right)}{1-0{,}67\left(\frac{a}{W-a}\right)+2{,}08\left(\frac{a}{W-a}\right)^2}} \qquad (3)$$

L'intensité du facteur de contrainte K est calculé par éléments finis ; tandis que l'intensité du facteur de contrainte équivalente ΔK_{eq} est la combinaison de facteur d'intensité de contrainte K_I et K_{II}, et qui est donné par [5]:

$$\Delta K_{eq} = \left[\Delta K_I^4 + 8\Delta K_{II}^4\right]^{0,25} \qquad (4)$$

En conséquence et pour la fissure émanant d'un trou elliptique comme représenté sur la Figure 4, le facteurs d'intensité de contrainte K_I est donné par la formule suivante [1-2] :

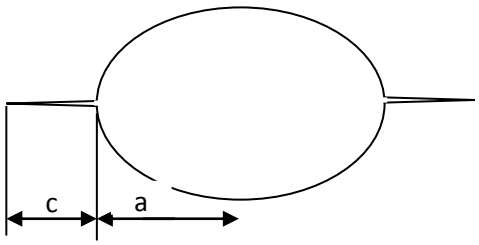


Figure 2 : Trou elliptique et la longueur de la fissure c

$$K_I = F_1\sigma_\infty\sqrt{\pi(a+c)} \qquad (5)$$

3. EFFET DE LA POSITION DE L'AMORÇAGE DE FISSURE DU TROU

3.1. Géométrie de la plaque :

On considère une plaque trouée en aluminium, dont l'épaisseur, largeur et longueur sont de 3mm, 350*1000 mm², respectivement. et d'un trou de diamètre de 100 m. on utilise seulement un quart de la plaque pour économiser des efforts de modélisation et de solution du travail. Pour commencer, nous allons résoudre un problème avec une solution connue pour que nous puissions vérifier nos résultats calculés et la compréhension du processus FEM [11] .

Placer l'origine de coordonnées global XY dans le centre du trou. Si on tire sur les deux extrémités de la plaque, des points situés sur les lignes médianes se déplacent le long des axes perpendiculaires, mais pas à eux. Cela indique que les conditions de déplacement appropriés à utiliser comme indiqué ci-dessous. Nous allons utiliser des méthodes numériques pour déterminer la contrainte dans le patch horizontale maximale de la plaque et de

comparer les résultats calculés avec la valeur maximale qui peut être calculé en utilisant les valeurs tabulées [1-2] pour les facteurs de concentration des contraintes. Les commandes interactives seront utilisées de formuler et de résoudre le problème.

3.2. Fissure initiée à zéro degré :

On applique la même charge de traction suivant l'axe y et on prend un trou de cercle a/b=1, on suppose que la fissure a initié dans le point A du bord du trou a un angle de 0° par rapport a l'origine global XY voir (Figure.3) , et en analyse la variation de contrainte et de K (facteur de concentration de contrainte) suivant la longueur de fissure et les différents angles d'orientations voir (Figure.4 et 5) .

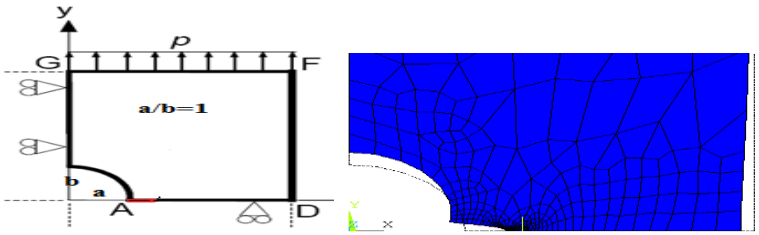


Figure 3: Un quart de plaque chargé et une fissure dans le point A de 0°

a) Variation de la longueur de fissure

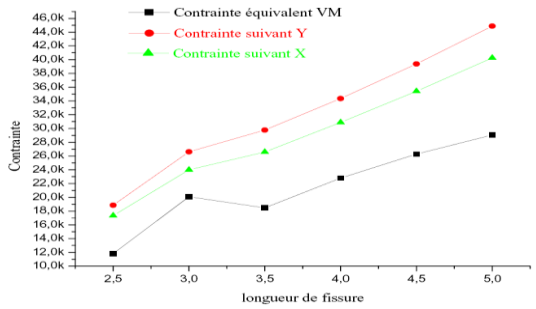


Figure 4 : Variation des contraintes en fonction de la longueur de la fissure

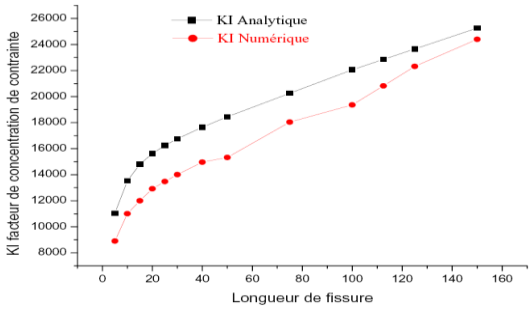


Figure 5 : Variation du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la variation d'angle de propagation

b) Variation l'angle de propagation de fissure

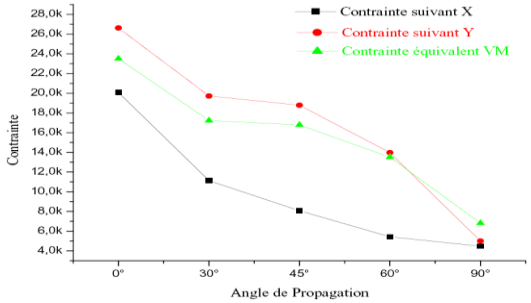


Figure 6 : Variation des contraintes en fonction de l'angle de propagation.

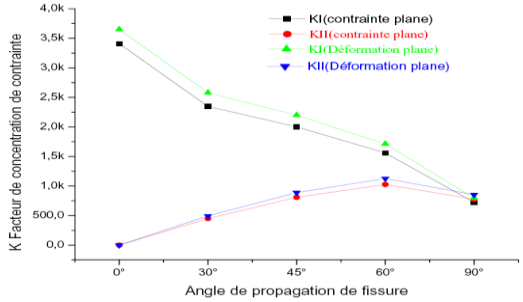


Figure 7 : Variation du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la variation d'angle de propagation

3.3. Fissure initiée à 45° :

On applique la même charge de traction suivant l'axe y et on prend un trou de cercle a/b=1, on suppose que la fissure a initié dans le point B du bord du trou a un angle de 45° par rapport a l'origine global XY voir (Figure.8), et en analyse la variation de K (facteur de concentration de contrainte) suivant la longueur de la fissure et les différents angles d'orientations voir (Figure.9 et 10) .

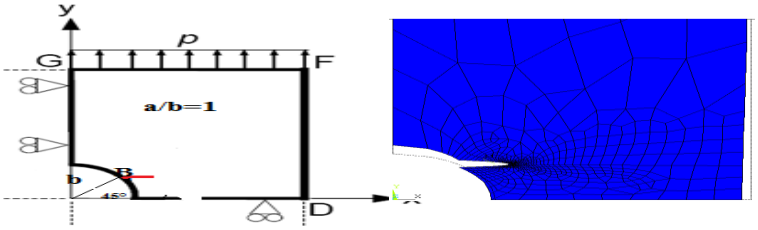


Figure 8: Un quart de plaque chargé et une fissure dans le point B de 45°

Variation d'angle de propagation

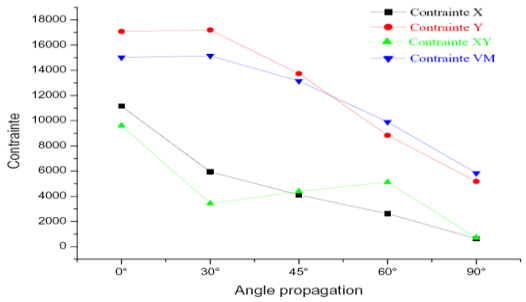


Figure 9: Variation des contraintes en fonction d'angle

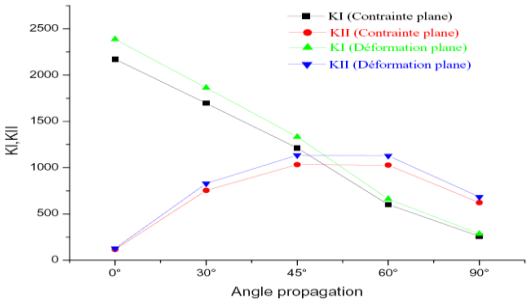


Figure 10: Variation de facteur de concentration de contraintes en fonction d'angle

4. DISCUTION DES RESULTATS

En transformant les coordonnées globales cartésiennes (OXY) en coordonnées local tout en suivant le point de fissure et la direction de la propagation de cette fissure pour trouver les contraintes et le facteur de concentration de contrainte dans chaque pas de propagation.

Ce qui concerne l'effet de l'amorçage de fissure, il y a un seul mode, c'est le mode I(mode pure); à l'angle 0°, puis il ya une croissance de contrainte suite à l'évolution de la longueur de la fissure (Figure.4), (Figure.5) : IDEM.

Lorsque il y a un changement d'angle de propagation de la fissure on remarque l'existence d'un mode mixte (mode I+mode II), ou la variation des contrainte est inversement proportionnelle à l'augmentation de l'angle de la propagation de 0° jusqu'à 90° (Figure 6).

L'évolution de facteur d'intensité de contrainte pour le mode I à 0° K_I est maximale puis elle diminue progressivement pour atteindre sa valeur minimale à l'angle 90°, alors que pour le mode II à 0° le facteur d'intensité de contrainte est nul puis il augmente jusqu'à il atteint sa valeur maximale à 90° ou elle coïncide avec la valeur minimale du mode I (Figure 7).

Pour une fissure initié à l'angle de 45° engendre deux modes (mode I et mode II) ou en l'appel le mode mixte, et en faisant varier l'angle de propagation on observe que le mode I à l'angle 0° K_I est de valeur maximale, puis elle diminue progressivement jusqu'à l'angle 90°, et le mode II à 0° le facteur K_{II} est de valeur minimale puis elle augmente , et elle coïncide avec le mode I à l'angle 45° puis elle continue son augmentation jusqu'à l'angle 90° ou K_{II} devient supérieur à K_I (Figure 10).

5. CONCLUSIONS

La modélisation de l'initiation d'une fissure est presque impossible (80-99%), mais la propagation est faisable, pour cela en fait la création de l'initiation de la fissure. D'après l'étude numérique sur la croissance des fissures par fatigue et les comportements de la fissure dans une plaque trouée sous l'effet d'une charge de traction simple ou inclinée, les conclusions suivantes peuvent être obtenir :

- L'intérêt du choix de l'élément et la zone sélectionnée (zone de propagation de fissure).
- L'intérêt de la connaissance du point de départ de la fissure et leur angle de propagation qui nous fait changer le mode existant si il est pur ou mixte avec le même chargement de traction.
- La proportionnalité entre la propagation de la fissure et le facteur d'intensité de contrainte.

REFERENCES

[1] H. Nisitani and M. Isida: Simple Procedure for Calculating KI of Notch with a Crack of Arbitrary Size and Its Application to Non-propagating Fatigue Crack, Proc. Joint JSME-SESA Conf. Experimental Mechanics, 1982, Part I, pp. 150-155.

[2] Yukitaka Murakami, Metal Fatigue: Effects of Small Defects and Nonmetallic Inclusions, Elsevier Science Internet Homepage - http://www.elsevier.com.

[3] B. Journet, F. Congourdeau, Prévision de la fissuration par fatigue des alésages de jonctions rivetés, In : Colloque National MECAMAT, Aussois,2003.

[4] N. E. Frost, C. E. Phillips, Studies in the formation and propagation of cracks in fatigue specimens, In : International Conference on Fatigue of Metals, London, 1956, pp. 520–526.

[5] Tanaka K., Fatigue crack propagation from a crack inclined to the cyclic tensile axis. Engeng.Fracture Mech 6: 493-507, 1974 Chichester, West Sussex PO19 8Q, England.

[6] A.BAUS, H.P. LIEURADE, G.SANG et M. TRUCHON, Etude de l'amorçage des fissures de fatigue sur des éprouvettes en acier a trés haute résistance possédant des défauts de formes, et de dimensions différentes, revue de métallurgie; 565-584, octobre 1977.

[7] DORLOT, J.-M., BAILON, J.-P. t MASOUNAVE, J. (1986). Des matériaux. Editions de l'école Polytechnique de Montréal, 467 p.

[8] ANDERSON , T.L. (1991) Fracture mechanics : fundamentals and applications, CRC press, Boca Raton, 793 p.

[9] Richard HA. Bruchvorhersagen bei u¨berlagerter normal- und schubbeanspruchung von risen VDI Forschungsheft 631. Du¨sseldorf: VDI-Verlag; 1985. p. 1–60.

[10] L.P. Borrego, F.V. Antunes. "Mixed-mode fatigue crack growth behavior in aluminum alloy", International Journal of Fatigue 28(2006) 618-626.

[11] Lawrence, K.L. (2002), Ansys Tutorial, Release 7.0. Schroff Development Corporation (SDC) Publications.

COMPARAISON DES ÉMISSIONS POLLUANTES D'UN MOTEUR DIESEL ALIMENTÉ AVEC QUATRE CARBURANTS

Cheikh KEZRANE[1], Abdelkader BENDRISS[1], Khaled LOUBAR[2], Awad SARY[2], Abdelkrim LIAZID[3], Mohand TAZEROUT[2]

[1]LDMM, Cité 05 Juillet route Moudjbara BP : 3117 Djelfa, kezrane@yahoo.fr
[2]GEPEA, UMR 6144, DSEE, Ecole des Mines de Nantes, Nantes 44307- France, khaled.loubar@mines-nantes.fr
[3]Laboratoire LTE, BP 1523 El-Mnaouer, ENP, 31000 Oran, Algérie ab-liaz@hotmail.fr

RÉSUMÉ

Les biocarburants sont une voie intéressante pour la substitution des carburants fossiles. Les moteurs existant peuvent fonctionner avec un mélange de biodiesel et de gasoil ou même avec du biodiesel pur. La présence du biodiesel dans le combustible induit des changements importants sur le processus de combustion. Ces changements sont susceptibles de se répercuter sur la formationdes émissions du moteur diesel. Dans cette étude, un biocarburant issu des huiles de fritures usagées et ses mélanges avec le diesel fossile ont été testés sur un banc d'essais moteur. Le diesel fossile est pris comme carburant de référence (témoin) dans le but d'évaluer les taux de changement des émissions polluantes du moteur. À l'exception des oxydes d'azote, les résultats montrent des réduction significatives dans tous les autres émissions pollunates.

Mots Clés: *Moteur Diesel, Biocarburant, Biodiesel, Huile de friture usagée, Emissions polluantes.*

NOMENCLATURE

Symboles :	HFU Huile de friture usagée
B0 Diesel fossile	HCT Hydrocarbures imbrûlés, ppm
B25 Mélange à 25% de biodiesel	PM Particules, mg/m^3
B50 Mélange à 50% de biodiesel	CO Monxyde de carbone, ppm
B100 Biodiesel	NOx Oxydes d'azote, ppm

1. INTRODUCTION

Les combustibles fossiles jouent un rôle vital dans le développement et la croissance de l'industrie, du secteur agricole, des besoins domestiques, et surtout du transport. Globalement, 11 milliards de tonnes de combustibles fossiles sont consommés chaque année pour répondre aux nombreux fondamentaux besoins humains [1]. À ce rythme, ces sources seront bientôt épuisées. D'autre part, comme la demande d'énergie a surgi, les conséquences indésirables de sa production se répercuteront forcément sur l'environnement. L'émission de la fumée, des particules (PM), du monoxyde de carbone (CO), du dioxyde de carbone (CO2), des oxydes d'azote (NOx) et des hydrocarbures imbrûlés (HCT) provenant de la combustion de combustibles fossiles sont les principales causes à la fois de la pollution atmosphérique et des effets plus graves sur la santé [2,3]. Le développement des énergies alternatives est un choix incontournable pour la coexistence harmonieuse de l'être humain et de l'environnement, aussi bien que pour la croissance économique durable de la société humaine. Parmi les sources d'énergie renouvelables qui ont attiré l'attention des chercheurs, particulièrement dans le secteur des transports, le biocarburant est le choix le plus répandu. Récemment, le biodiesel a été considéré dans le monde entier comme

un produit de substitution important pour le diesel fossile. Selon l'agence internationale de l'énergie, l'industrie du biodiesel s'est développée rapidement durant ces dernières années et la production globale du biodiesel a augmenté de plus de dix fois de 2000 à 2008 [4]. Le biodiesel peut garantir un certain nombre d'avantages techniques et environnementaux par rapport aux combustibles fossiles, tels que l'amélioration des caractéristiques de la combustion et plus notamment en matière de réduction des gaz à effet de serre (GES) [5]. L'objectif de ce travail est de mettre en évidence les changement en termes d'émissions polluantes pour un moteur à allumage par compression alimenté en biodiesel de l'huile de friture usagée (HFU) et ses mélanges avec le gazole.

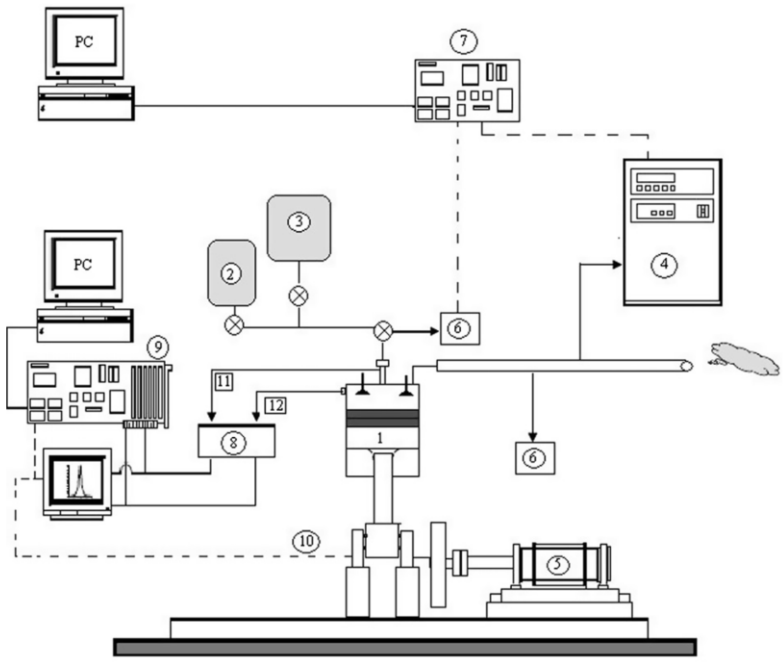
2. METHODE EXPERIMENTALE

2.1 Les carburants

Afin de comparer les émissions du biodiesel (esters méthyliques d'huile de friture) avec le carburant diesel ordinaire. Le gazole fut d'abord utilisé comme combustible et toutes les caractéristiques de fonctionnement du moteur ont été déterminées. Des tests identiques ont été repris pour l'ester méthylique, ainsi que pour deux mélanges dont les rapports volumétriques biodiesel/gazole sont (25/75) et (50/50). Les courbes des caractéristiques relevées pendant les tests permettront, par la suite, de comparer les performances de gazole aux autres combustibles de substitution.

2.2 Banc d'essais moteur

La figure1 donne un schéma de l'ensemble du banc d'essai, ainsi que les moyens d'acquisition utilisés. Ce banc d'essai est composé principalement d'un moteur diesel (Lister Petter de série TS1), d'un frein dynamométrique, d'une baie d'analyse des gaz d'échappement, d'un analyseur de particule et d'un système d'alimentation en carburant. Le dynamomètre électrique est utilisé pour entraîner et charger le moteur. Le couple effectif est directement donné par le module de contrôle du frein du banc d'essai équipé d'un couple-mètre à bride HBM-T40, dont la précision à pleine échelle (500 N.m) est de 0.05%.



1. Moteur diesel
2. Réservoir du biocarburant
3. Réservoir de gazole
4. Baie d'analyses des émissions polluantes
5. Alternateur électrique (frein)
6. Analyseur de particule
7. PC d'acquisition lente et contrôle de commandes
8. Amplificateur de charge
9. PC d'acquisition rapide
10. Codeur angulaire
11. Signal de pression d'injection
12. Signal de pression cylindre

FIGURE 1. Schéma du banc d'essais Lister-Petter Série TS1

La mesure de la position du vilebrequin, ainsi que le régime du moteur sont assurés via un codeur angulaire, de type AVL 364C, placé du coté libre du vilebrequin. Ce codeur détermine l'intervalle d'acquisition qui peut

atteindre 0,1 degré de vilebrequin. De plus, il assure la coordination avec les mesures à haute fréquence (pression cylindre, pression dans le collecteur d'admission et pression d'injection dans le cylindre). La mesure de la pression cylindre, Pcyl, est assurée par un capteur de pression piézoélectrique, de type AVL QH32D refroidi à l'eau qui est inséré dans la chambre de combustion en tête de culasse. La pression d'injection, Pinj, est mesurée par un capteur de pression piézoélectrique, de type AVL QH33D, positionné dans la durite reliant la pompe d'injection à l'injecteur. Ce capteur mesure aussi la température du carburant mais à basse fréquence. Un transmetteur de pression absolue PMP 4070 situé dans le collecteur d'admission assure la mesure de la pression d'admission. L'acquisition des mesures du débit et de la température d'air d'admission se fait à basse fréquence. Et elle est assurée par un capteur de pression différentiel, de type LPX5841, lié à une capacité tampon assurant l'atténuation des ondes de pression en amont du capteur. Un débitmètre (RHM015) à effet Coriolis lié à un transmetteur (RHE08) permet la mesure du débit massique de carburant consommé par le moteur. Les différentes températures (d'huile, de combustible utilisé, de gaz d'échappement…) sont mesurées à l'aide de thermocouples de type K, à l'exception de la température du milieu ambiant, qui est mesurée par un transmetteur actif d'humidité et de température, de type HD 2012 TC/150.
Les émissions de particules sont mesurées en temps réel à l'aide d'un analyseur de poussière TEOM 1105, basé sur la pesée en continu de la concentration massique en particules des gaz d'échappement. Une baie d'analyse, des émissions polluantes, placée sur la ligne des gaz d'échappement du moteur permet d'analyser les principaux gaz polluants. Avant d'être analysée, la fraction des gaz d'échappement qui passent dans la baie d'analyse est déshydratée. Cette dernière assure la mesure des hydrocarbures imbrûlés par ionisation de flamme FID au moyen d'un analyseur d'hydrocarbures du type GRAPHITE 52M. Les oxydes nitriques (NOx) sont mesurés par chimiluminescence au moyen d'un analyseur de type TOPAZE 32M. Un détecteur infrarouge de type MIR 2M permet la mesure du monoxyde et du dioxyde de carbone et de l'oxygène (CO, CO2 et O2).

3. RESULTATS

3.1 Les hydrocarbures imbrûlés

La présence des zones très riches en combustibles conduit à une combustion incomplète et le combustible au lieu d'être brûlé sera décomposé en hydrocarbures de chaînes plus ou moins longues. Si ces molécules d'hydrocarbures ne rejoignent pas assez d'oxygène à une température assez suffisante pour compléter leur combustion elles seront rejetées avec les gaz d'échappement du moteur.

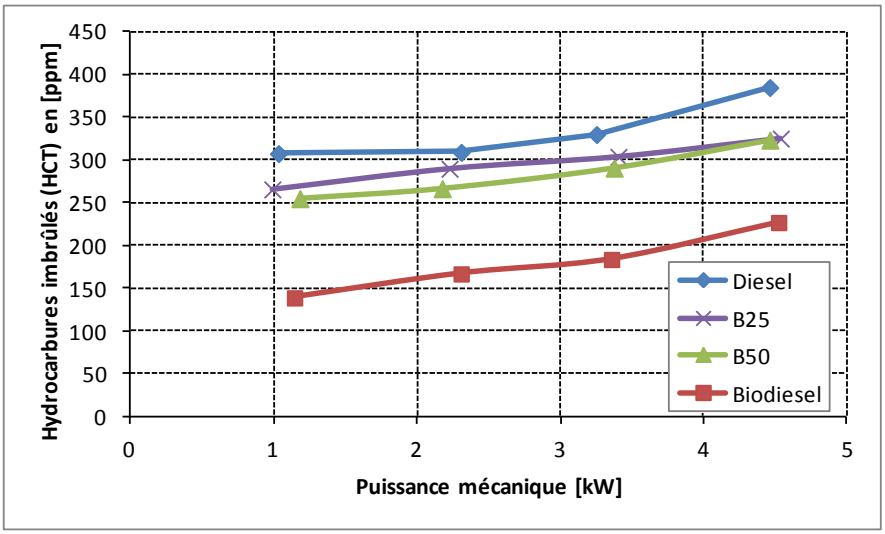


FIGURE 2. Evolution de la concentration des hydrocarbures dans les gaz d'échappement

La figure 2 représente l'évolution de la concentration des hydrocarbures non brûlés (HCT) dans les gaz d'échappement lors de l'utilisation de différents carburants. On peut voir que le fonctionnement en biodiesel pur émet des taux d'hydrocarbures plus faibles par rapport à tous les autres combustibles. La quantité d'oxygène participe lors de la combustion améliorera le processus d'oxydation. Il n'y a plus d'oxygène contenu dans le

biocarburant qui est une source supplémentaire d'oxygène autre que l'oxygène présent dans l'air d'admission. Cet oxygène contribue à la formation du mélange air-carburant, et il permet une combustion plus complète. En effet, lors de la phase de combustion diffusive, l'oxygène présent dans les molécules du biodiesel rend la zone moins riche en carburant. En d'autres termes, l'oxygène intramoléculaire a un même effet qu'une meilleure distribution de l'air avec le combustible non oxygéné. L'augmentation de la quantité des HCT dans les gaz d'échappement suivant la quantité de gazole dans les mélanges est due à la quantité moindre d'oxygène dans le mélange. Cela peut être vérifié par la formation d'émissions de particules.
Les émissions des HCT pour le biodiesel, B50, B25 et le diesel à trois quarts de la charge du moteur sont respectivement 183 ppm, 291 ppm, 302 ppm et 330 ppm. Il est très clair que les HCT sont très élevés pour le diesel conventionnel par rapport à tous les carburants testés. En outre, la différence dans les émissions des HCT entre les mélanges B50 et B25 n'est pas beaucoup importante en face de la différence de quantité de biocarburant qui est double dans le B50.

3.2 Les particules
Suivant un mécanisme de formation très complexe et dépendant des composés contenus dans le combustible, la formation des particules (PM) commence par une pyrolyse des molécules de combustible ayant 12 à 24 atomes de carbone à des températures comprises entre 1000 et 2800 K [6]. Autour des sphérules carbonées formées par la pyrolyse vont s'adhérer les aromatiques, les hydrocarbures imbrûlés, les composés oxygénés, …etc.
La présence de l'oxygène dans les molécules de biodiesel sous forme de –OH contribue à l'oxydation des PM formées davantage que dans le diesel conventionnel. Le biodiesel peut contenir des produits oxygénés incluant des liaisons –OH (peroxydes, alcools,…) qui précipitent l'oxydation des PM.

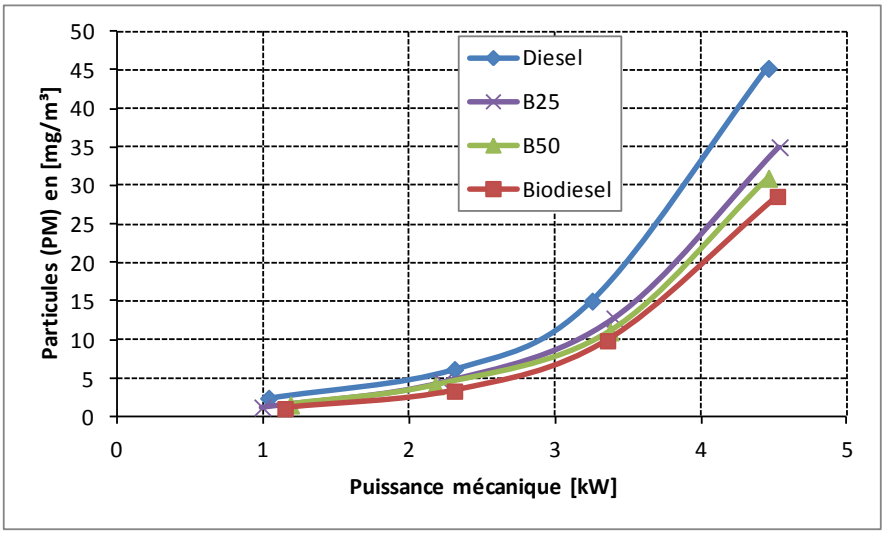


FIGURE 3. Evolution des concentrations des particules

La figure 3 montre la variation des émissions de particules en fonction de la puissance au frein pour le biocarburant, le diesel et les mélanges de biocarburant et de diesel. Les émissions de particules pour le biocarburant pur sont très faibles par rapport aux autres carburants testés. La présence de l'oxygène dans le carburant en plus de celui contenu dans l'air d'admission améliore le processus de mélange qui conduit à préparer plus de carburant pour la combustion de prémélange. L'indice de cétane plus élevé de biocarburant produit une combustion précoce. En outre, la durée de cette phase de combustion est inférieure pour le biocarburant. Toutes les raisons mentionnées ci-dessus conduisent à réduire les PM dans l'échappement. Il y a une légère augmentation des émissions de PM avec la quantité de gazole dans les mélanges. Pour le diesel conventionnel, le retard d'allumage avec plus de combustible injecté dans la phase de prémélange, augmente les émissions de PM. En outre, l'excès l'oxygène est nécessaire pour améliorer la conversion des particules de carbone en CO2. La formation des PM est s'accentuée avec la charge du moteur pour les mêmes raisons que celles des HCT, une augmentation rapide sur les charges élevées est claire pour la formation de PM, ceci est

expliqué par le mécanisme d'oxydation plus lent vu la diminution des concentrations d'oxygène et des radicaux oxygénés (augmentation de la richesse). À pleine charge, Les émissions de particules sont très élevées avec le diesel elles atteignent 45 mg/m3, pour le biocarburant elles sont de 28 mg/m3, pour les mélanges B50 et B25 elles sont de 30 et 35 mg/m3 respectivement.

3.3 Monoxyde de carbone

Le monoxyde de carbone (CO) est un produit de combustion intermédiaire qui sera oxydé en CO2 par la suite. Sa formation est surtout liée à la richesse du mélange et évolue d'une manière similaire à la formation des PM.

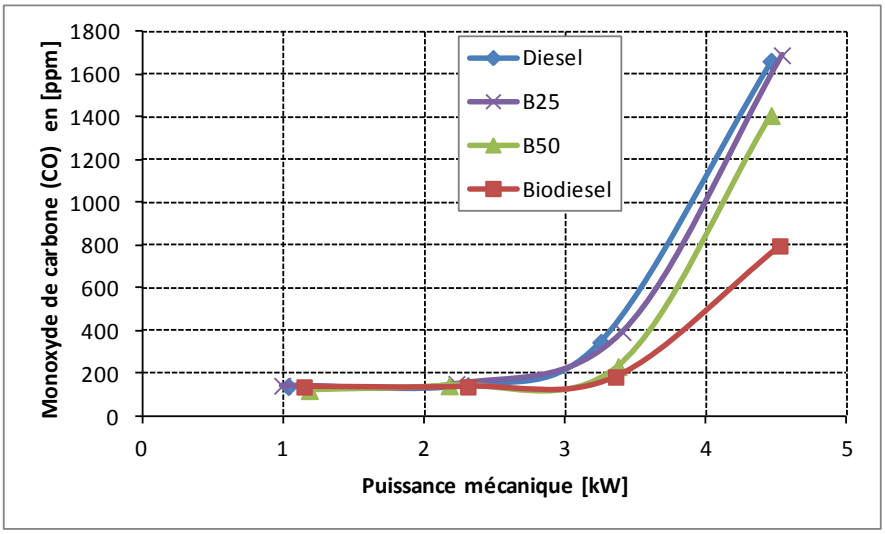


FIGURE 4. Evolution de la concentration du monoxyde de carbone dans les gaz d'échappement

La variation des émissions de monoxyde de carbone (CO) avec la puissance du moteur quand le moteur fonctionne avec les quatre carburants est donnée à la figure 4. A faibles charges, les carburants présentent des taux d'émission similaires. Quand la puissance du moteur augmente, les quantités de CO émets à l'échappement commence à se distinguer d'un combustible à l'autre. Le biodiesel donne des taux de CO visiblement inférieurs par rapport au diesel et les autres mélanges. Cela peut être dû au contenu en oxygène à température plus élevée, ce qui encourage l'oxydation du CO en CO2. Les émissions de CO augmentent avec les mélanges par rapport au biocarburant pur. Ces tendances indiquent l'amélioration de l'efficacité de la combustion avec la part du biocarburant dans le mélange. Les émissions de CO pour et le diesel à pleine charge du moteur sont de1660 ppm, pour le biodiesel elles se sont réduites de moitié (790) ppm.

3.4 Les Oxydes d'azote

Les émissions de NO_X, regroupent le dioxyde d'azote NO_2 et l'oxyde nitrique NO et parfois d'autres composés tel que le N_2O en proportions beaucoup plus faibles. L'oxyde nitrique NO étant prédominant. Les NOx sont formés quand la combustion atteint des températures très élevées. Ces conditions sont réalisées pendant la combustion d'un mélange proche de la stœchiométrie dans un environnement à haute pression et température. D'après Heywood [6], l'intervalle des températures maximales du cycle est la plus contribuante dans la formation des oxydes d'azote, c'est-à-dire après le début de la combustion et au voisinage de la pression maximale du cycle. Dans cet intervalle les NO_X se forment jusqu'à atteindre un maximum, ensuite la température commence à diminuer et les NO_X se décomposent pendant un certain temps avant de se stabiliser jusqu'à l'échappement.

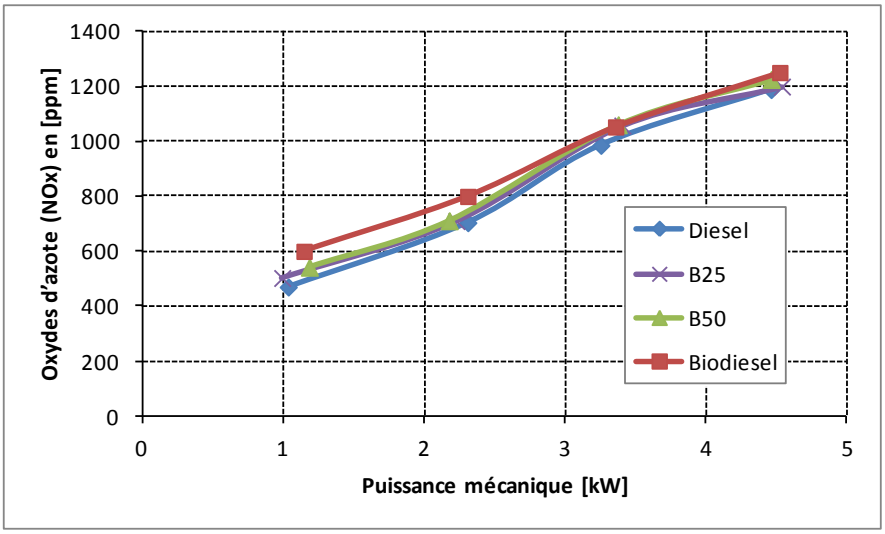


FIGURE 5. Evolution de la concentration de NOx dans les gaz d'échappement

La variation des émissions de NO_X avec la puissance au frein pour le biocarburant, le diesel et leurs mélanges est présentée sur la figure 5. Compartiment au diesel, à faible charge, ces émissions de NO_X s'élèvent de 25% pour le biodiesel. Au fur et à mesure de l'augmentation de la puissance du moteur, la différence en émissions d'oxydes d'azote entre les carburants ne devienne plus importante.

4. CONCLUSIONS

Les testes sur un moteur diesel à injection directe du biodiesel de l'huile de friture, du gazole et de leurs mélanges contenant 25 et 50% du méthyle esters avec du gasoil, conduit à une baisse importante des hydrocarbures imbrûlés pratiquement dans tous les régimes de fonctionnement. Lors de l'utilisation des biocarburants, les émissions de monoxyde de carbone et de particules montrent une réduction qui devient plus significative avec l'augmentation de la charge du moteur. Les réductions des HCT, du CO et de particules étant plus importantes que la quantité des esters dans les mélanges était plus grande à cause de la présence d'oxygène incorporé dans leurs molécules. En revanche l'addition des méthyles esters conduit à une légère augmentation des émissions d'oxydes d'azote surtout à faibles charges du moteur.

REFERENCES

[1] CIA World factbook. 2013. Available from ⟨https://www.cia.gov/library/publication/the-world-factbook/geos/af.html.

[2] Tormos B, Novella R, García A, Gargar K. Comprehensive study of biodiesel fuel for HSDI engines in conventional and low temperature combustion conditions, *Renew Energy* 2010;35(2):368–78

[3] Liaquat AM, Kalam MA, Masjuki HH, Jayed MH. Potential emissions reduction in road transport sector using biofuel in developing countries. *Atmos Environ* 2010;44(32):3869–77

[4] Tonkin I. Global biodiesel production reaches record high. 2009. http://www.roadtransport.com.

[5] Kumar N, Varun, Chauhan SR. Performance and emission characteristics of biodiesel from different origins: a review, *Renew Sustain Energy Rev* 2013;21 (0):633–58.

[6] Heywood J. B., *Internal combustion engines fundamentals*, Mc Graw Hill, 1988

INVESTIGATION NUMERIQUE TRIDIMENSIONNELLE SUR L'EFFET DU CONTROLE ACTIF PAR SOUFFLAGE SUR LE DECOLLEMENT DANS UNE CASCADE LINEAIRE D'UN COMPRESSEUR AXIAL

DJEDAI Hayette[1], AOUISSI Mokhtar[2]

[1] U.A.T/LM, Route de Ghardaia, BP. 37G, 3000 Laghouat -Algérie, djedai.hayette@gmail.com
[2]U.A.T/LM, Route de Ghardaia, BP. 37G, 3000 Laghouat -Algérie, m.aouissi@mail.lagh-univ.dz

RÉSUMÉ

Les performances aérodynamiques dans les cascades d'un compresseur axial en 3D sont principalement influencées par les écoulements secondaires tels que l'écoulement transversal sur la paroi latérale et le décollement de coin développé entre la paroi latérale et l'extrados. Souvent, les écoulements secondaires peuvent produire un blocage et des pertes dans le passage du conduit. Par conséquent, l'objectif de ce travail est d'effectuer une investigation numérique pour contrôler ce phénomène indésirable par l'implémentation d'un soufflage sur l'extrados ou sur la paroi latérale. Plusieurs configurations avec contrôle ont été étudiées. Une analyse topologique détaillée conduit à une connaissance de la structure d'écoulement et le comportement des zones de séparation. En se basant sur cette méthode topologique qui donne une bonne amélioration au niveau de la pression statique et les pertes total est possible, la fente de contrôle efficace doit être localisée au point particulier de nature duale -qui représente un nœud de séparation et un col en même temps -perpendiculairement à l'extrados-.

Mots Clés: *compresseur axial, décollement tridimensionnel, contrôle de l'écoulement, soufflage de la couche limite, topologie de l'écoulement.*

NOMENCLATURE

Symboles:

ca	longueur de la corde axiale
c	corde, m
Cp	coefficient de pression statique
cq	debit relatif du jet
e	largeur de la fente, m
M	nombre de Mach
Ṁ	debit massique, kgs^{-1}
P	pression statique, Pa
Pt	pression totale, Pa
Re	nombre de Reynolds
Tu	intensité de turbulence
v	vitesse, ms^{-1}
w	vitesse rapportée à la cascade, ms^{-1}
x	direction axiale, m
y+	distance adimensionnelle

Lettres grecs :

ρ	Masse volumique, kgm^{-3}
ϖ	Coefficient des pertes de pression totale
ϖs	pertes de pressions totales avec contrôle
βi	l'angle d'entrée à la cascade, °
σ	Solidité
ψ	l'angle formé entre l'axe de la fente et la ligne de cambrure moyenne, °
ε	largeur relative de la fente

Indices :

1	entrée de la cascade
f	entrée de la fente
j	jet

Abréviations :

NACA	National Advisory Committee of Aeronautics

1. INTRODUCTION

Dans le but de réduire le poids des moteurs d'avions ainsi que la consommation de carburant ; les industriels essayent toujours de rendre plus compact le système de compression de leurs moteurs, qui représente environ 40% de la masse totale. La diminution du poids du compresseur se fait en réduisant le nombre de roues pour une augmentation de pression désirée à l'entrée du diffuseur annulaire en amont de la chambre de combustion ; ainsi à taux de compression global égal, la réduction du nombre d'étages implique une charge aérodynamique plus élevée par étage, ce qui provoque une augmentation considérable de la diffusion de l'écoulement, donc des aubes fortement chargées, ce qui provoque le décollement de la couche limite développée sur les aubages.[1] En effet, ces décollements sont responsables, d'une part, de la génération des instabilités tels que le décrochage tournant et le pompage, qui causent la réduction de la marge d'opérabilité des machines, et d'autre part de la dégradation de leurs efficacités en produisant de grandes pertes de charge.
Le traitement du décollement par soufflage continu est réalisé par l'injection d'une nouvelle couche fluide ayant une quantité de mouvement élevée au niveau proche de la paroi, afin d'augmenter l'énergie des filets usés. Ils existent deux types de soufflage continu : Un soufflage tangentiel à la paroi, qui nécessite souvent des vitesses d'injection très importantes pour alimenter la zone dégradée énergétiquement ; et un soufflage normal à la paroi, qui produit deux tourbillons contre-rotatifs; l'un qui disparaitra sous l'effet des écoulements incidents et l'autre se développe pour donner la possibilité de prélever l'énergie à partir des régions des grandes vitesses et de la réinjecter à proximité de la paroi [2].
Dans le but d'augmenter le pas entre les aubes, Fischer et al [3] montrent par une investigation numérique la possibilité de réduire le nombre des aubes du stator dans une cascade d'un compresseur axial à haute vitesse (M=0.65, Re=5.105) par un contrôle actif , le moyen utilisé dans cette étude, étant un soufflage tangentiel à travers une fente implantée au voisinage du bord de fuite. En se basant sur la première rangée de stators avec une solidité de référence σ=0.81, l'interaction entre le jet et l'écoulement en amont de la fente conduit à la suppression du décollement de la couche limite; l'effet de soufflage tangentiel sur le coefficient de pression statique (Cp) est positif, une augmentation du coefficient (Cp) atteint les 9%. Pour un angle d'entrée βi=46°, l'évolution des pertes de pression totale (ϖ) en fonction de débit injecté relatif ($\dot{M}$ j/ $\dot{M}$ $_1$), indique une valeur optimale du débit injecté ($\dot{M}$j/ $\dot{M}_1$=1) pour laquelle les pertes sont minimales (ϖ min=0.03). L'analyse des résultats [3] montre le potentiel de ce type de contrôle et une augmentation du pas de 20% est remarquée.

2. PROCEDURE NUMERIQUE

A. Détérmination du Domaine Géometrique de Calcul et la Génération de Maillage

La géométrie et le maillage sont développés par le mailleur GAMBIT.[4] Le domaine d'écoulement est limité d'une part dans la direction axiale par une surface d'entrée située à 2.16 de la corde axiale de l'aube en amont du bord d'attaque, et une surface de sortie située à 1.36 de la corde axiale de l'aube en aval du bord de fuite; et dans la direction circonférentielle par deux périodiques identifiées par la solidité σ=1.12 , et d'autre part dans la direction radiale par les parois solides. Entre ces six limites, on peut produire une aube NACA65009. Les paramètres géométriques définissant notre cascade en 3D ainsi que le nombre de Reynolds sont résumés dans le tableau I. La génération du maillage représente la subdivision du champ d'écoulement en volumes de contrôle discret. Un maillage HOH multi bloc de type structuré est appliqué. En outre, étant donné que les moitiés inférieure et supérieure de la cascade sont symétriques par rapport au plan radial situé à mi-hauteur de l'aube; Seule une moitié du volume de celle-ci est maillée afin de limiter le temps de calcul. Dans le modèle de paroi la condition $y+\leq 5$ doit être respectée, afin d'ajuster l'épaisseur des cellules adjacentes aux parois solides, où y+ représente la distance caractéristique adimensionnelle à partir de la paroi.[5] Le nombre total des cellules pour une configuration cascade typique est d'environ 870000. L'indépendance maillage-solution est obtenue après plusieurs tests.

Paramètre	valeur
Corde, mm	150
Hauteur d'aube, mm	370
Le pas de grille, mm	134
Angle de calage, °	42.7

Angle d'incidence, °	4
Angle d'écoulement entrant, °	54.31
Nombre de Reynolds	382 000

TABLEAU .1 Paramètres utilisés dans la cascade 3D

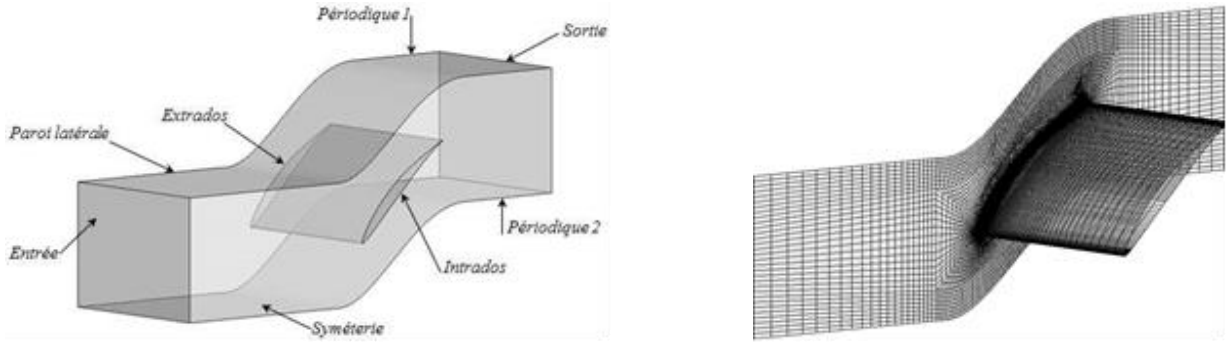


FIGURE 1. Cascade linéaire en 3D sans contrôle (à gauche) , Maillage du domaine de calcul(à droite)

B. Méthode Numérique et Conditions aux Limites

Toutes les simulations numériques présentées dans ce travail ont été réalisées avec la version 6.3.26 du logiciel Fluent®.[6] La résolution des équations de Navier-Stokes est effectuée en adoptant une approche de type RANS. L'intégration spatiale est réalisée à l'aide d'une méthode de volumes finis, en utilisant un schéma décentré. Les calculs de l'écoulement turbulent stationnaire ont été effectué par le modèle de turbulence k-epsilon réalisable ; en raison du fort gradient de pression défavorable, dans la cascade du compresseur, l'option « enhanced wall treatment » a été choisi pour modéliser la couche limite. Le critère de convergence des résidus retenu est de l'ordre de 10-4. [7] Comme l'écoulement est supposé périodique dans la direction circonférentielle, la condition aux limites périodiques est appliquée. En outre, l'aubage et les parois latérales sont modélisées comme des surfaces en contact d'un écoulement visqueux et par conséquent les conditions d'adhérence et d'imperméabilité sont prises en considération. Un profil de vitesse est imposé à l'entrée de la cascade au moyen d'un UDF, avec une intensité de turbulence égale à (Tu=0.8%). À la sortie, les composantes de vitesse et les paramètres de turbulence sont extrapolés à partir des nœuds intérieurs voisins. Il est convenable d'utiliser un seul passage limité par des interfaces pour simuler l'écoulement dans une cascade linéaire qui représente, en fait, un stator d'un compresseur avec un nombre infini d'aubes.

La stratégie de contrôle actif d'écoulement tridimensionnel dans une grille d'aubes repose sur l'analyse topologique du champ du vecteur frottement. La topologie est donc un moyen de représentation compacte d'un champ de vecteurs continus, à partir d'un ensemble fini de points et de courbes, sans avoir à faire une étude locale en chaque point de celui-ci. La topologie du champ de vecteurs frottements, forme alors un véritable squelette sur lequel vient s'appuyer l'écoulement proche des parois [1,8]. En effet, en partant de la topologie, il est possible de déduire la forme des lignes de frottement au voisinage des points critiques. En offrant la possibilité de modifier ce squelette, le soufflage permet ainsi de contrôler l'origine et donc le développement des décollements survenant dans la grille d'aubes. Plus précisément, le soufflage aux parois permet de modifier les points critiques et les lignes frontières de frottement de l'architecture topologique. C'est donc la manière d'altérer la topologie, qui constitue le cœur de la stratégie de contrôle tridimensionnel. Dans l'optique de minimiser les pertes de pression totale, l'objectif de cette transformation est de tendre vers une topologie correspondant à un écoulement qui suivrait le contour des parois de la grille sans se décoller. Ainsi, en ne traçant que les lignes de frottement particulières reliant les différents points critiques entre eux, on obtient un réseau fini de points et de courbes qui constitue la topologie du champ du vecteur frottement de notre cascade; figure 2 (à gauche). La zone de décollement est illustrée dans la figure 2 (à droite).

L'étape essentielle dans ce processus est de localiser la ligne séparatrice principale pour répondre à la question cruciale de savoir où placer les dispositifs de contrôle (fentes dans notre cas) pour supprimer les décollements et les tourbillons. La ligne séparatrice principale soumise au contrôle est celle qui relie le point (NS2 ,C2) au nœud

NA3, donc c'est elle qui fera l'objet du contrôle par différentes configurations de soufflage sur l'extrados ou sur la paroi latérale. Il faut noter que le point particulier (NS2 ,C2) de nature duale est situé à l'intersection de l'aubage avec la paroi latérale à l'endroit de 9.2% de la corde axiale en aval du bord d'attaque; c'est en réalité un nœud de décollement pour la paroi latérale mais un col pour l'extrados de l'aube.

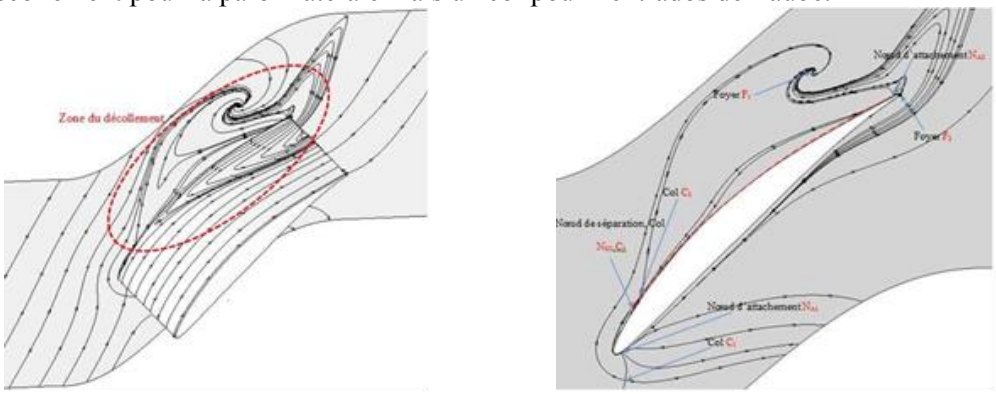
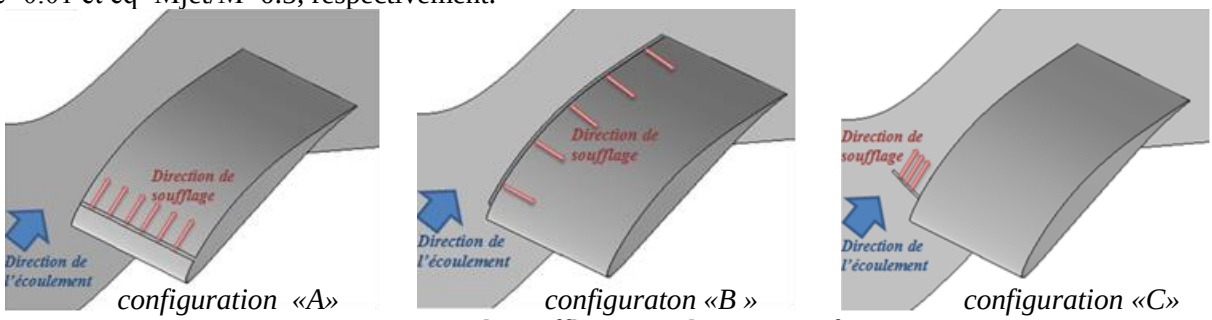


FIGURE 2. Zone de décollement de coin (à gauche), Lignes de courant frontières sur la paroi latérale (à droite)

Une étude numérique 3D est effectuée sur la base d'une configuration sans contrôle ; trois fentes de soufflage «A », « B » et « C » sont appliquées afin d'identifier la meilleure configuration de contrôle, en fixant la largeur relative des fentes et le débit relatif du jet rapporté au débit d'entrée de la cascade ; par les valeurs suivantes : ε=e/c=0.01 et cq=Ṁjet/Ṁ=0.5, respectivement.



configuration «A» *configuraton «B »* *configuration «C»*

FIGURE 3. Fentes de soufflage pour les trois configurations

Selon la configuration « A » Une fente de soufflage sur l'aubage située au point (NS2, C2) a été appliquée le long de l'envergure d'aube avec l'angle d'inclinaison par rapport à la corde axiale ψ=45°.
La configuration « B » permet d'appliquer une fente de soufflage sur la paroi latérale et parallèle à l'extrados. La fente selon cette configuration est perpendiculaire à la paroi latérale (ψ=90°) et s'étend de (NS2, C2) jusqu'à 99% de la corde axial en aval de bord d'attaque.
Une autre fente de soufflage ; selon la configuration «C», a été appliqué sur la paroi latérale perpendiculaire à l'extrados. La fente est située au point (NS2, C2). Cette configuration permet de souffler l'air d'une façon tangentielle avec le sens de l'écoulement. L'angle d'inclinaison de la fente par rapport à la paroi latérale ψ=45°.

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

A. Validation des Resultats

Pour valider le modèle numérique, une comparaison est effectuée entre les résultats numériques obtenus et les données expérimentales de Ma Wei [9]. Une première comparaison est illustrée sur la figure4 par la distribution du coefficient de pression relative $Cp=2(P-P_1)/\rho w_1^2$.
La représentation du coefficient de pression présente la confrontation des résultats numériques et les données expérimentales à mi- envergure, mais on remarque que le solveur n'a pas réussi à reproduire l'écoulement proche la paroi solide à cause de l'existence des phénomènes d'instabilité dans cette zone.

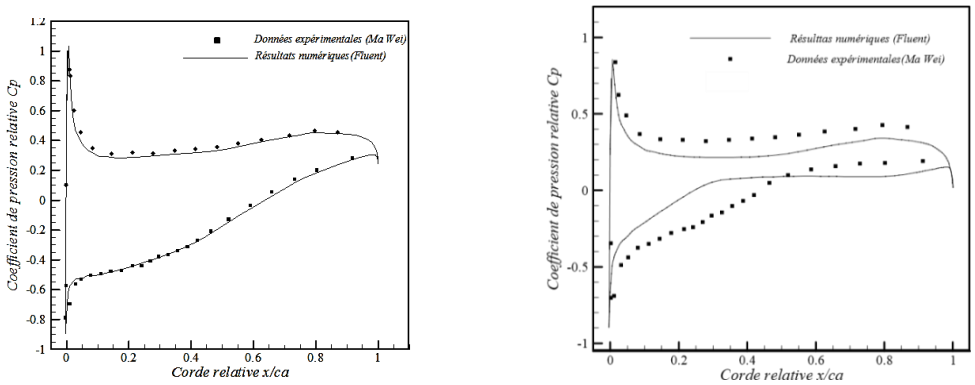


FIGURE 4. Comparaison entre l'expérience et la simulation pour la distribution de pression coefficient de pression relative sur les surfaces d'aubage sans contrôle à mi envergure (z=50%h) (à gauche) et proche de la paroi latérale (z=4.5%h) (à droite)

Une deuxième comparaison est illustrée sur la figure5 par les cartographies du coefficient des pertes totales $\varpi=2(P_{t1}-P)/\rho w_1^2$ sur le plan localisé dans la station axiale x= 36,3% ca en aval du bord de fuite.

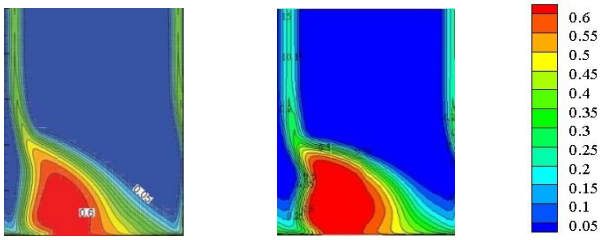


FIGURE 5. Comparaison entre l'expérience et la simulation pour les cartographies des pertes totales ;(à gauche) données expérimentales, (à droites) résultats numériques

La comparaison nous montre une bonne concordance entre les résultats numériques et les résultats expérimentaux de Ma Wei, donc par conséquent les résultats sont satisfaisants.

B. Effets des Fentes de Soufflage sur les Performances Aérodynamiques de la Cascade

Les résultats de la résolution numérique des trois configurations ; des cartographies des pertes de pressions totales avec contrôle $\varpi s=(P_{t1}+cq\ P_{tf}-(1+cq)\ P_t)/(1/2\ \rho(v_1^2+cq\ v_f^2)$ [10], sont illustrés dans la figure6.

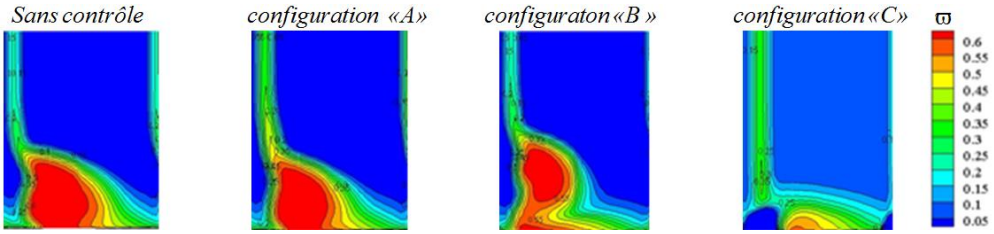


FIGURE 6. Cartographies des pertes totales pour les configurations sans et avec contrôle, à la station x=0.363ca en aval de bord de fuite

configuration	sans contrôle	A	B	C
Pertes totales	0.1394	0.1291	0.1259	0.1188
Ratio des pertes (%)	_	7.39	9.68	14.78

TABLEAU 2. Comparaison des pertes de pressions totales à la station x=0.363ca sans et avec contrôle

D'après la figure7 qui représente les lignes de courant sur les parois des cascades sans et avec contrôle ; on constate que l'effet de contrôle par soufflage selon la configuration «C» apparait clairement, où la zone de décollement de coin a été supprimé et les lignes de courant suivent la même direction de l'écoulement principale. Alors que dans les deux autres configurations «A» et «B» les écoulements secondaires subsistent encore.

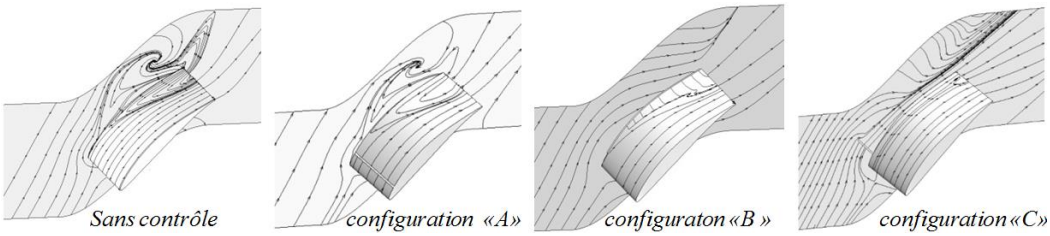


FIGURE 7. Lignes de courant frontières sur les parois des cascades, sans contrôle et avec contrôle

4. CONCLUSIONS

Dans cette investigation, un contrôle actif est appliqué sur un aubage NACA65009 dans une cascade linéaire d'un compresseur axial afin de manipuler le décollement tridimensionnel de la couche limite développée sur l'extrados et la paroi solide. Les résultats trouvés nous mènent à savoir une règle liée à la topologie de l'écoulement dans la configuration sans contrôle pour un meilleur contrôle. En ce qui concerne la règle de la position, on doit placer la fente juste à proximité du point de séparation (NS2, C2). La fente est orientée avec le sens d'écoulement principal et leur inclinaison soit la moins raide possible. Finalement, on peut citer que cette règles est exploitables dans les études de contrôle par soufflage dans les cascade où se manifeste le phénomène de décollement du coin sous l'influence des gradients longitudinaux défavorables et les écoulements secondaires.

REFERENCES

[1] Godard, A., 2010, Etude numérique et expérimentale d'un compresseur aspiré, Thèse de doctorat, Université de Lyon.

[2] Mdouki Ramzi, « Investigation pour le Retardement du Phénomène de Décrochage dans les Compresseurs par une Méthode Passive Originale», Thèse de doctorat Université de Hadj Lakhdar – Batna, algérie, 2014.

[3] Fischer, S., Saathoff, H., and Radaspiel, R., 2008, Two Dimensional RANS Simulations of the Flow through a Compressor Cascade with Jet Flaps. Aerospace Science and Technology12(2008)618-626.J.

[4] Gambit, User's Manual.

[5] Chassaing, P., 2000, Turbulence en Mécanique des Fluides, Analyse du phénomène en vue de sa modélisation à l'usage de l'ingénieur, Cépaduès-Editions, ISBN 2-85428-509-3.en vue de sa modélisation à l'usage de l'ingénieur, Cépaduès-Editions, ISBN 2-85428-509-3.

[6] Fluent, Fluent 6 User's Manual, 1998, Fluent Inc

[7] Chen, F., Song, Y., Chen, H., Wang, Z., 2006, Effects of Boundary Layer Suction on the Performance of Compressor Cascades. Proceedings of GT2006, ASME Turbo Expo:Power for Land, Sea and Air, May 8-11, 2006, Barcelona.Fluent, Fluent 6 User's Manual, 1998, Fluent Inc..

[8] Délery, J., 1999, Topologie des écoulements tridimensionnels décollés stationnaires points singuliers, séparatrices et structures tourbillonnaires. Rapport technique ONERA,RT121/7078DAFE.

[9] MA Wei, «Experimental Investigation of Corner Stall in a Linear Compressor Cascade». Thèse de doctorat École de centrale de Lyon ,France,2012.R. Nicole, "Title of paper with only first word capitalized," J. Name Stand. Abbrev., in press.

[10]Weidong Xing, Junyue Zhang, Xinqian Zheng ,Yangjun Zhang , «Separation Control of Axial Compressor Cascade by Fluidic-Based Excitations », Journal of Turbomachinery Copyright © 2011 by ASME OCTOBER 2011, Vol. 133 / 041016-1.

THE RELATIONSHIP BETWEEN THE COMPRESSIVE STRENGTH AND ULTRASONIC PULSE VELOCITY CONCRETE WITH FIBERS EXPOSED TO HIGH TEMPERATURES

H. BELARIBI[1], M. MELLAS [2], F. RAHMANI[3]

[1]Laboratoire de génie civil, Département de Génie civil et hydraulique, Université Mohammed Khider Biskra 07000, Algeria. farsou1@yahoo.fr

[2]Laboratoire de génie civil, Département de Génie civil et hydraulique, Université Mohammed Khider Biskra 07000, Algeria. m_mellas@yahoo.fr

[3]Département mécanique, Université Mohammed Khider Biskra 07000, Algeria.ffouruche@yahoo.fr

ABSTRACT

The paper analyses the effects of high temperatures on the concrete residual strength using ultrasonic velocity (UPV). An experimental investigation was conducted to study the relationship between UPV residual data and compressive strength of concrete with different mixture proportions, cubic specimens with water-cement ratio of 0.35. They were heated in an electric furnace at temperatures ranging from 200°C to 600°C. In this experiment a comparison was made between the four groups which include two types of fibers (steel 0,13%, 0,19 % and 0,38%, polypropylene: 0,05%, 0,11% 0,22% and mixing of fibers (polypropylene and steel) 0,18 % and 0,30% by meter cube. Cube specimens were tested in order to determine ultrasonic velocity. The compressive strength was tested too. According to the results, relations were established between ultrasonic velocity in the specimens and the compressive strength at different temperature and the range of the velocity of the waves were also determined for this kind of concrete. The result of the test showed that UPV test can be successfully used in order to verify the consistency of structures damaged by fire.

Mots Clés: *Ultrasounds, Non-destructive Testing, Concrete, Fibers, Temperature, Steel, Polypropylene.*

NOMENCLATURE

Symbols :		**Subscripts**	
UPV	ultrasonic Pulse Velocity , Km s^{-1}	BPM	concrete mixes with polypropylene and steel fibers
T	temperature, K	BP	concrete with polypropylene
fc	compressive strength Mpa	BM	concrete mixes with steel fibers
R	coefficient of correlation		

1. INTRODUCTION

Concrete is a building material that finds its field of use virtually in all areas of civil engineering. That is, it includes buildings, tunnels, oil platforms, nuclear power plants and other several structures that may be exposed to high temperatures or fire. When concrete exposed to high temperatures, the chemical composition and physical structure change considerably, resulting in a significant reduction of the mechanical properties, such as strength, modulus of elasticity and volume stability [1]. One of the successful techniques for detection of

chemical and physical changes and damage in concrete is the use of nondestructive testing methods , The ultrasonic method is one of the nondestructive testing techniques and is frequently adopted for evaluating the quality in situ concrete structures [2]. For concrete with a density of approximately 2400 kg/m3 are given as excellent, good, doubtful, poor and very poor for 4500 m/s and above, (3500–4500), (3000–3500), (2000–3000) and 2000 m/s and below UPV values, respectivel. According to the classification criterion for concrete based on ultrasonic pulse measurements by Whitehurst [3]. Several experimental studies had been carried out to investigate how the pulse velocity was affected by the damage of concrete caused by various high temperatures and have been made to develop the relation between the ultrasonic pulse velocity and the compressive strength at high temperature [4,5]. The article examines the residual compressive strength and ultrasonic pulse velocity of concrete that has been cured with water after exposure to elevated temperatures. The relationship between the residual strength ratio and the residual UPV ratio was developed. Cubic specimens were made of concrete with water-cement ratios of 0.35 after 56 days, the samples were heated in an electric furnace at temperatures ranging from 400to 600°C. The speed of the ultrasonic pulse and the compressive strength of each test piece after curing of fire are measured immediately after 24 hours of cooling. The results obtained indicate that the application of UPV has demonstrated to be a trustworthy analysis, being able to prove the effectiveness of its use on fire-damaged concrete structures.

2. **EXPERIMENTAL STUDY**

The materials used for the different concretes are:

- The cement used to make the concrete was the cement CPJ CEM II/A 42,5. The cement density was 3 kg/dm3 and the compressive strength measured at 28 days was > 40 MPa.
- Aggregates: Crushed gravel class 8/15 mm, density was 2.57 kg/dm3 , a crushed gravel class 3/8 mm, density was 2.73 kg/dm3 and sand class 0/5 mm, density was 2.57 kg/dm3
- Water-reducing superplasticizer named Sika Viscocrete Tempo 12.
- Steel fibers: The fibers used are SIKA FIBRE RL-45/50-BN which are made from steel wire . They have a mechanical ink consisting of hooks to the end. They were cylindrical of 50 mm length with a diameter of 1.05 mm. the tensile strength was 1000Mpa and Temperature de fusion are 1380°C
- Polypropylene fibers: Polypropylene high tenacity fibers are used for reinforcement of concretes with length 12 mm and density was 0.91 kg/dm^{3}and Temperature de fusion are between 160 – 170 °C.

Four groups of high strength concrete mixes were studied: The first group of concrete mixes without fibers (B), the second mixes with polypropylene fibers (BP), the third concrete mixes with steel fibers (BM) and the forth group of concrete mixes with polypropylene and steel fibers (BPM). All mixes have the same water/cement (W/C) ratio of 0.35 and the same paste volume. Three volume fractions of polypropylene fibers in the concrete were tested: 0,05, 0.11% and 0.16% (equivalent to 0,5 ,1 and 2 kg/m3). Three volume fractions of steel fibers were used: 0.13%, 0.19% and 0.38 (equivalent to 10 to 15 and 20 kg/m3) and two volume fractions for polypropylene fibers and metal fiber mixture tested: 0.18 and 0.30% [(0.05% + 0.13) % and (0.11% + 0.19%) equivalent to (0.5 + 10) kg/m3, and (1 + 15) kg/m3. Of cubic specimens (10x10x10) cm were manufactured and preserved in water until 28 days after unmolding. After that they were dried in the open air (28 days) before the heat treatment. Three cycles of heating - cooling from room temperature (20°C) and up to bearing different temperatures: 200°C, 400°C and 600°C were applied to the specimens by means of an electric furnace. Each cycle consists of three phases. The first is a temperature rise at a ramp rate of 10°C/min. then constant temperature level in the oven for one hour. The last phase is a partially controlled cooling to room temperature at an average speed of 10 ° C / min. The mechanical properties of the specimens were determined before and after the heat treatment by conventional testing according to NF EN 12390-3 [6] for the compressive strength. Obviously in table 1 the mix proportions.

Mixture	without fibers	% steel fibers			% polypropylene fibers			% steel fibers + polypropylene	
% of fibers	0	0,13	0,19	0,38	0,05	0,11	0,16	0,13+0,05	0,19+0,11
W/C	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35	0,35
Water Kg	140	140	140	140	140	140	140	140	140
Cement Kg/m^3	400	400	400	400	400	400	400	400	400
Aggregates sizes (mm)									
8/15 mm Kg/m^3	1029,8	1029,8	1029,8	1029,8	1029,8	1029,8	1029,8	1029,8	1029,8
3/8 mm Kg/m^3	145,59	145,59	145,59	145,59	145,59	145,59	145,59	145,59	145,59
0/5 mm Kg/m^3	598,81	598,81	598,81	598,81	598,81	598,81	598,81	598,81	598,81
Superplasticizer (% in dry extract)	1,5	1,7	1,9	2	2	2.1	2.2	2,1	2,1

TABLE 1 Mix proportions

3. RESULTS

3.1. Compressive Strength and Ultrasonic Pulse Velocity UPV

The results obtained in this study were presented in figures 1– 6. They are evaluated and discussed below.

3.1.1. The Effect of the Steel Fibers on the compressive Strength and UPV Influenced by Temperature:

For percentages of fibers (0,38%,0,19% et 0,13%) respectively; It is seen that at 200 °C the compressive strength decreased 13,85 % ,13,25 % and 20,92 % compared to the room temperature strength. The reduction in compressive strength for samples heated to 400 °C was 23,95 % and 28,29 % and 31,47 % compared to the room temperature strength. After heating to 600 °C the compressive strength decreased 37,57 %, 42,67% and 41,69 % compared to the room temperature strength. Obviously, compressive strengths concrete deteriorates with the increasing in maximum heat temperature as shown in Figure 1. Similar behavior has already been observed in the literature [5]. The volume percentage has no efficacy after heating at 200° which is confirmed by Suhaendi and al 2006 [7] (The fiber percentage is less than 0.5%).

It is known that concrete quality can be classified by UPV value, if the value is more than 4500 m/s, 3500–4500 m/s, 3000–3500 m/s, 2000–3000 m/s and less than 2000 m/s, the concrete is classified as ‘‘excellent’’, ‘‘good’’, ‘‘doubtful’’, ‘‘poor’’ and ‘‘very poor’’, respectively. By comparing the residual UPV at different heating temperatures, It is seen UPV measurements at 200 °C is 4696,67 m/s, 4680 m/s and 4633,33m/s for percentages of different % of steel fibers . The concrete is classified as excellent quality of concrete and at 400 ° C the (UPV) measurement are 3873,33 m/s for 0,38%, percentage of steel fibers the results obtained are considered good in-terms of quality , the same remark for 0,19% were UPV are 3753,33 m/s were are considered good et doubtful for 0,13% where the UPV are 3260 m/s and from thence temperature 600° the pulse velocity decrease there is a very significant reduction 2943,33 m / s, 2870 m / s and 2416,67 m/s are considered poor in-terms of quality. All specimens degraded from ‘‘excellent’’ to ‘‘good’’, to ‘‘doubtful’’, to ‘‘poor’’ respectively. The UPV values decreased for all mixture types after exposure to elevated temperatures as presented in figure 2 in accordance with other authors [2,4,5,7].

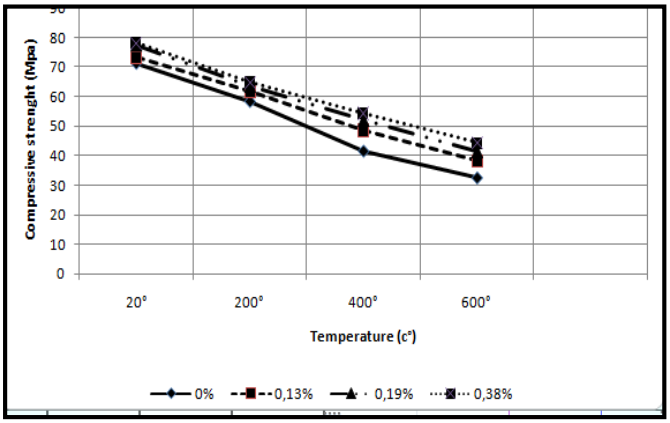


FIGURE 1. The relationship between compressive strength et la temperature for different % of steel fibers

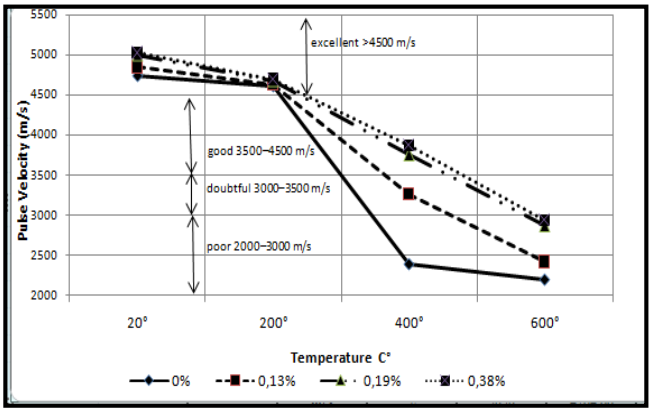
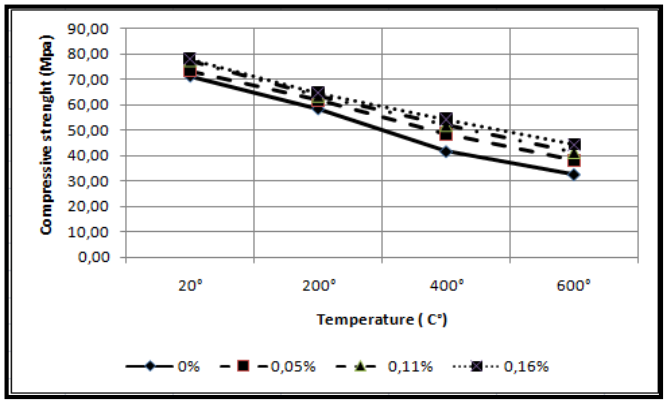


FIGURE. 2. The relationship between UPV (m/s) et la temperature for different % of steel fibers

3.1.2. The Effect of the Polypropylene Fibers on the Compressive Strength and UPV Influenced by Temperature:

For percentages of fibers polypropylene (0,16% , 0,11% and 0,05 %) respectively; It is seen that at 200 °C the compressive strength decreased 17,15 % ,17,90 % and 15,70 % compared to the room temperature strength. The reduction in compressive strength for samples heated to 400 °C was 30,45% and 32,79% and 33,55 % compared to the room temperature strength. After heating to 600 °C the compressive strength decreased 43,16% , 46,47 % and 47,70 % compared to the room temperature strength. Obviously, compressive strength concrete deteriorate with the increasing in maximum heat temperature as shown in figure 3 , A similar behavior has already been observed by other scientists like Xiao [9].

It is seen that UPV measurements at 200 c° is 4681,55 m/s, 4653,33 m/s and 4620 m/s for percentages of fibers 0,16% , 0,11% and 0,05 % respectively the concrete is classified as excellent quality of concrete; and at 400°C The UPV measurement are 3743,33 m/s for 0,16 %, percentage of polypropylene fibers where the results obtained are considered excellent in-terms of quality , for the 0,11% and 0,05% UPV are 3393,33 m/s and 2993,33 m/s are considered good and from thence temperature 600° the pulse velocity decrease there is a very significant reduction 2666,67 m / s, 2593,33 m / s and 2286,67 m/s are considered poor in-terms of quality. The UPV values decreased for all mixture types after exposure to elevated temperatures as presented in figure 4 accordance with works of [2,4,5,7].



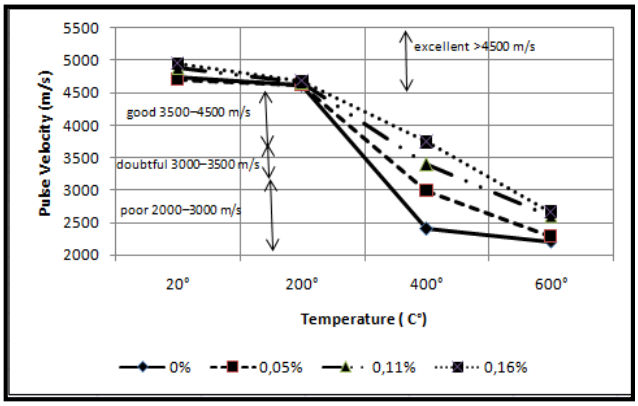


FIGURE 3. The relationship between compressive strength et la temperature for different % of polypropylene fibers

FIGURE. 4. The relationship between UPV (m/s) etla temperature for different % of polypropylene fibers

3.1.3. The Effect Mixing Steel Fibers + Polypropylene on the Compressive Strength and UPV Influenced by Temperature

Figure 5 shows the results obtained from the compressive strength tests of concrete with mixing (0,13 %, 0,19 %) steel fibers and (0,05 %, 0,11 %) polypropylene fibers specimens subjected to different high temperatures, it is shown that the residual compressive strength of the heated specimens decreases with an increasing temperature. It is seen for percentage (0,13+0,05) % and (0,19+0,11) % respectively that at 200°C the compressive strength decreased 22,63 %, and 19,28% compared to the room temperature strength. The reduction in compressive strength for samples heated to 400 °C was 30 %, and 39,35% compared to the room temperature strength. After heating to 600 °C the compressive strength decreased 42,63 % , and 46,19 % compared to the room temperature strength. There is a light compression strength gains compared to concrete without the fiber is notable gains beyond the temperature 200°c [10]. They explain that the inclusions of steel fibers which do not melt at high temperature, improves the resistance of the high performance concretes, creating bonds of bridges in the matrix. In contrast, the polypropylene fibers melt and leave channels conducive to the discharge of water to the outside [5] have also studied the influence of fibers polypropylene and steel) .The same authors also observed a decrease in mechanical properties of the concrete, and underline the fact that the decrease in mechanical properties of concrete containers polypropylene fibers is proportional to the volume of fibers introduced.

It can be seen that the influence for percentages of fibers (0,13+0,05) % and (0,19+0,11) % respectively; It is seen UPV measurements at 200 °C is 4693,33 m/s, 4510 m/s is classified as excellent quality of concrete above at 400°C, The UPV measurement are 3656 m/s for (0,13+0,05) %, percentage of mixing steel fibers and polypropylene fibers the results obtained are considered good in-terms of quality , for (0,19+0,11) % UPV are 2650,33 m/s m/s were are considered poor and beyond this temperature the quality of concrete decrease at temperature 600° there is a major reduction 2510,66 m/s ,2367,66 m/s are considered poor in-terms of quality. It is generally understood that this reduction in the change of velocity is due to the deterioration of the microstructure of the concrete exposed to high temperature. R.Demirbog [11] attributed this type of change to degradation of the C-S-H gel at temperature above 450C which increases the amount of air voids in the concrete decreasing the transmission speed of sound waves through the test specimens. The pulse velocity UPV reduces almost proportionally with the increase in maximum heating temperature.

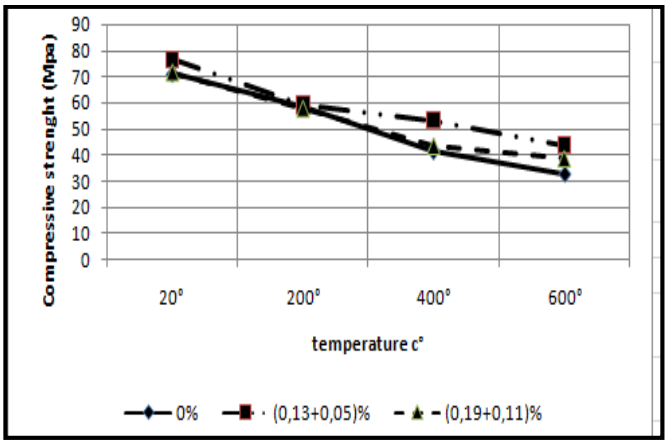


FIGURE 5. The relationship between compressive strength et

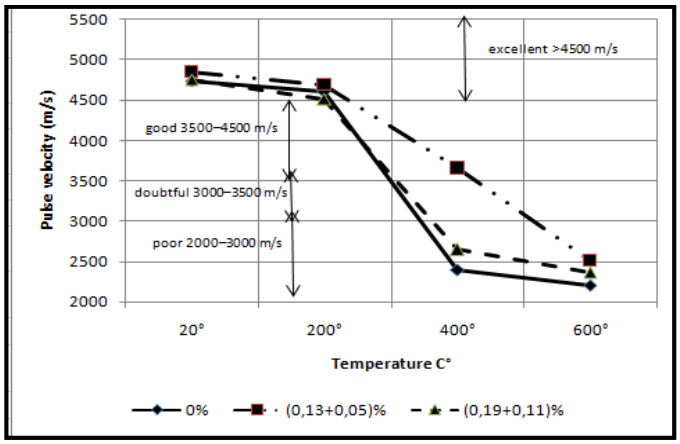


FIGURE. 6. The relationship between UPV (m/s) and the la

la temperature For different % of mixing steel fibers + polypropylene

temperature for different % of mixing steel fibers + polypropylene

3.2. Relationship between ultrasonic pulse velocity UPV and Compressive Strength

Many scientists have studied how UPV can be correlated with concrete strength. According to previous research by Tharmaratnam [12]. The compressive strength and ultrasonic pulse velocity UPV values are related by the following equation A (non-linear model is suggested)

$$f_c = ae^{bV_c} \quad \textbf{(1)}$$

Where F_c is the compressive strength, V_c is the pulse velocity (km/s), a and b are empirical constants.

For all results, we found the following law relating compressive strength (f c in MPa) to UPV (Vc in m/s):

$f_c = 22{,}82\ e^{0{,}00023V_c}$ R^2=0.88 all the grouped results **(2)**

There was a acceptable exponential relationship between UPV and compressive strength. Because R^2=.86, we can say that 86% of the variation in the values of compressive strength is accounted for by exponential relationship with UPV (see Figure 7)

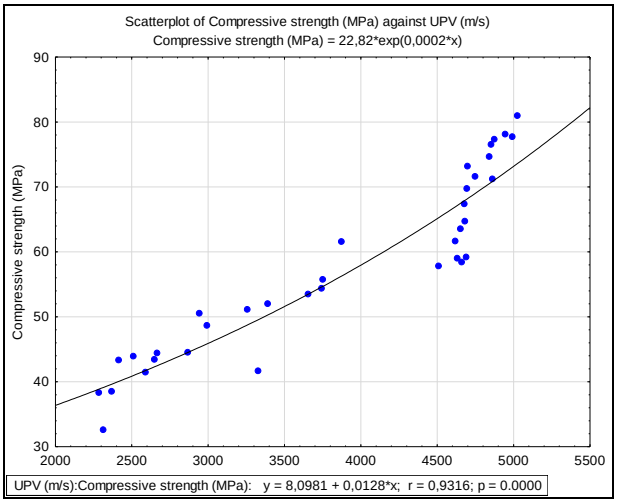


FIGURE.7. The relationship between compressive strength and UPV for all the grouped results UPV

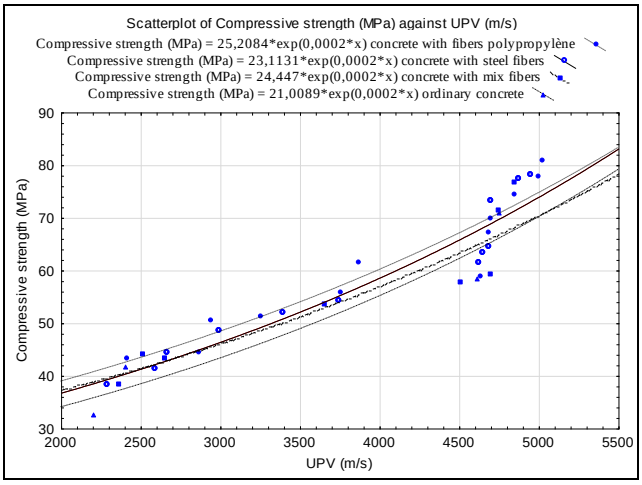


FIGURE 8.the relationship between compressive strength and for Different type of fibers used in this study

Show in figure 8 the relationship between compressive strength and UPV for Different type of fibers used in this study, and we found the below models respectively:

$f_c = 25{,}2084e^{0{,}0002V_c}$ R^2= 0,91 For concrete with polypropylene fibers (3**)**

$f_c = 23{,}1131e^{0{,}0002V_c}$ R^2= 0,88 For concrete with steel fibers (4)

$f_c = 24{,}447e^{0{,}0002V_c}$ R^2= 0,85 For concrete mixing of steel fibers + polypropylene (5)

$f_c = 21{,}0089e^{0{,}0002V_c}$ R^2= 0,86 For ordinary concrete (6)

These results are also indicated the presence of a relatively good correlation also between the strength and UPV where the coefficients R^2 were 0,90 and 0,88 and 0,85 and 0,90, respectively.

4. CONCLUSIONS

Based on the experimental results were noticed:

- The compressive strength and the UPV ultrasonic speed deteriorate with increasing temperature whatever the nature of the fibers.

- Analysis of local materials shows that they meet the standards for the manufacture of quality concrete. And who can face in case of fire.

- An exponential relationship between UPV and compressive strength for the different concrete mix has provided an adequate approximation for comparing them with R2 values in the range of 85 - 91%

- The results indicate that the exponential relationship provides an adequate approximation for comparing the values UPV and compressive strength.

- It can be noted also from the equations found that their constant b is fixed and constant a varied between 21,0089 et 25,2084

- The ultrasound test is found to be an effective tool to assess the degree of damage in concrete structures exposed to high temperatures.

REFERENCES

1 Larissa d. Kirchhof, alexandre lorenzi, luiz carlosp. Silva filho, Assessment of Concrete Residual Strength at High Temperatures using Ultrasonic Pulse Velocity .20 No.7 (July2015) - The e-Journal of Nondestructive Testing - ISSN 1435-4934.

2 L. Logothetis, Chr. Economou (1979) The influence of high temperatures on calibration of non-destructive testing of concrete), Vol. 14 - N ~ 79 - Materiaux et Constructions.

3 Whitehurst (1951), Soniscope tests concrete structures, J Am. Concr. Inst. 47 (1951 Feb.) 443–444.

4 H.W. Chung (1985), Ultrasonic testing of concrete after exposure to high temperatures, MNDT international. VOL 18. NO 5. OCTOBER 1985

5 Sofren Leo Suhaendi, Takashi Horiguch) Effect of short fibers on residual permeability and mechanical properties of hybrid fibre reinforced high strength concrete after heat exposition Cem Concr Res 36 (2006):1672–1678

6 NF EN 12390-3. Essai pour béton durci – Partie 3: Résistance à la compression des éprouvettes, Indice de classement: P 18-455; Février 2003.

7 Pliya P, Beaucour A-L, Noumowé A. Strength and porosity of concrete incorporating polypropylene and steel fibres subjected to high temperature. In: 20th international conference on structural mechanics in reactor technology, Espoo, Finland; 9–14 August 2009.

8 Yiching Lin, Chiamen Hsiao, Hsuanchih Yang, Yu-Feng Lin, The effect of post-fire-curing on strength–velocity relationship for nondestructive assessment of fire-damaged concrete strength, Fire Safety Journal 46 (2011) 178–185

9 Xiao J, Falkner H. On residual strength of high-performance concrete with and without polypropylene fibres at elevates temperatures. Fire Safety 2006;41:115–21.

10 Chen B, Liu J. Residual strength of hybrid-fiber reinforced high strength concrete after exposure to high temperature. Cement Concrete Res 2004;34:1065–9

11 Ramazan Demirbog, Ibrahim Turkmen, Mehmet B. Karakoc (2004), Relationship between ultrasonic velocity and compressive strength for high-volume mineral-admixture concrete, Cement and Concrete Research 34 (2004) 2329 – 2336.

12 Tharmaratnam, B.S. Tan (1990), Attenuation of ultrasonic pulse in cement mortar, Cem. Concr. Res. 20 (1990) 335 – 345.

PHOSPHORUS DEACTIVATION PROCESS IN SILICON SUBMITTED TO HYDROGEN PLASMA

D. BELFENNACHE[1,3], D. MADI[2], N. BRIHI[3]

[1]Research Center in Industrial Technologies, P.O. Box 64 Cheraga 1604 Algeries, Algeria
d.belfeneche@csc.dz & belfennachedjamel@gmail.com
[2]Physics Department of Bouira University, BP 1000 rue de l'indépendance Bouira, Algeria
madidjamel@yahoo.com
[3]Physics epartment of Jijel University, BP 98 Oueld Aissa Jijel, Algeria

ABSTRACT

C-V measurement is an efficient method to determine the active doping concentration in silicon. In this study, we use it in the aim to understand the process which govern the phosphorus deactivation by hydrogen. To do this, the hydrogenation experiments were carried out in hydrogen plasma generated in an electron cyclotron resonance system (MW-ECR) using microwave power (P_{MW}) for a fixed parameters like hydrogen flux, process time and hydrogenation temperature. The hydrogenation revealed a dopant deactivation due to the formation of phosphorus-hydrogen bonding (PH) as evident from the changes in the doping level after hydrogenation of schottky diode made using FZ-single crystalline silicon. It was also found that deactivation of phosphorus was more pronounced at low microwave plasma power and for samples with low initial phosphorus concentration. On the other hand, the formation of molecular hydrogen below the silicon surface called platelets increase with increasing the initial phosphorus concentration. Therefore, the increase of the average platelets size decreases the density of atomic hydrogen and in turn lowers the effective hydrogen diffusivity.

Key Words: *Phosphorus Deactivation Profile, Plasma Hydrogenation, Hydrogen Diffusion, Platelets Formation.*

NOMENCLATURE

Symbols :

D	diffuion coefficient, cm^2/s
T	temperature, °C
t	duration, min
XE	depth, µm
P	power, W
N_P	phosphorus concentration, cm^{-3}

Subscripts :

In	Inactive
H	Hydrogenation
MW	microwave

1. INTRODUCTION

Fabrication of efficient solar cells on silicon substrates involves gettering and passivation to mitigate deleterious effects of impurities and defects. Impurity gettering is extensively used through optimization of phosphorus-diffusion needed for n^+p junction formation. Even after the gettering processes are applied, significant concentrations of impurities and defects remain electrically active in the cell.

Therefore, most silicon solar cell manufacturers apply hydrogenation from n^+ side as a technique to passivate residual impurities and defects. However, it is accepted that the presence of n^+ phosphorus doping region can seriously hinder hydrogen diffusion through the whole of the cell and therefore could reduce the passivation effectiveness of defects [1]. However, the atomic hydrogen treatment changes the phosphorus doping profile of monocrystalline silicon because of bonding (PH) [2-6]. Since the doping profile control the electrical properties of silicon devices, it is difficult to design a hydrogenation process which can increase the passivation of the defects and then improve the performance of the semiconductor devices. Thus, a good passivation is only possible if hydrogenation effects on doping is understood and appropriately accounted.

Atomic hydrogen introduced into silicon leads to a deactivation of phosphorus shallow donor due to the formation of an electrically neutral donor-hydrogen complex (PH) [2-6]. This conclusion has been well established from capacitance-voltage measurements in terms of the change in apparent phosphorus concentration before and after hydrogenation [7, 8]. Since it is generally accepted that H^- is the dominant charge state for hydrogen in n-type material, in this paper we report that neutral hydrogen H^0 can play a significant role in hydrogen diffusion and therefore in phosphorus deactivation.

In this work, the principal motivation is to study the phosphorus deactivation mechanisms in schottky diodes based silicon due to hydrogenation by microwave plasma discharge involving an electron cyclotron resonance system (MW-ECR).Different operating parameters, such as phosphorus concentration of the samples and the microwave plasma power (P_{MW}) were varied at a fixed hydrogen flux of 30 sccm. The dopant activation/deactivation in schottky diodes was monitored via capacitance-voltage (C-V) measurements by analyzing the change in apparent phosphorus concentration before and after hydrogenation.

2. EXPERIMENTAL METHOD

Hydrogenation experiments were carried out using MW-ECR plasma system (Roth & Rau) at 'Institut d'Electronique du Solide et des Système- (InESS)', Strasbourg, France. A schematic of such system has been shown elsewhere [9]. Hydrogen gas was excited by 2.45GHz microwave in a resonant chamber, where a magnetic field is applied to maintain the ECR condition. The gas pressure of plasma was 0.6 Pa at a hydrogen flux (H_2) of 30 sccm and the hydrogenation time of 60 min. The microwave plasma power (P_{MW}) and hydrogenation (substrate) temperature were varied from 100 W to 650W and 50°C to 500°C, respectively. In all cases, the input MW power and the reflection (<5%) were monitored. In order to avoid out- diffusion of hydrogen during the cool-down phase, the plasma was maintained for ~ 10 to 20 min until the substrate temperature reached to 280°C. The substrates used in this work are uniformly phosphorus doped [100]-oriented float-zone grown monocrystalline silicon (FZ-Si) wafers with different concentrations, 280µm thick and 1cm×1cm in size. Prior to hydrogenation all the silicon wafers were degreased using trichloroethylene (TCE), acetone, and methanol, treated in dilute hydrofluoric (HF) acid for removal of native oxide, then rinsed in running deionised water and finally dried into nitrogen flux. The wafers were then hydrogenated in MW-ECR plasma system. Gold contacts of 1 mm diameter were deposited using a shadow metal mask onto the hydrogenated surface, while aluminium was deposited onto the rear face to provide an ohmic contact. Then, the schottky diode was characterized by capacitance-voltage (C–V) measurements at 1 MHz and room temperature using a digital Hewlett Packard LCR meter controlled by a computer. The active donor concentration profile was extracted from these C–V measurements.

3. RESULTS

The purpose of this work is to study the phosphorus deactivation in schottky diodes based silicon due to MW-ECR plasma hydrogenation. To do this, we systematically investigate the change in the phosphorus doping profile due to the PH formation as a function of different operating conditions of hydrogenation process.

3.1. PHOSPHORUS DEACTIVATION DEPENDENT ON THE INITIAL PHOSPHORUS CONCENTRATION

The electrically active phosphorus profiles of hydrogenated samples with starting concentrations ranging from 4×10^{13} to 2×10^{15} cm^{-3} are shown in figure 1 at a fixed microwave power, hydrogenation temperature and process duration. The uniform concentrations of phosphorus in the non-hydrogenated control samples are also shown. The data reveal that increasing the initial phosphorus concentration N_P of the samples leads to a decrease in the hydrogen-phosphorus diffusion fronts XE, representing the deep diffusion of hydrogen atoms in the bulk silicon with ($1/N_P$). We find that XE = 0.75, 1.25, 3.68 and 9.93µm for $N_P = 2\times10^{15}$, 7×10^{14}, 2×10^{14} and $4\times10^{13}cm^{-3}$, respectively. Also, the deactivation depth increased with the decreased of the initial phosphorus concentration. Consequently, our results signify the existence of a hinder diffusion of hydrogen in our samples.

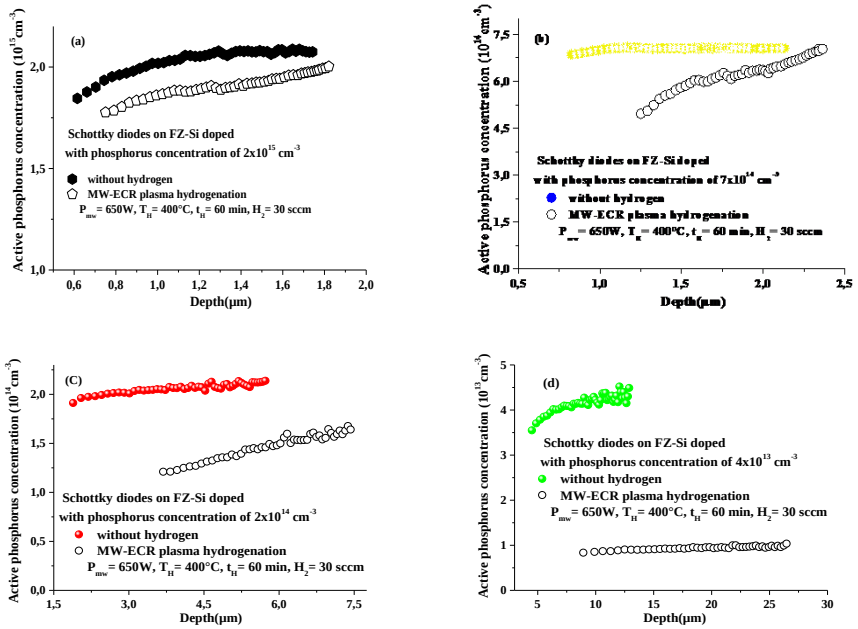


FIGURE 1. Active donor concentration profiles of hydrogenated of samples with different phosphorus concentrations N_P: (a) 2 x 10^{15}, (b) 7 x 10^{14},(c) 2 x 10^{14} and (d) 4 x 10^{13} cm^{-3}. The hydrogenation was carried out at 650W and 400°C for 60 min.

Although we did not examine the plasma content in our MW-ECR system, it is expected that H^+ is a dominant species in the hydrogen plasma [10]. The incident ions H^+ impinging the sample surface in contact with plasma are usually caused by the divergent magnetic field and the sheath potential

originating from the differences in ion and electron velocities [11]. However, According to Johnson [12], the charge state of hydrogen (H^+, H^- and H^0) in silicon depends on the Fermi level position in the band gap. It is also assumed that near and above room temperature charge change, $H^+ \leftrightarrow H^-$, occurs through the state configuration of H^0 [12, 13]. In addition, it was reported that H^0 can capture an electron or another H^0 to give respectively H^- or H_2 [14]. Although, H^0 and H^- have an extremely high diffusion coefficients in n-type silicon, hydrogen can be trapped in silicon by other hydrogen atoms resulting in the formation of hydrogen molecules, H_2, located in the subsurface layer as platelets [2, 15-17]. Because platelet nucleation occurs at phosphors sites, the increasing of phosphorus content in silicon enhances monotonically the platelet concentration [18]. Also, Huang has reported the dependence of the hydrogen diffusivity upon the average size of the platelets and suggests that the in-diffusion of hydrogen is suppressed by the platelets [19]. Consequently, H^+ absorb an electron at the sample surface to become H^0 ($H^+ + e^- \rightarrow H^0$) and the H^0 would be ionized by capturing a free electron ($H^0 + e^- \rightarrow H^-$) and then phosphorus deactivation would progress with $H^- + P^+ \rightarrow PH$. When phosphorus concentration increases, the densities of H^0 and H^- become important. This resulted in high amounts in phosphorus deactivation and larger dimension of platelets. So, the platelets impede the deep diffusion of hydrogen into the samples. However, decreasing the phosphorus concentration induces a low amount of H^- and probably a dispersion of H^0 on the sample surface. Therefore, the platelets amount will be little, which allows diffusion of both species H^- and H^0 as well as a deep phosphorus deactivation in silicon. To prove our arguments, we calculated the diffusion coefficients in our samples corresponding to depth XE through the relationship $XE = (D_H \times t_H)^{0.5}$ where D_H and t_H are the diffusion coefficient and the hydrogenation duration, respectively. The results are listed in table 1. As already mentioned above, one observes that high hydrogen diffusion coefficient is obtained for samples with low phosphorus concentration which confirm a deep penetration of hydrogen in our silicon films recorded by C-V measurements. While these values of D_H are one order of magnitude greater than those reported in the literature [20], their evolution agrees with some of the corresponding ones reported in the literature [19].

Phosphorus concentration N_P (atoms.cm^{-3})	XE (µm)	D_H (cm^2/s)
2×10^{15}	**0.75**	**1.56×10^{-12}**
7×10^{14}	**1.25**	**4.34×10^{-12}**
2×10^{14}	**3.68**	**2.7×10^{-11}**
4×10^{13}	**9.93**	**2.74×10^{-10}**

TABLE 1. Calculated of hydrogen diffusion coefficients in [100]-oriented float-zone grown monocrystalline silicon (FZ-Si) wafers with different phosphorus concentrations.

3.2. PHOSPHORUS DEACTIVATION DEPENDENT ON MW PLASMA POWER

In this section, the influence of MW plasma power, P_{MW}, which was varied from 100 to 650W, on phosphorus deactivation was analyzed at the process temperature of 400°C for 1 hour. Figure 2 shows the C–V depth profiles of the active phosphorus concentration in FZ-Si schottky diodes at various MW plasma powers. For the P_{MW} of 150 W, the deactivation of phosphorus extends to a depth of ~2.8 µm and ~45% of the phosphorus is deactivated at the edge of the hydrogen-phosphorus diffusion fronts XE. The deactivation depth and deactivated dopant density are more pronounced with the decrease of P_{MW}, representing the deep diffusion of hydrogen atoms in to the bulk silicon with inversely of MW plasma power. To further illustrate the effect of P_{MW} on phosphorus deactivation, the inactive phosphorus concentration (N_{PIn}) measured at a depth of 1.6

µm is plotted as a function of MW-ECR plasma power, as shown in figure 3. It can be seen that NP_{In} decreases with an increase in microwave plasma power and is almost linear. The existence of suppressing of diffusion process is possibly due to the increasing of the platelets density and the thickness of the subsurface region containing platelets with MW plasma power.

On the basis of results given in the literature, the MW-ECR plasma is well known by the increasing in hydrogen H^+ ions on the silicon surface when the power of microwave discharge enhances [11]. Also, the rates formations of $H^0 \rightarrow H^+ + e^-$ are very fast compared with the corresponding rates for $H^- \rightarrow H^0 + e^-$ [21]. In this case, the density of H^0 becomes high, which favours the formation of molecular hydrogen ($H^0 + H^0 \rightarrow H_2$) as platelets instead of a negative ion H^-. Accordingly, high microwave plasma power gives rise to small deactivation depths and low deactivation densities. However, decreasing the MW plasma power induces a low amount of H^+ on the sample surface. Under this situation, the probability of finding two neutral hydrogen atoms close to each other is low. This encourages the formation of H^- and the diffusion of hydrogen in depth of silicon to form phosphorus-hydrogen complexes.

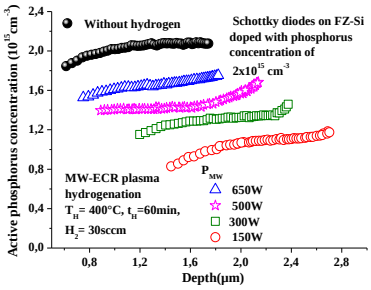


FIGURE 2. Active donor concentration profiles versus depletion depth in schottky junction diodes for various MW plasma power. The other hydrogenation parameters are also indicated.

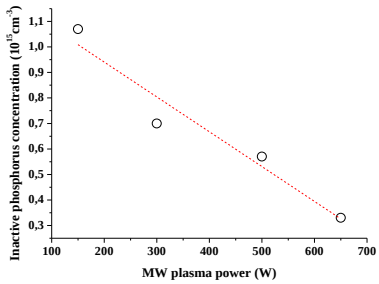


FIGURE 3. Inactive phosphorus concentration at a depth of 1.6 µm as a function of MW plasma power.

4. CONCLUSIONS

Here we have tried to study the phosphorus deactivation in schottky diodes based silicon due to hydrogenation by microwave plasma discharge involving an electron cyclotron resonance system (MW-ECR). First, we demonstrate that C-V measurement is an efficient method which can give correctly the electrically active phosphorus profile in silicon. Our results demonstrate that hydrogen deactivates the phosphorus dopant in schottky diodes to a depth which increases with the resistivity of the starting material. This behaviour understood by the formation of molecular hydrogen below the silicon surface called platelets which increase with increasing the initial phosphorus concentration. Therefore, the increase of the average platelets size decreases the density of atomic

hydrogen and in turn lowers the effective hydrogen diffusivity. The MW plasma power reveal that PH density and deactivation depth are more significant at P_{MW} = 150W. The increasing of MW plasma discharge indicates the existence of suppressing hydrogen diffusion process. It is possibly due to the increasing of the platelets density and the thickness of the subsurface region containing platelets with MW plasma power.

REFERENCES

[1] L. Carnel, H. Dekkers, I. Gordon, D. Van Gestel, K. Van Nieuwenhuysen, G. Beaucarne, and J. Poortmans, Study of the hydrogenation mechanism by rapid thermal anneal of SiN:H in thin-film polycrystalline-silicon solar cells, *IEEE Electron Device Lett*., 27, 163–165, 2006.
[2] K.J. Chang and D.J. Chadi, Theory of hydrogen passivation of shallow-level dopants in crystalline silicon, *Phys. Rev. Lett.*, 60, 1422–1425, 1998.
[3] S.K. Estreicher, L. Throckmorton and D.S. Marynick, Hydrogen passivation of shallow acceptors and donors in c-Si: Comparison and trends, *Phys. Rev. B*, 39, 13241–13251, 1989.
[4] N.M. Johnson, C. Herring and D.J. Chadi, Interstitial Hydrogen and neutralization of shallow-donor impurities in single-crystal silicon, *Phys. Rev. Lett*., 56, 769–772, 1986.
[5] K. Bergman, M. Stavola, S.J. Pearton and J. Lopata, "Donor-hydrogen complexes in passivated silicon," *Phys. Rev B*, 37, 2770–2773, 1988.
[6] N. Fukata, S. Sato, S. Fukuda, K. Ishioka, M. Kitajima, S. Hishita and K. Murakami, Passivation and reactivation of carriers in B- and P-doped Si treated with atomic hydrogen, *Physica B*, 401- 402, 175–178, 2007.
[7] J. Zhu, N. M. Johnson and C. Herring, Negative-charge state of hydrogen in silicon, *Phys. Rev. B*, 41, 12354–12357, 1990.
[8] A. J. Tavendale, S. J. Pearton, and A. A. Williams, Evidence for existence of a negatively charged hydrogen species in plasma-treated n-type Si, *Appl. Phys. Lett*., 56, 949–951, 1990.
[9] A. Slaoui, E. Pihan, I. Ka, N. A. Mbow, S. Roques and J. M. Koebel, Passivation and etching of fine-grained polycrystalline silicon films by hydrogen treatment, *Sol. Ener. Mat. Sol. Cells*, 90, 2087–2098, 2006.
[10] E. Hyman, K. Tsang, A. Drobot, B. Lane, J. Casey, R. Post, One-point numerical modelling of microwave plasma chemical vapor deposition diamond deposition reactors, *J. Vac. Sci. Technol. A*, 12, 1474–1479, 1994.
[11] S. F.Yoon, K. H. Tan, Q. Zhang, M. Rusli, J. Ahn and L. Valeri, Effect of microwave power on the electron energy in an electron cyclotron resonance plasma, *Vacuum*, 61, 29–35, 2001.
[12] N. M. Johnson, Electric field dependence of hydrogen neutralization of shallow-acceptor impurities in single-crystal silicon, *Appl. Phys. Lett*., 47, 874–876, 1985.
[13] C. Herring, N. M. Johnson and C. G. Van de Walle, Energy levels of isolated interstitial hydrogen in silicon," *Phys. Rev. B*, 12, 125209-1–12509-27, 2001.
[14] N. M. Johnson and C. Herring, Migration of the H2 complex and its relation with H- in n-type silicon, *Phys. Rev. B*, 42, 14297–14299, 1991.
[15] C. G. Van de Walle, Y. Bar-Yam and S. T. Pentelides, Theory of hydrogen diffusion and reactions in crystalline silicon, *Phys. Rev. Lett*., 60, 2761–2764, 1988.
[16] P. Deák, L. C. Snyder and J. W. Corbett, State and motion of hydrogen in crystalline silicon, *Phys. Rev. B*, 37, 6887–6892, 1988.
[17] P. Deák, L. C. Snyder, J. L. Lindström, J. W. Corbett, S. J. Pearton, and A. J. Tavendale, The self-trapping of hydrogen in semiconductors, *Phys. Lett. A*, 126, 427–430, 1988.
[18] N. H. Nickel, G. B. Anderson, N. M. Johnson and G. Walker, Nucleation of hydrogen-induced platelets in silicon, *Phys. Rev. B*, 62, 8012–8015, 2000.

[19] Y. L. Huang, Y. Ma, R. Job and W. R. Fahrner, Suppression of hydrogen diffusion at the hydrogen-induced platelets in p-type Czochralski silicon, *Appl. Phys. Lett*., 86, 131911–1319113, 2005.
[20] R. Rizk, P. de Mierry, D. Ballutaud, M. Aucouturier and D. Mathiot, Hydrogen diffusion and passivation in p- and n-type silicon, *Phys. Rev. B*, 44, 6141–6151, 1991.
[21] N. M. Johnson, C. Herring and Chris G. Van de Wall, Inverted order of acceptor and donor levels of monoatomic hydrogen in silicon, *Phys. Rev. Lett.,* 73, 130–133, 1994.

STUDY OF THE MACHINABILITY OF HARDENED 100CR6 BEARING STEEL WITH TIN COATED CERAMIC INSERTS

M.W. AZIZI[1, 2], S. BELHADI[3], M.A. YALLESE[3], A. LAGRED[2], A. BOUZIANE[2], L. BOULANOUAR[2]

[1]Département science technique/Centre Universitaire Abdelhafid Boussouf- Mila, 43000, Algeria , mwazizi@gmail.com
[2] Laboratoire de Recherche Technologies Avancées en Production Mécanique (LRTAPM) Badji Mokhtar University, Annaba, 23000, Algeria,
lagred@yahoo.fr & rahim_bou23@yahoo.fr & boulanouar_lak@yahoo.fr
[3] Laboratoire de Mécanique et des Structures (LMS), 8 May 1945 University, Guelma 24000, Algeria,
belhadi23@yahoo.fr & yallese.m@gmail.com

ABSTRACT

In present work behaviour of TiN coated ceramic tool was investigated considering the effect of workpiece material hardness and cutting parameters (cutting speed, feed rate, depth of cut and cutting time) during turning of hardened 100Cr6 bearing steel. The evolution of surface roughness (*Rz*), cutting forces and tool flank wear has been investigated according to the cutting parameters. Experimental results reveals that the feed rate, workpiece hardness and cutting speed have significant effects in reducing the surface roughness; whereas the higher cutting forces are required for machining harder work material. When tool flank wear (*VBc*) of TiN coated ceramic tool increases, cutting forces increase. The most dominating force component was the thrust force, followed by the tangential cutting force; the axial force was less sensitive to tool flank wear evolution. Finally, tool flank wear rate increase smoothly and the wear mechanism was probably abrasion and adhesion especially in case of harder workpiece.

Mots Clés: *100Cr6 steel, TiN coated ceramic tool, flank wear, cutting forces, surface roughness.*

NOMENCLATURE

Symbols :
Vc cutting speed, m/min
f feed rate, mm/rev
ap depth of cut, mm
t cutting time, min
Rz surface roughness, μm
VBc tool flank wear, mm
Fr thrust force, N
Ft tangential cutting force, N

Greek symbols :
γ negative rake angle, deg
λ inclination angle, deg
α clearance angle, deg
κ_r cutting edge angle, deg

1. INTRODUCTION

High-hardness materials include various hardened alloy steels, tool steels, case-hardened steels, super alloys, nitrided steels, hard-chrome coated steels, and heat-treated powder metallurgical parts. Finishing of hardened

steel, (e.g. through hardened 100Cr6 steel for bearing applications, and case hardened steel 16MnCr5 for automotive gears and shafts) using hard turning using super hard cutting tools (PCBN, cubic boron nitride (CBN), Ceramics, and Carbide) was early recognized by the automotive industry as a means of manufacturing of precisely finished transmission components [1].

Hard turning process differs from conventional turning because of the workpiece hardness, the required cutting tool, and the mechanisms involved during chip formation. Whenever machining given parts straightforwardly after they have been hardened, hard turning offers a number of potential advantages over traditional grinding, including lower equipment costs, shorter setup time, fewer process steps, greater part geometry flexibility, and usually there is no need cutting fluid use. If hard turning could be applied to fabricate complex parts, manufacturing costs could be reduced by up to 30 times [2]. It protects the wear substrate, improves the crack resistance and created a thermal barrier [3]. With advent of new kind of tools such as Cubic Boron Nitride (CBN), Polycrystalline Cubic Boron Nitride (PCBN), poly-crystalline diamond (PCD), coated, Chemical Vapor Deposition (CVD), Physical Vapor Deposition (PVD) and ceramic tools, better surface finish will be accessible without any finishing and complementary operation such as grinding.

Several researchers have made attempts to understand the effect of various machining parameters for the control of the finish hard turning process. Grzesik and Wanat [4] investigated the surface finish generated in hard turning of quenched alloy steel using conventional and wiper ceramic inserts. They concluded that surfaces produced by wiper contained blunt peaks with distinctly smaller slopes resulting in better bearing properties. When using alumina–TiC ceramic tools. Asiltürk and Akkuş [5] reported that the feed rate has the most significant effect on surface roughness. In addition, the effects of two factor interactions of the feed rate-cutting speed and depth of cut-cutting speed appear to be important. Chinchanikar and Choudhury [6] investigated the effect of work materials hardness and cutting parameters on cutting forces, surface roughness and tool life, when turning hardened AISI 4340 steel at two levels of hardness (35 and 45 HRC), using coated tungsten based cemented carbide inserts. Due to inadequate knowledge of the complexity finish hard turning technology, numerous mathematical models have been proposed and extensively developed by a growing numbers of papers for the analysis of the machinability [7–10]. The machining parameters such as cutting speed, feed rate, depth of cut, machining time and workpiece material hardness will highly affect flank wear and cutting forces. When finish hard turning process is applied in metal cutting industry, high dimensional accuracy and better surface finish is urgently demanded. A lot of factors can affect the quality of the surface finish and one of the most affecting is the workpiece material hardness. It is necessary to select the most appropriate machining settings in order to improve cutting efficiency, process at low cost, and produce high-quality products.

The present work lays out experimental results on the TiN coated ceramic flank wear behaviour when dry machining hardened 100Cr6 bearing steel widely used in manufacturing industry. In addition, surface quality, and cutting forces evolution are examined as a function cutting parameters (cutting speed, feed rate depth of cut and cutting time) at three different workpiece hardness levels.

2. MATERIALS AND EXPERIMENTS

In the present investigation, the workpiece material is an 100Cr6 steel bars. This material is being used for the manufacturing of the bearing rings and automotive components. The nominal chemical composition of 100Cr6 steel is shown in Table 1. These bars are nominally of 54 mm diameter and were cut to 400 mm length prior to heat treatment. In order to reach three different hardness levels 46, 52, and 62 HRC, with error ratio of ±1 HRC. The microstructure of the 100Cr6 steel in the as-cast condition and in annealed condition after Etching with Nital 0.3% is shown in Fig.1. In this hypereutectoid steel, the microstructure was almost completely formed by pearlite.

Chemical composition	C	Si	Mn	S	Cr	Mo	P	Cu
Measured values	**1.05**	**0.23**	**0.35**	**0.028**	**1.45**	**0.04**	**0.01**	**0.28**

TABLE 1. Nominal chemical composition of 100Cr6 steel (wt %)

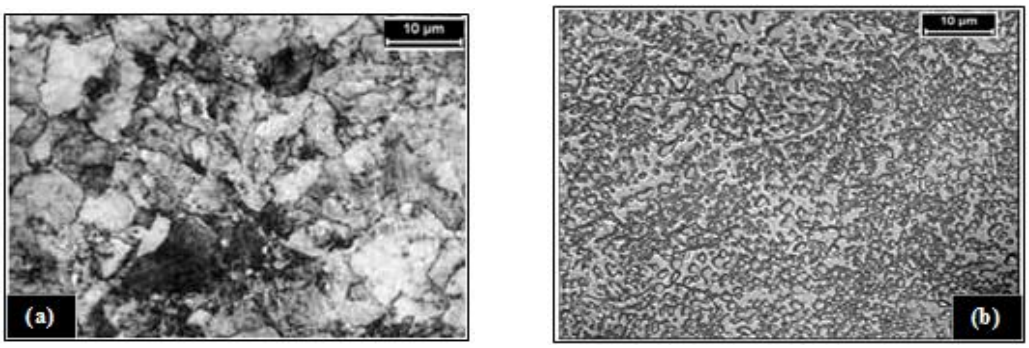


FIGURE1. Microstructure of the 100Cr6 steel: (a) the as-cast condition and (b) in annealed condition after Etching: Nital 0.3%.

Initially, the bars were heat treated at 840°C (austenization temperature) for 1 h and quenched in oil at 80−100°C for 20 min. After that, tempering was carried out for 1 h at the following temperatures: 480°C (46 HRC), 380°C (52 HRC), and 170°C (62 HRC) followed by air cooling. Hardness measurements were carried out using a Hardness Tester Mitutoyo HH-401. The cutting tool used was TiN coated mixed ceramic inserts (Sandvik's Grade CC6050) in accordance with ISO designation of SNGA 120408S01525 is shown in Fig.2. The inserts were clamped onto a tool holder with a designation of PSBNR2525M12. Combination of the insert and the tool holder resulted in negative rake angle γ= -6°, clearance angle α=6°, negative cutting edge inclination angle λ=-6° and cutting edge angle κ_r =75°. The lathe used for machining operations is TOS TRENCIN; model SN40C, spindle power 6.6 KW. The cutting forces in three directions were recorded using a standard quartz dynamometer (Kistler 9257B) allowing measurements from −5 to 5 KN.

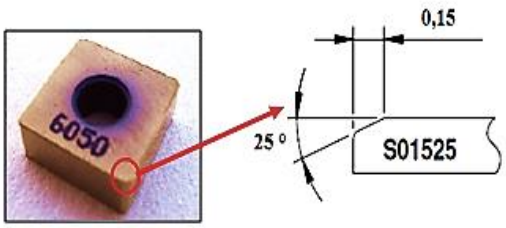


FIGURE 2. Coated mixed ceramic insert.

The measurement chain also included a charge amplifier (Kistler 5019B130), data acquisition hardware (A/D 2855A3) and graphical programming environment (DYNOWARE 2825A1–1) for data analysis and visualization.The whole measurement chain has been statically and dynamically calibrated. The static calibration of the dynamometer was made in each force direction. When performing the cutting force analysis, average value of the cutting force peaks in the steady state of cutting were selected. The sampling frequency of data was set at 5000 Hz. The tool wear has been measured using an optical microscope (HUND W-AD) equipped with a CCD camera. Three components of the resultant force are shown schematically in Fig.3.

The measurements of surface roughness (*Rz*) for each cutting condition were obtained from a Surftest 201 Mitutoyo roughnessmeter. The length examined is 24 mm with a basic span of 3 mm.

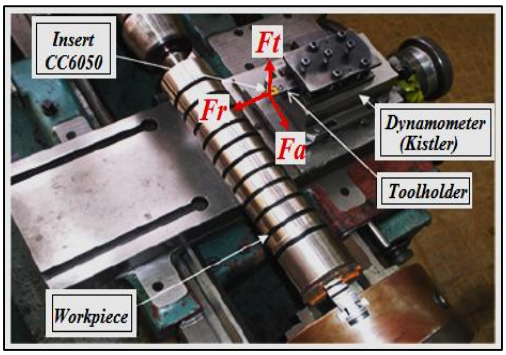


FIGURE 3. Experimental configuration.

The measurements were repeated at three equally spaced locations around the circumference of the workpieces and the result is an average of these values for a given machining pass.

3. RESULTS AND DISCUSSION

In the present investigation, after each cutting experiment carried out according to the experiment parameters, the *Rz* roughness values were measured over the machined surfaces. The graphs showing the correlations between the measured values and the machining parameters are given in Fig.4 (a) and (b). The curves are placed based on workpiece hardness on the graphics.

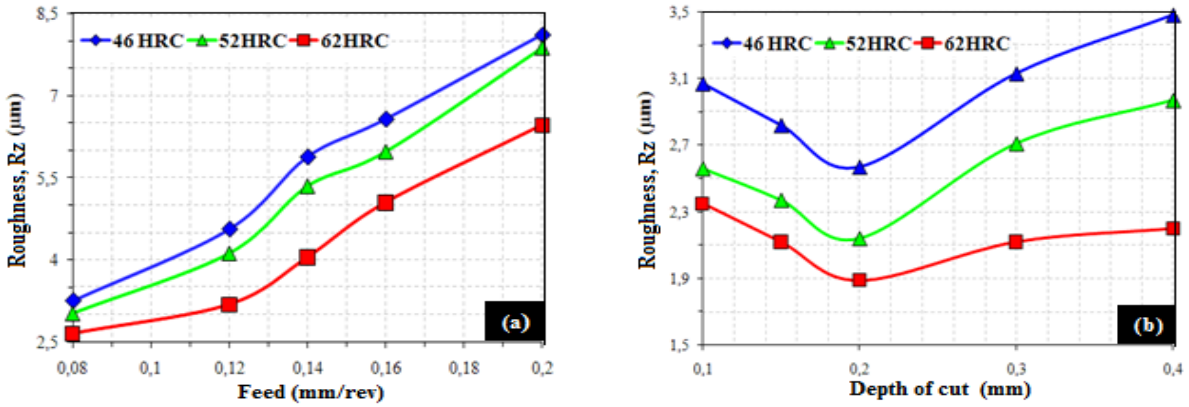


FIGURE 4. Roughness (*Rz*) evolution as a function of cutting conditions for: (a) *Vc*=120m/min*; ap*=0.2mm. (b) *Vc*=120m/min *; f*=0.08mm/rev

It can be seen that the roughness (*Rz*) value of the machined surface increases sharply with the increase in feed (Fig.4(a)). This is because increase in feed leads to produce feed marks on the turned surface resulting in the increase in the roughness value. In practice the consequences of the influence of *f* on the surface roughness could be summarized as follows: when *f* increases from 0.08 to 0.2 mm/rev and workpiece surface hardness from 46 to 62 HRC, surface roughness increases by factors of 3 and 3.5 times, respectively. Nevertheless, despite the increase of feed the values of surface roughness are still acceptable and even can be compared to those obtained by grinding process. Fig. 4 (b) show that when increasing *ap* from 0.2 mm surface roughness increases, On the other hand, it can be seen that the increase in depth of cut leads to increase in radial forces more prominently resulting in more lateral vibrations of tool and hence, increase in roughness value of the turned surface.

Fig.5 (a) and (b) shows the variation of cutting forces with cutting time and workpiece surface hardness. It is seen that the cutting forces increased as a function of in workpiece hardness, and hence as a function of cutting time. This is due to wear evolution on the rake and clearance surfaces of the tool. As a consequence the workpiece-tool contact surface increased together with the friction forces, generating higher cutting forces. The thrust force is about twice that of tangential cutting force in dry hard turning in terms of trial conditions and it is most sensitive to the workpiece hardness variation.

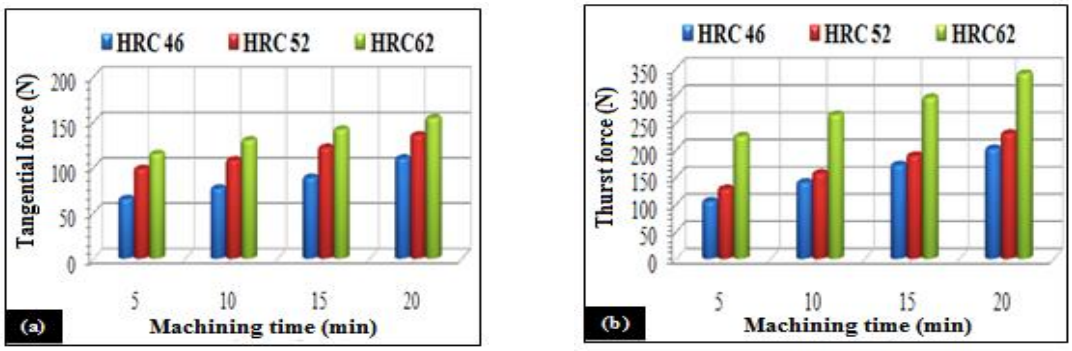


FIGURE 5. Cutting forces evolution as a function of cutting conditions
for: *Vc*=170 m/min, *f* =0.08mm/rev and *ap*=0.2mm.

Fig. 6 show the influence on cutting time no average flank wear (*VBc*) after dry hard turning for 5, 10, 15 and 20 min under the following cutting conditions: *V*c = 170 m/min, *f* = 0.2 mm/rev and *ap* = 2 mm. The measurement of *VBc* was not cumulative, i.e., a fresh cutting edge was used for each cutting time. It can be noticed that when flank wear increased smoothly as cutting time elapsed. In spite of the difference in the properties of the workpiece materials hardness tested, the higher workpiece hardness value was responsible for the accelerated wear rate. The flank wear in the TiN coated ceramic cutting tools is a mechanically activated wear usually by the abrasive action of the hard workpiece material with the ceramic cutting tools. It occurs on the relief face of the cutting tool and is generally attributed to the rubbing of the tool along the machined surface and high temperatures causing abrasive and/or adhesive wear, thus affecting tool materials properties as well as workpiece surface. The flank wear morphology were shown in Fig. 7 when dry turning hardened steel by TiN coated ceramic tool.

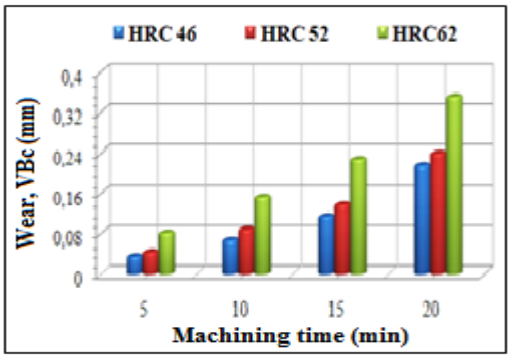


FIGURE 6. Tool flank wear evolution as a function as a function machining time and workpiece hardness.

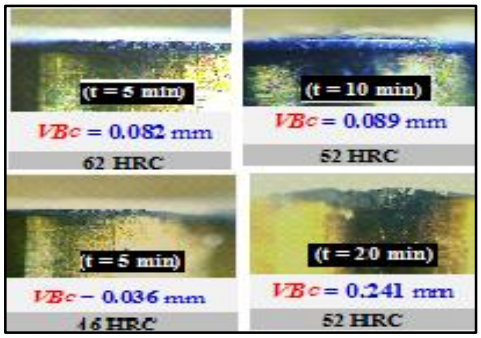


FIGURE 7. Tool flank wear morphology as a function machining time and workpiece hardness.

4. CONCLUSIONS

The main results that can be deduced from the present investigation concerning the machinability of hardened 100Cr6 steel using TiN coated ceramic tools are summarized here:

. The surface roughness increases with the increase of feed rate and almost decreases with the increase of workpiece hardness.

. When feed rate increases from 0.08 to 0.2 mm/rev and workpiece surface hardness from 46 to 62 HRC, surface roughness increases by factors of 3 and 3.5 times, respectively.

. Flank wear phenomenon is dominantly by abrasion process. It is generated through scratches behaviour on the tool flank surface. Abrasion wear is due to the removal of TiN coated ceramic tools particles by hard small grains of the material being machined. The presence of Fe and Cr on the tool rake face implies that adhesive wear can also participate to the wear mechanisms of TiN coated ceramic tools particles.

REFERENCES

[1] J. P. Davim. Machining of hard materials, London*: Springer-Verlag*., 2011.

[2] O. Y. Huang, Y.K. Chou and Y.S. Liang. CBN tool wear in hard turning: a survey on research progresses. *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 35, 443-453, 2006.

[3] S. R. Das, D. Dhupal and A. Kumar, Experimental investigation into machinability of hardened AISI 4140 steel using TiN coated ceramic tool. *Measurement*, 62, 108-126, 2015.

[4] W. Grzesik, T. Wanat, Surface finish generated in hard turning of quenched alloy steel parts using conventional and wiper ceramics inserts. *Journal of Machine Tools and Manufacture*, 46, 1988-1995, 2006.

[5] I. Asiltürk and H. Akkuş, Determining the effect of cutting parameters on surface roughness in hard turning using the Taguchi method, *Measurement*, 44, 1697-1704, 2011.

[6] S. Chinchanikar and S. K. Choudhury, Effect of work material hardness and cutting parameters on performance of coated carbide tool when turning hardened steel: An optimization approach. *Measurement*, 46, 1572-1584, 2013.

[7] M.A. Yallese, K. Chaoui, N. Zeghib, L. Boulanouar, and J.F. Rigal. Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool. *Journal of Material Process Technology*, 209, 1092-1104, 2009.

[8] M.W. Azizi, S. Belhadi, M.A.Yallese, T. Mabrouki, and J. F. Rigal, Surface roughness and cutting forces modeling for optimization of machining condition in finish hard turning of AISI 52100 steel. *Journal of Mechanical Science and Technology*, 26, 4105-4114, 2012.

[9] S.K. Shihab, Z.A. Khan, A. Mohammad and A.N. Siddiquee, Optimization of surface integrity in dry hard turning using RSM', *Sadhana*, 39, 1035–1053, 2014.

[10] J.S. Dureja, R. Singh and M.S. Bhatti, Optimizing flank wear and surface roughness during hard turning of AISI D3 steel by Taguchi and RSM methods, *Production &Manufacturing Research*, 2, 767–783, 2014.

INflUENCE OF VOLUME FRACTION OF NANOPARTICLES ON THE LAMINAR FORCED CONVECTION flOW AROUND A CIRCULAR CYLINDER

Y. KHELILI[1], A. ALLALI[1], K. TALBI[2], R. BOUAKKAZ[2]

[1]Aircraft Laboratory, Department of Mechanical Engineering, University of Blida 1, Algeria (e-mail: khliliyacine1@gmail.com).
[2]Department of Mechanical Engineering, University Constantine 1, Algeria

ABSTRACT

In this study, heat transfer due to forced convection of Al_2O_3-H_2O nanofluid flow over an isothermal cylinder has been nume rically investigated. Governing equations containing continuity, N–S equation and energy under steady state have been solved using finite volume method. Here, the Reynolds number (Re) are varying from 10 to 40 and the volume fractions (φ) are considered here are 0% to 5%. The effect of volume fraction of nanoparticles on fluid flow and heat transfer were investigated numerically. It was found that at a given Nusselt number, drag coefficient, re-circulation length, and pressure coefficient increases by increasing the volume fraction of nanoparticles

Keywords: *steady flow, nanofluid, volume fraction, Reynolds number, finite volume, circular cylinder.*

NOMENCLATURE

a – thermal diffusivity, [m^2/s]
C_D – coefficient of drag, [–]
D – cylinder diameter, [m]
k – thermal conductivity, [$Wm^{-1}K^{-1}$]
P – non-dimensional pressure, [–]
Pr – Prandtl number, $(= \nu/a)$, [–]
Re – Reynolds number, $(= \rho U_\infty D/\mu)$, [–]
t – non-dimensional time, [s]
T – temperature, [°K]
U,V – non-dimensional velocity components, [–]
x,y – non-dimensional coordinates, [-]

Greek symbols
μ – dynamic viscosity, [kg $m^{-1}s^{-1}$]
ρ – density, [kg m^{-3}]
θ – non-dimensional temperature, [–]
ν – kinematic viscosity, [m^{-2} s^{-1}]
α – separation angle [°]

Subscripts
∞ – inlet condition
w – wall
ave – average
f – fluid
p – solid
nf – nanofluid
s – separation of flo

1. INTRODUCTION

Forced convection heat transfer is an important phenomenon in engineering and industry with widespread application in diverse field, such as , microelectronics, transportation, nuclear power plants, cooling of microchips in computers, and heat exchangers and other industrial system in various sectors. Recently, a new

class of heat transfer fluids, called nanofluids, has been developed by suspending nanocrystalline particles in fluids. Nanofluids are thought to be the next-generation heat transfer fluids, and they offer exciting possibilities due to their enhanced heat transfer performance compared to ordinary fluids.

2. MATHEMATICAL MODEL

Figure 1 shows the computational domain used in this investigation. The corresponding distance between the top and bottom boundaries is 100D.
At the inlet, a uniform flow was prescribed (U =1, V =0, $\theta_\infty = 0$). At the outlet, a homogeneous Neuman boundary condition for the velocity components (U and V) and temperature (θ) was used. No-slip conditions were prescribed on the cylinder. At the cylinder surface, uniform temperature (θ = 1) was prescribed.

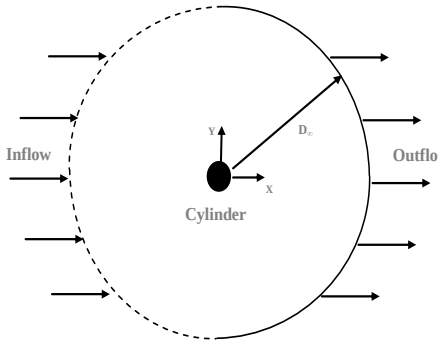


Fig. 1. Schematics of the unconfined flow around a circular cylinder

a. Properties of Nanofluids

The thermo physical properties of the nanofluids are mainly depend upon the properties of the base fluid and the solid particles, volume fraction of the solid particles in the suspension and particles shape. The properties of nanofluids can be calculated using the following relations
Density and heat capacity of nanofluid on the other hand, are estimated by using classical mixture models [14,15] as follows;

$$\rho_{nf} = (1-\varphi)\rho_{f+}\varphi\rho_p \tag{1}$$

$$(\rho C_p)_{nf} = (1-\varphi)(\rho C_p)_f + \varphi(\rho C_p)_p \tag{2}$$

Where,φ is the nanoparticle volume fraction and is given as:

$$\varphi = \frac{Volume\ of\ nanoparticles}{Total\ volume\ of\ solution} \tag{3}$$

In this study, for the homogeneous single-phase Al_2O_3 - water nanofluid model with constant properties, nanofluid thermal conductivity (k_{nf}) is determined by the correlation reported by Hamiltone Crosser [16]. The formulation can be given as;

$$\frac{k_{nf}}{k_f} = \frac{k_p + (n-1)k_f - (n-1)(k_f - k_p)\varphi}{k_p + (n-1)k_f + (k_f - k_p)\varphi} \tag{4}$$

where, n = 3 is the shape factor for spherical particles.
Maiga et al. [14] presented a 2nd degree polynomial curve fit to experimental data for Al_2O_3- water nanofluid viscosity as;

$$\frac{\mu_{nf}}{\mu_f} = 123\varphi^2 + 7.36\varphi + 1 \tag{5}$$

k [W.m^{-1}.K^{-1}] ρ [Kg.m^{-3}] $\mu\ 10^{-3}$ [Kg.m^{-1}.s^{-1}] Cp [J.kg^{-1}.K^{-1}]

Water	0.613	997.1	1.003	4179.0
Al_2O_3	40	3970	…..	765.0

TABLE 1. Thermophysical properties of nanoparticle and base fluids

b. Numerical Method

The fluid flow and heat transfer are solved by using commercial CFD solver FLUENT (6.3). FLUENT uses finite volume method, according to which, it is assumed that volume is made up of a large number of small control volumes, which are regular parallelepiped. The governing equations are valid over all such control volumes.

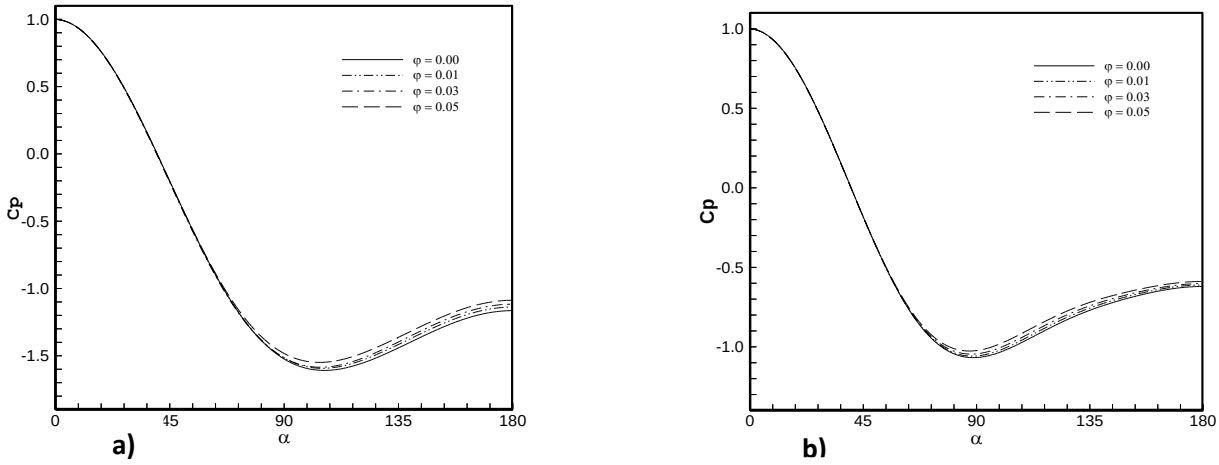
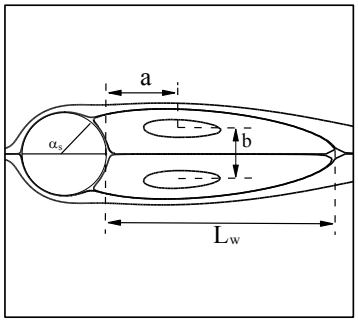


Fig 2. Distribution of pressure coefficient around surface of cylinder for various solid volume fractions φ at a) Re = 10, b) Re = 40

3. RESULTS AND DISCUSSION

a. Validation of Results.

The values obtained in current simulation are found to match closely with data published in literature.



.	Authors	C_D	α_s	L_w	a/D	b/D
Experime	Coutanceau and Bouard [7]	–	126.2	2.13	0.73	0.59
Numerical study	R. Gautier et al [12]	1.49	126.4	2.24	0.71	0.59
	Linnick and Fasel [16]	1.54	126.4	2.28	0.72	0.60
	Fornberg [13]	1.50	124.4	2.24	–	–
	Ding et al. [17]	1.58	127.2	2.35	–	–
	Present work	1.50	126.3	2.25	0.71	0.61

TABLE 2: Validation of present work results with literature values for Re = 40

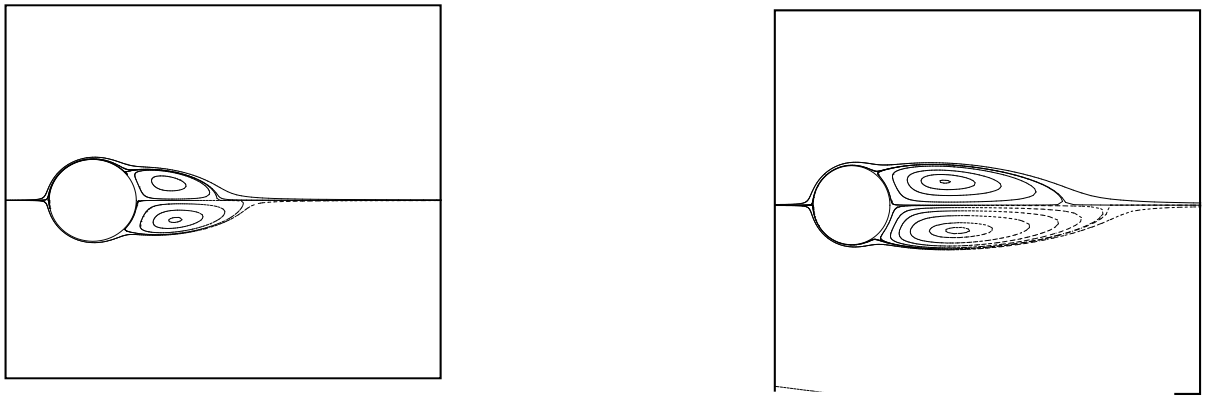
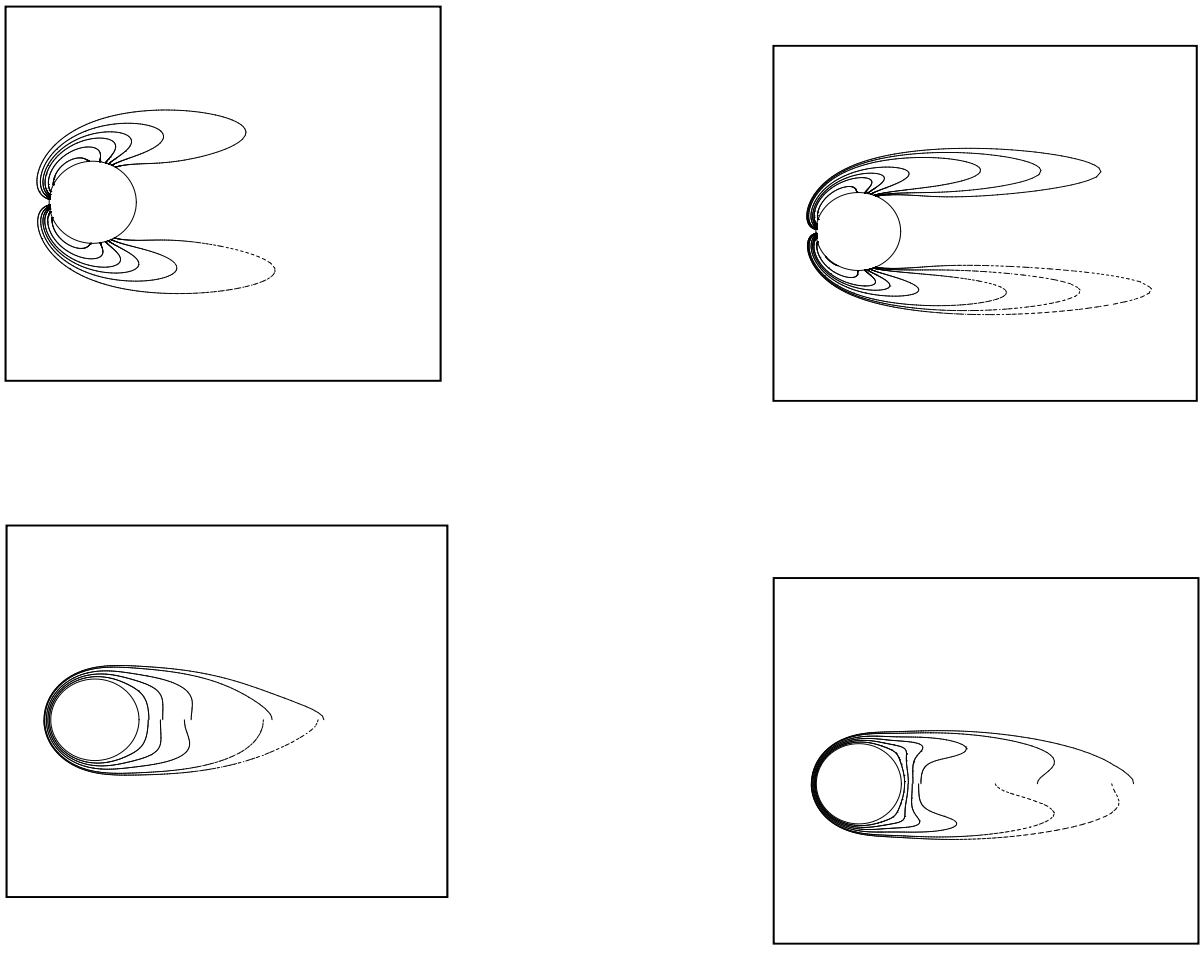


Fig 3. The streamlines, vorticity and isotherm contours around the cylinder, (clear fluid (upper half) and water/Al_2O_3 5% (lower half)) at a) Re = 20, b) Re = 40

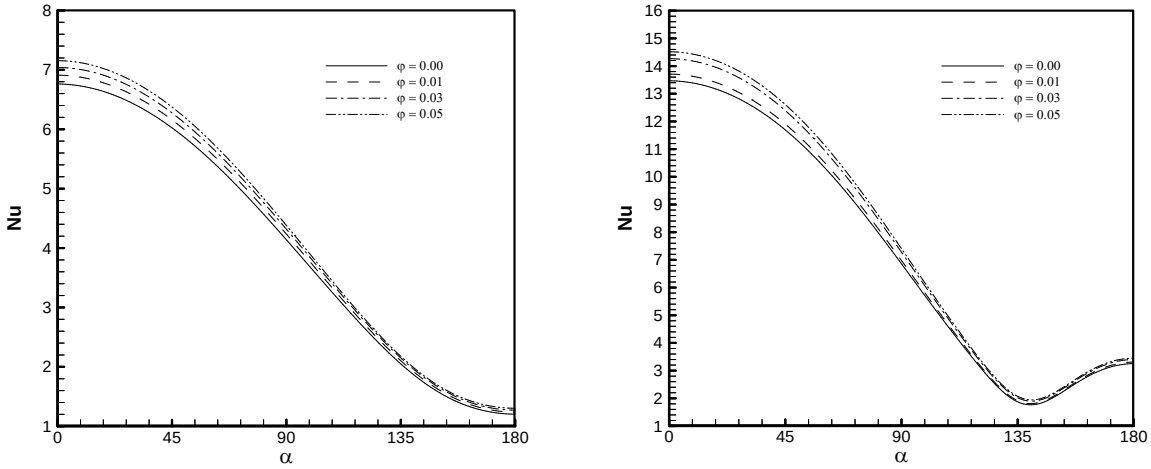


a) **b)**

b. Effect of nanoparticle on flow characteristics

The streamlines, vorticity and isotherm contours around cylinder are compared between clear fluid and nanofluid ($\varphi = 0.05$) in Fig. 3 for Reynolds number of 10 and 40. It can be seen that the re-circulation length increases as Reynolds number increases in both clear and nanofluid. However, in nanofluid the center of wake is slightly shifted away from the surface of the cylinder comparing with clear fluid.

The strength of the vorticity is increased comparison with the nanofluid. For the temperature distribution contours, it can be concluded that the temperature contours are steeper in the near-wake region with increasing Reynolds number. This signifies that higher Reynolds number sets a higher temperature gradient. It can also be seen that the nanofluid show higher heat transfer rate from the cylinder than clear fluid.



a) **b)**

Fig. 4 Variation of local Nusselt number on cylinder surface with various solid volume fraction φ at a) Re = 10, b) Re = 40

c. Effect of nanoparticle on au

In this section, we investigate the effect of nanoparticle volume fraction on heat transfer performance of nanofluid. The quantification of heat transfer is characterized by local and average Nusselt number. For a nanofluid, the Nusselt number is a function of various factors such as heat capacitance and thermal conductivity of both the base fluid and the nanoparticles, the volume fraction of suspended particles, the viscosity of the nanofluid and the wake structur.

A comparison between local Nusselt numbers along the cylinder for various solid volume fractions and Reynolds number was show in Fig. 4. It can be seen that Nusselt number increase with increase in solid fraction as well as increase in Reynolds number. However, the reason for increase in the two cases is entirely different.

4. CONCLUSION

Single models have been investigated for the characterization of laminar forced convection of Al2O3 - water nanofluid with various concentrations around a circular cylinder. In this article, the point of investigation was to evaluate the effect of nano-particle on convective heat transfer and flow characteristics.

The significant observations made on the forced convection around a circular cylinder are summarized as follows:

1) The vorticity, pressure coefficient, recirculation length are increased by the addition of nanoparticles into clear fluid.

2) The Local Nusselt number, average Nusselt number and heat transfer coefficient of a nanofluid is augmented by increasing the volume fraction of nanoparticles.

3) Temperature gradient at the cylinder surface along normal direction drops with increase in nano particle concentration. However there is an increase in the thermal conductivity of nanofluid, thus leading to increase in Nusselt number.

REFERENCES

[1] Valipour, M. S., Zare Ghadi, A., Numerical Investigation of Fluid Flow and Heat Transfer around a Solid Circular Cylinder utilizing nanofluid, Int. Communication in Heat and Mass Transfer, 38 (2011), pp. 1296-1304.

[2] V. E-Farooji, E. E-Bajestan, H. Niazmand and S. Wongwises, Unconfined laminar nanofluid flow and heat transfer around a square cylinder, *Int. J. Heat Mass Transf. 55* (2012), pp. 1475–1485.

[3] M. S. Valipour, R. Masoodi, S. Rashidi, M. Bovand and M. Mirhosseini, A Numerical Study on Convection Around a Square cylinder using Al_2O_3-H_2O nanofluid, *thermal scienc, Vol. 18,* (2014), pp. 1305-1314.

[4] B.N. Rajani, A. Kandasamy, S. Majumdar, Numerical simulation of laminar flow past a circular cylinder, *App. Math. Mod. 33* (2009), pp. 1228–1247.

[5] A.S. Dalkilic, N. Kayaci, A. Celen, M. Tabatabaei, O. Yildiz, W. Daungthongsuk and S. Wongwises, Forced Convective Heat Transfer of Nanofluids - A Review of the Recent Literature. *Current Nanoscience, 8* (2012), p. 949-969.

[6] Wang, X., Xu, X., Choi, S. U. S., Thermal Conductivity of Nanoparticles Fluid Mixture, *Journal of ThermoPhys Heat Transfer, 13(4)* (1999), pp. 474-80.

[7] Coutanceau M, Bouard R. Experimental determination of the main features of the viscous flow in the wake of a circular cylinder in uniform translation. Part 1: Steady flow. *J. Fluid Mech 79* (1977), pp. 231–56 .

[8] R. Gautier, D. Biau and E. Lamballais, A reference solution of the flow over a circular cylinder at Re =40, *Computers & Fluids 75* (2013), pp. 103–111.

[9] Fornberg B. A numerical study of steady viscous flow past a circular cylinder. J. Fluid Mech. Vol 98 (1980); pp.819–55.

[10] Kaufui V.Wong , Omar De Leon, Applications of Nanofluids: Current and Future. Advances in Mechanical Engineering, Vol 2010, Article ID 519659, 11 pages, doi:10.1155/2010/519659.

[11] Robert Taylor et al., Small particles, bug impacts: A review of the diverse applications of nanofluids. *Journal of Applied Physics, 113* (2013), pp. 011301–11319.

[12] Linnick M, Fasel H., A high-order immersed interface method for simulating unsteady incompressible flows on irregular domains. *J Comput Phys 204* (2005), pp.157–92.

[13] Ding H, Shu C, Cai Q. Applications of stencil-adaptive finite difference method to incompressible viscous flows with curved boundary. *Comput Fluids 36* (2007), pp. 786–93.

[14] S.E.B. Maiga, C.T. Nguyen, N. Galanis, G. Roy, Heat transfer behaviours of nanofluids in a uniformly heated tube, Superlattices Microstruct. 35 (2004) 543 – 557.

[15] B.C. Pak, Y.I. Cho, Hydrodynamic and heat transfer study of dispersed fluids with submicron metallic oxide particles, Exp. Heat Transf. 11 (1998) 151 - 170.

[16] R.L. Hamilton, O.K. Crosser, Thermal conductivity of heterogeneous 2 component systems, Ind. Eng. Chem. Fund. 1 (1962) 187 .

ÉTUDE DES PROPRIÉTÉS THERMIQUES DES BATTITURES DU LAMINOIR À CHAUD COMPLEXE SIDERURGIQUE El-HADJAR ANNABA

B. MAALEM[1], A. BALASKA[1], W. ALEM[1], A. HAMOUDA[1], S. DJEMILI[1]

[1]Centre De Recherche En Technologies Industrielles: CRTI P.O.Box 64, Cheraga 16014 Alger, Algérie, bmaalem@gmail.com

RÉSUMÉ

Les battitures de laminoir à chaud du complexe sidérurgique d'El-Hadjar-Annaba représentent 0,1% de la production annuelle des produits plats laminés causant des pertes qui peuvent être valorisées dans certains domaines d'application.

A priori, nous avons étudié les propriétés thermiques des battitures provenant du laminoir à chaud. La formation de ces battitures au cours de laminage dépend de plusieurs facteurs métallurgiques, en particulier la température dans le four de réchauffage, la pression partielle des gaz dans les différentes zones du four poussant, le temps de séjour à l'intérieur du four etc…

L'analyse thermique par DSC et TGA montre des pics exothermiques synonyme d'une déshydratation et déshuilage de la calamine et des pics endothermiques indiquant une éventuelle recristallisation des oxydes de fer en l'occurrence FeO qui est stable au-delà d'une température de 570°C.

Mots clés : *Battitures, Oxydation, Laminage, Propriétés Thermiques, DSC-TGA.*

1. INTRODUCTION

Plusieurs recherches sur la nature, la structure et les propriétés thermiques de calamine formée au cours de fabrication des aciers au carbone ont été réalisés depuis longtemps [1-4]. Cependant, la recherche dans ce domaine a toujours été activement étudiée par de nombreux spécialistes, en particulier ceux de l'industrie sidérurgique [5-7].

Dans le complexe sidérurgique d'El-Hadjar-Annaba, les produits plats sont laminés à chaud. La qualité de la tôle mince durant le processus de laminage se trouve affectée par formation des couches de calamine sur la surface de la tôle au cours toute le long du train à chaud.

En vue de minimiser sa formation à l'intérieur du four on doit respecter certaines conditions nécessaires parmi lesquelles la teneur en fumées qui doit être comprise entre 1,5%-2,5%.

Ainsi, le facteur d'air excédentaire est de 1,0-1,15, réglage correct de la flamme des brûleurs, contrôle permanent de la pression à l'intérieur du four qui empêche toute entrée d'air parasite par les portes ou par les hublots. Dans d'une plage de température comprise entre 1200 et 1290°C, la décarburation se produit du fait de la baisse de la teneur en carbone dans la couche de surface de la brame qu'il résulte une diminution de la dureté de la surface de la bande causant des défauts de surface. L'épaisseur de la couche d'oxyde diminue en raison d'un taux de croissance inférieur d'oxyde dans cet environnement de basse température.

La qualité superficielle (rugosité) des battitures diminue lorsque l'épaisseur de couche d'oxyde augmente. Cependant, la calamine est moins riche en oxydes au cours du procédé de laminage sur le train à chaud.

La calamine formée sur la surface de l'acier est en trois couches constituées principalement en FeO, Fe_3O_4 et Fe_2O_3.

La wüstite est la moins dure, la plus malléable et la plus dominante dans les variations de température du laminoir à chaud [8].
Plus la température de laminage est élevée, plus les fractions volumiques de Fe_3O_4 ou Fe_2O_3 sur FeO est grande [8-11].
Dans ce travail, le but est d'étudier les propriétés thermiques de la calamine qui provient d'une oxydation à des températures élevées dans le four de réchauffage.

2. METHODE EXPERIMENTALE

L'acier laminé à chaud est un acier à bas carbone A9 de composition chimique suivante :

Eléments	C	Mn	Si	S	P	Al	Fe
%	0,09	0,35	0,04	0,025	0,025	0,05	Balance

TABLEAU 1. Analyse chimique de l'acier A9

Les battitures collectées du laminoir à chaud ont un aspect grisâtre de composition chimique identifiée par analyse chimique réalisée à l'aide d'un spectromètre FRX de type SIEMENS SRS 3000. Les résultats obtenus sont représentés sur le tableau 2.

Eléments	Fe	FeO	Fe_2O_3	Fe_3O_4	MnO	TiO_2	SiO_2	CaO	Al_2O_3
%	7,04	9,09	20,22	29,31	0,36	0,05	0,34	0,05	0,03

TABLEAU 2. Analyse chimique de la calamine par FRX

2.1. *Préparation des échantillons*

La calamine a été concassée sous forme de petits morceaux à l'aide d'un broyeur mécanique muni d'un disque tournant.

2.2. *Analyse thermique*

Les essais d'analyses thermiques ont été effectués par un équipement SDT Q600 V20.9 Build20. Les porte-échantillons utilisés sont en alumine. Les essais ont été effectués dans une atmosphère contrôlée afin d'éviter d'éventuelle contamination des échantillons.
Parmi les avantages en matière d'exploitation des courbes, les résultats ont été présentés sur le même graphe DSC-TGA.
Par ailleurs, on a fait un recuit à 580°C pendant 2h avec une montée en température de 20°C/Min jusqu'à celle de maintien.
La vitesse de chauffage adopté est de 10°C/Min dont le balayage se fait à partir de la température ambiante jusqu'à 1100°C.
Le choix de montée de température est basé sur des constatations révélées sur des travaux menés dans ce sens et qui ont prouvé de résultats techniques concluants [12-14].

3- RESULTATS

Sur les courbes d'analyses thermiques on constate l'apparition de pics. Nous constatons deux pics, l'un exothermique à 340°C et l'autre endothermique à 568°C.

Le pic exothermique représente la déshydratation de la calamine de l'eau et des huiles. Cependant, au pic endothermique à 570°C un processus de début de réarrangement des grains ce qui indique une recristallisation primaire (figure1).

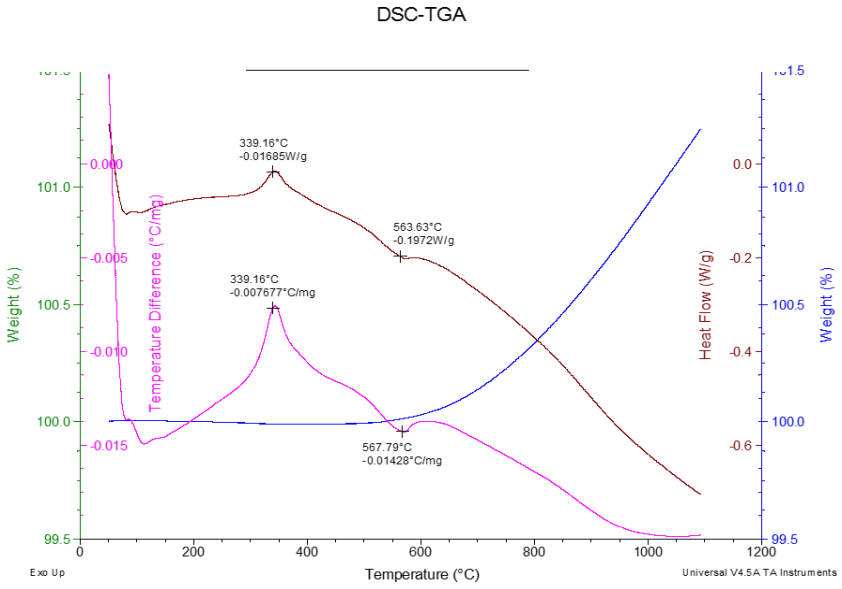


FIGURE 1. DSC-TGA de la calamine brute

Au-delà de 1000°C, la tendance des courbes de l'écoulement de chaleur et celle de DSC n'est pas parfaitement claire. De point de vue stabilité, un régime stationnaire sera établi sur la figure 1, un léger pic s'aperçoit à 570°C sur la figure 2. La perte de masse prend une allure linéaire à partir de T=700°C.

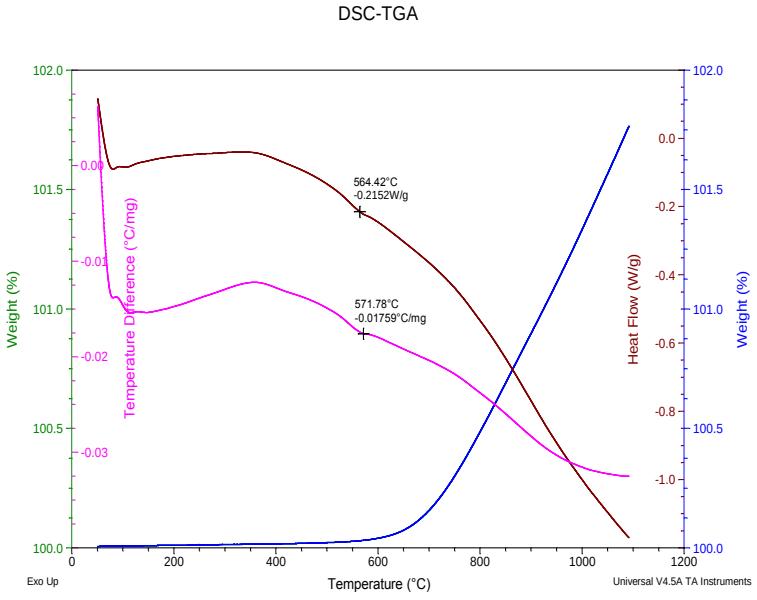


FIGURE 2. DSC-TGA de la calamine brute

Pour les échantillons qui ont subi un recuit à 580°C pendant 2h avec une montée de température de 20°C/Min jusqu'au maintien suivi d'un refroidissement au four.
Les courbes DSC/ATG obtenues sont présentés sur les figures 3 et 4.

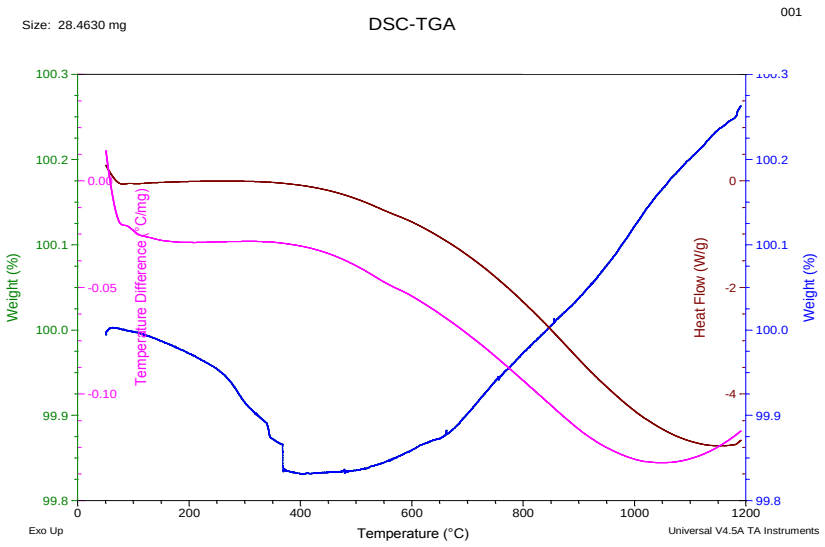


FIGURE 3. DSC-TGA de la calamine après recuit à 580°C

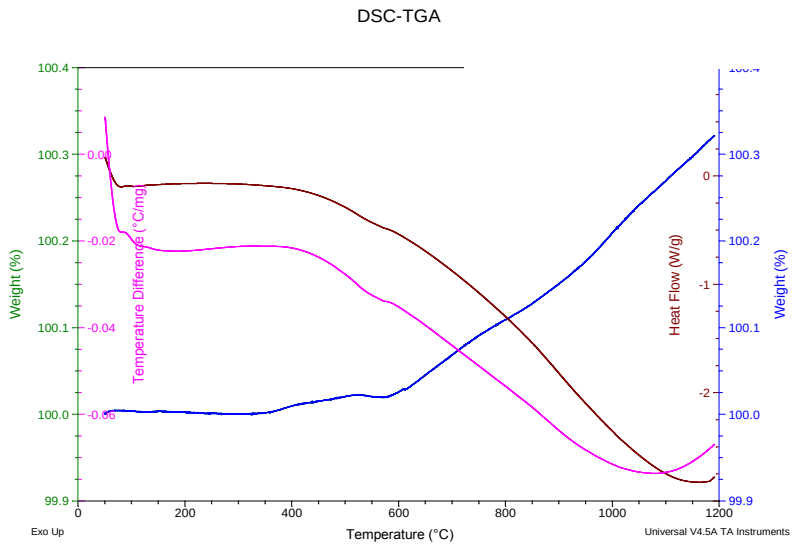


FIGURE 4. DSC-TGA de la calamine après recuit à 580°C

Sur les courbes de la figure 3 et 4 on aperçoit une absence totale de pics exothermiques expliquant la disparition entière des eaux et des huiles et de toutes matières étrangères

4. CONCLUSIONS

L'analyse chimique a montré un fer total de l'ordre de 65,66 % avec d'autres oxydes en traces.
Après l'analyse des résultats de DSC/ATG pour des échantillons de calamine, les courbes obtenues ont montré une déshydratation et déshuilage à des températures voisines de 340°C. Aussi, des pics endothermiques vers 570°C ont été constatés indiquant d'une part un processus de recristallisation primaire, d'autre part, on a constaté une absence totale des pics sur les tracés des courbes DSC/TGA après avoir fait un recuit à 580°C pendant deux heures suivi d'un refroidissement au four. On a

constaté aussi une perte de masse sensiblement vers des températures voisines de 700°C qui suit une loi linéaire pour la calamine broyée subissant un recuit à 580°C.

REFERENCES

[1] A. Rahmel and J. Tobolski, Corrosion Science 5, 333, 1965.
[2] C. W. Tuck, M. Odgers and K. Sachs, Corrosion Science 9, 271, 1969.
[3] R. Y. Chen and W. Y. D. Yuen, Oxidation of Metals 53, 433, 2000.
[4] R. Y. Chen and W. Y. D. Yuen, The 41st MWSP Conference Proceeding, 37, 697–705, 1999.
[5] Y. Kondo, H. Tanei, N. Suzuki, K. Ushioda and M. Maeda, ISIJ International 51, 1696, 2011.
[6] K. Ngamkham, N. Klubvihok, J. Tungtrongpairoj and S. Chandra-ambhorn, Steel Research International, 2012.
[7] S. Tanigushi, K. Yamamoto, D. Megumi and T. Shibata, Materials Science and Engineering A308, 250, 2001.
[8] Y. Kondo, Steel Research International 81,98, 2010.
[9] S. Chandra-ambhorn, T. Nilsonthi, Y. Wouters and A. Galerie, "Oxidation Kinetics, Mechanical Adhesion and Pickling Behaviour of Thermal Oxide Scales on Hot-rolled Conventional and Recycled Steels", Steel Research International 81, 130-133, 2010.
[10] S. Chandra-ambhorn, K. Ngamkham, N. Jiratthanakul, "Effects of Process Parameters on Mechanical Adhesion of Thermal Oxide Scales on Hot-Rolled Low Carbon Steels", Oxide Met 80, 61–72, 2013.
[11] S. Birosca, G. D. West and R. L. Higginson, "Microstructural investigation of the oxide scale on low carbon steel", Metal,24, 1-8, 2005.
[12] J. XU, "Kinetics of Wüstite Formation and Reduction of Manganese alloyed Steel", Master Thesis, Delft University of Technology, Netherlands, 2013.
[13] M. Krzyzanowski, J.H. Beynon, D.C. Farrugia, "Oxide Scale Behavior in High Temperature Metal Processing", Wiley & Sons, Weinheim, 2010.
[14] D Genève, D. Rouxela, P. Pigeata, M. Confente, "Descaling ability of low-alloy steel wires depending on composition and rolling process", Corrosion Science, 52, 1155-1166, 2009.
[15] M. Ritu, "A Sample and Effective Method of the Synthesis of Nanosized Fe_2O_3 particles", IOSR Journal of Applied Chemistry, 4, 41-46, 2013.
[16] "Documentation de formation ALFASID, fours de réchauffage réhabilitation du LAC VOEST ALPINE STAHL", 2001.
[17] G.Naveen Kumar, Y.V.Mohana Reddy, K.Hemachandra Reddy Synthesis and characterization of iron oxide nanoparticles reinforced polyester/nanocomposites International Journal of Scientific and Research Publications, Volume 5, 8, 2015.
[18] Ahmed S. Al-Kadya, M. Gaber a, Mohamed M. Husseinb, El-Zeiny M. Ebeida, "Structural and fluorescence quenching characterization of hematite nanoparticles", Spectrochimica Acta Part A 83, 398–405, 2011.

ANALYSE D'UN MODÉLE DYNAMIQUE D'UNE UNITE DE RAFRAICHISSEMENT SOLAIRE.

H. MAOUEL[1], K. MOHAMMEDI[2], N. YAMANI[2]

[1] Département De Génie Mécanique, Université Mouloud Mammeri ,15000 Tizi Ouzou, Algérie. E-mail: hafidhamaouel@yahoo.com
[2]Laboratoire Lemi, Université M"Hamed Bougara, 35000 Boumerdes, Algérie
E-mail: mohammedi@umbb.dz

RÉSUMÉ

Ce papier porte un modèle d'étude d'une machine à absorption tritherme, opérant au couple H_2O/LiBr, alimentée par un capteur solaire plan. Le modèle mathématique est basé sur les principes et les lois de la thermodynamique ainsi que les équations de transfert de chaleur et de masse, exprimés pour le cycle frigorifique. La confrontation des résultats de la simulation numérique complète de la machine, développée dans le cadre de cette étude, révèle une bonne concordance avec les résultats expérimentaux d'une unité solaire réelle opérant au niveau de l'institut de génie civil de la réunion, en France.

Mots clés: *Cycle à absorption, Bromure de Lithium, COP, modélisation, simulation , Capteur plan.*

NOMENCLATURE

Symbols :

$\dot{m}$, *deb*	Débit massique, kg.s-1
C_p	Capacité calorifique, J.kg-1.K-1
T	Température, °C
M	Masse, kg
Φ	Flux de chaleu,r W
S	Surface, m²
U	Energie interne, J

Lettres grecs

η	Rendement
ε	Erreur moyenne, %

Indices

eau_{sol}	Eau dans circuit capteurs
eau_{Ballon}	Eau dans le ballon
Air_{Bat}	Air dans le bâtiment
e	Entrée
s	Sortie
capt	Capteur
gen	Générateur
cond	Condenseur
evap	Evaporateur
ext	Extérieur
bal_ch	Ballon d'eau chaude
bal_fr	Ballon d'eau froide -<aq²

1. INTRODUCTION

Durant la dernière décennie, l'augmentation du niveau de vie, le renforcement de l'isolation des bâtiments (Réglementation Thermique), une demande de confort accrue et l'augmentation des températures estivales ont conduit à un fort développement de la climatisation, avec le développement de l'économie mondiale, la consommation d'énergie dans les bâtiments a augmenté et représente 30% de l'énergie totale utilisé. [1,2]. Aujourd'hui, le secteur du bâtiment est responsable du quart des émissions de gaz à effet de serre [3]. Peu à peu, la contribution des énergies renouvelables devient indispensable pour atteindre les objectifs de réduction fixés par les différentes autorités. L'intérêt du refroidissement solaire réside dans la simultanéité de la

demande de froid et de l'ensoleillement. Lorsque la chaleur nécessaire au fonctionnement de la machine frigo est fournie par le soleil, le froid fourni est gratuit (pas de coût, pas de pollution).

Prédire le comportement instationnaire du système dans son ensemble est induit par le caractère variable inhérent au fonctionnement de chacun des sous systèmes et des sources/puits auxquels ils sont raccordés. Les différentes dynamiques mises en jeu concernent successivement :

- la source solaire et le moyen par lequel elle est captée (nature et technologie du capteur : plan, sous vide) et avec quelle qualité (en terme de température et de puissance),
- la configuration du groupe frigorifique chargé de transformer l'effet calorifique en effet frigorifique au moyen d'une machine tritherme à absorption,
- la nature du besoin en rafraîchissement (charges frigorifiques).
- Analyser son comportement et pouvoir en déduire les performances à tout instant ainsi qu'en quantifier l'efficacité saisonnière.

Dans ce travail, nous présentons un modèle d'un cycle à absorption, fonctionnant entre trois sources de température. Les résultats obtenus, seront confrontés à ceux d'une simulation numérique complète de la machine à absorption réelle opérant au couple bromure du lithium/eau.

2. PRINCIPE DE FONCTIONNEMENT

2. 1 Principe de l' absorption

Le cycle de transformation est décrit comme suit: la vapeur d'eau crée dans l'évaporateur est amenée à l'**absorbeur**. Il contient la solution absorbante (LiBr) qui est continuellement pompée dans le fond du récipient pour y être pulvérisée. Le LiBr absorbe la vapeur d'eau hors de l'évaporateur et y maintient ainsi la basse pression nécessaire à la vaporisation du réfrigérant. Au fur et à mesure qu'elle absorbe la vapeur d'eau, la solution absorbante est de plus en plus diluée. Elle finirait par être saturée et ne plus rien pouvoir absorber. La solution est donc régénérée dans le **concentrateur** (réchauffée à environ 85°C), une partie de l'eau s'évapore. La solution régénérée retourne à l'absorbeur. Enfin, la vapeur d'eau extraite du concentrateur est amenée dans le **condenseur**, où elle est refroidie par une circulation d'eau froide. L'eau condensée retourne à l'évaporateur.

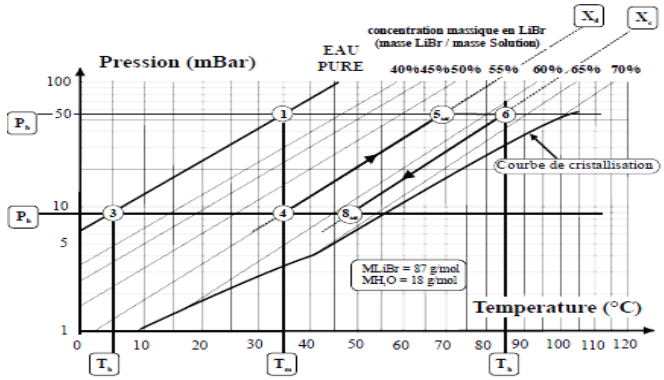


Fig. 1. Représentation du cycle à absorption sur un diagramme d'Oldham, couple H2O/LiBr

2. 2 Principe de fonctionnement de l'installation solaire

Le schéma de principe d'une installation de rafraîchissement solaire est présenté en figure2. La chaleur produite par le champ de capteurs solaires thermiques (1) est stockée dans le ballon d'eau chaude (2) avant d'alimenter le générateur de la machine à absorption (3). L'eau froide produite au niveau de l'évaporateur de la machine à absorption est stockée dans le ballon d'eau froide (4) avant

d'être distribuée dans le bâtiment à rafraîchir (6). Enfin, l'absorbeur et le condenseur de la machine à absorption sont refroidis par la tour de refroidissement (5).

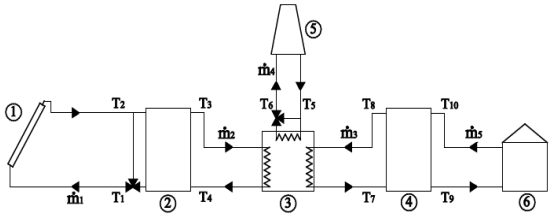


Fig. 2. Schéma de principe d'une installation de rafraîchissement solaire ; 1. Champ de capteurs solaires ; 2. Ballon d'eau chaude ; 3. Machine à absorption ; 4. Ballon d'eau froide ; 5. Tour de refroidissement ; 6. Bâtiment

3. MODELISATION DE L'INSTALLATION

L'objectif final de cette modélisation est d'estimer la production frigorifique et les performances globales de notre installation de rafraîchissement solaire en fonction des sollicitations extérieures (rayonnement solaire, température extérieure, occupation …). Ces paramètres étant très variables d'un instant à un autre, la modélisation en régime dynamique paraît inévitable pour pouvoir tenir compte le plus précisément possible de tous les phénomènes physiques liés à notre problème.

3.2. Modélisation des éléments de l' installation :

- Ballon de stokage $$M \cdot C_p \frac{dT_{eauballon}}{dt} = \phi_{transmis} - \phi_{perdu} - \phi_{générateur}$$

- Tour de refroidissement $$\phi_{échangé} = \left(\dot{m} \cdot C_p\right)_{\min} \cdot \eta \cdot \Delta T_{\max} = \dot{m}_2 \cdot C_2 \cdot (T_{2s} - T_{2e}) = -\dot{m}_1 \cdot C_1 \cdot (T_{1s} - T_{1e})$$

$$\eta = \frac{1 - e^{[-N \cdot (1-C)]}}{1 - C \cdot e} \quad , \quad C = \frac{\left(\dot{m} \cdot C_p\right)_{\min}}{\left(\dot{m} \cdot C_p\right)_{\max}} \quad , \quad N = \frac{U \cdot S}{\left(\dot{m} \cdot C_p\right)_{\min}}$$

- Capteur solaire $$dU = M_{eau} \cdot C_{p_{eau}} \cdot \frac{dT}{dt} = \eta_{capteur} \cdot S_{capteur} \cdot E = -\dot{m} \cdot C_p \cdot (T_e - T_s)$$

- Batiment $$dU = \phi_{apportsextérieur} + \phi_{charges internes} - \phi_{rafraichissement}$$

Pour modéliser la machine à absorption nous avons utilisé les courbes de fonctionnement données par le constructeur [4]. Grâce à ces courbes et en fonction de la température d'eau à l'entrée du générateur, nous allons pouvoir déterminer la puissance frigorifique de la machine, la puissance au générateur et la puissance de refroidissement.

4. RESULATS

On a choisi de simuler un modèle d'installation de rafraîchissement solaire sous l'environnement TRNSYS. ce modèle choisi est fonctionnel au niveau de l 'Institut de Génie civil à l'université de la Réunion en France. Pour fonctionner, le modèle à besoin des données climatiques (ensoleillement et température extérieure), le site choisi pour ces données est celui de Béchar en Algérie . Nous devons ensuite préciser les heures d'occupation pour jour-ci : 10h00 à 12h00 puis de 13h00 à 17h00. la configuration simulée est la suivante:

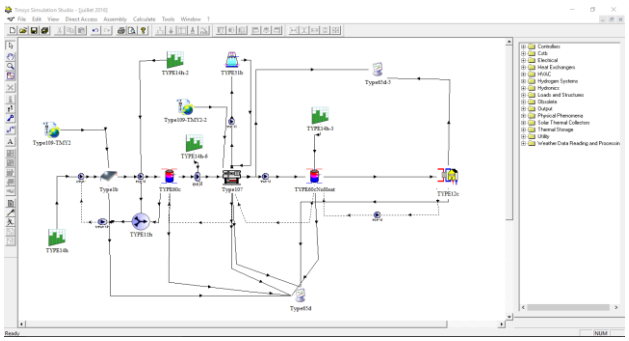


FIGURE 3. Modéle de l'installation du rafraichissement solaire sous TRNSYS.

Coefficient de performance COP:
Coefficient de performance COP est donné par la relation:

$$COP = \frac{Q_{evap}}{Q_{gen}}, \text{ Alors: } \quad COP = \frac{T_e}{T_g} * \frac{T_g - T_e}{T_c - T_e}$$

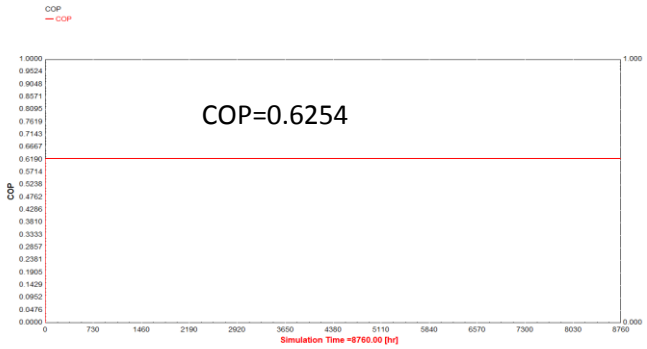


FIGURE 4. Coefficient de performance de la machine

Le coefficient de performance COP de la machine à absorption est représenté dans la figure 4 il est de 0,6254 on constate qu'il y à deux régimes, le premier est un régime transitoire au démarrage de la machine, et le deuxième est un régime permanent représentant le fonctionnement normal de la machine. Ainsi les températures des différents organes de la machine sont illustrées sur la figure suivante:

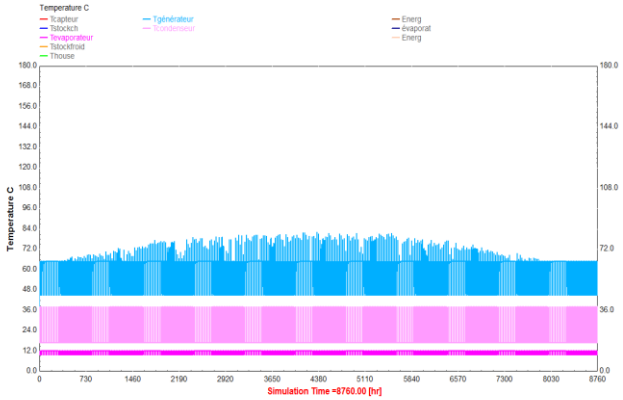


FIGURE 5. Températures des différents organes de la machine

Pour la température du générateur, elle régne entre 45 et 86 C, celle du condenseur elle est comprise entre 15 et 40 C quand à celle de l'évaporateur entre 8 et 14 C. Le probléme majeur qui se pose dans

ce cas de machine frigorifique est la cristalisation de la solution, pour remidier à ce probléme, un controle de la température du générateur est imposé et la limite à 90C,celle du condenseur est limitée à 45C [4]. La différence de température entre l'évaporateur et l'intérieure est de 12 °C ,ce qui permet de centraliser le climat à l'intérieure du local. Cette différence est suffisante à l'évaporateur tout en assurant une sensation de confort thermique dans le local.

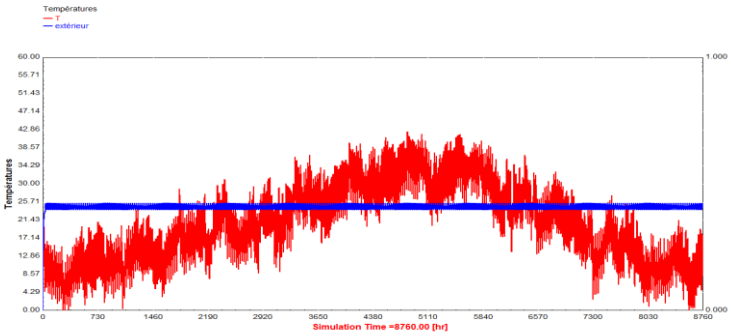


FIGURE 7. Températures intérieure et extérieure

La figure 7 représente la variation annuelle des températures intérieure et extérieure (T) du local étudié. Cette même figure nous montre les besoins sensibles de climatisation. On observe que, quelque soit la température extérieure, la température interne est de l'ordre de 24 °C (température de confort).A noter que pour le cas hiver et automne, nous avons activé le bilan d'hiver.

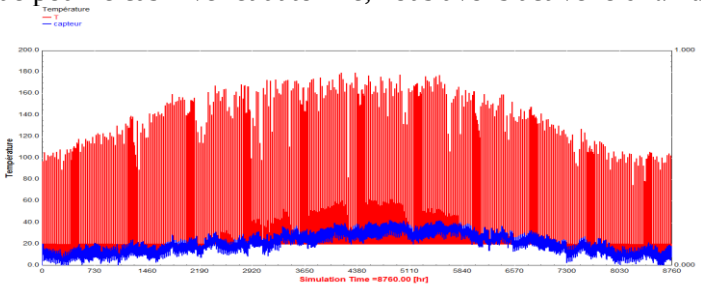


FIGURE 7. Température extérieure et température du capteur

La figure 7 suivante représente simultanément la température de sortie du capteur solaire et l'irradiation. On constate que le gisement solaire du site considéré (BECHAR) qui est de l'ordre 980 kW en été, où la climatisation est nécessaire, peut fournir des températures de sortie intéressants de l'ordre de 160 °C ces valeurs de températures sont suffisantes au niveau du générateur qui fait l'objet de la figure 8. Sur cette dernière, on remarque que la température du générateur oscille entre (45 °C_ 86 °C) durant toute l'année. Cette constatation nous permet de conclure que l'irradiation de la ville de BECHAR permet des températures de sortie du capteur et du ballon de stockage considérables et par conséquent une bonne vaporisation de la solution binaire (H2O /LiBr) au niveau du générateur.

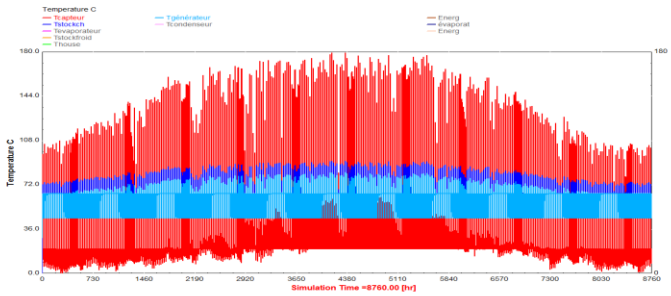


FIGURE 8. Effet de la température de captage sur la température du générateur

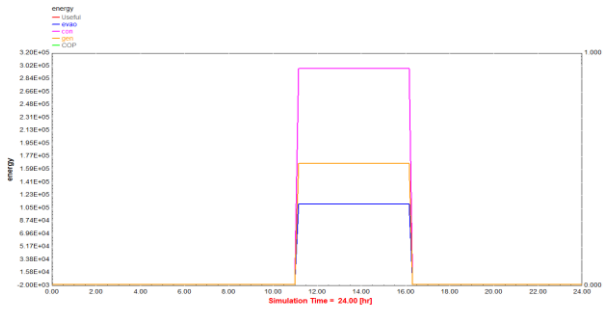


FIGURE 9. Puissances développées aux niveaux des organes de la machine frigorifique .

Cette figure 9 illustre les énergies développées aux niveaux des organes de la machine, au cour du fonctionnement, durant une journée. la puissance au condenseur est de l'ordre de 83.14 Kw qui est plus importante que celle développée au générateur, de l'ordre de 46.66 Kw,et celle du l'évaporateur qui est de l'ordre de 30.91 Kw.

4. CONCLUSIONS

Les systèmes de rafraîchissement solaires font partie des alternatives intéressantes aux systèmes de climatisation classiques, dans la mesure où la source d'énergie est gratuite. En contrepartie, leur COP est relativement faible, par rapport aux systèmes classiques. Cette étude nous a permis de voir de prés les niveaux de températures et puissances régnantes à différents niveaux de l'unité solaire, ainsi que l'influence des conditions climatiques sur le fonctionnement de cette dernière. D'où le grand intérêt des études paramétriques qui permettront le choix judicieux des différents paramètres afin de dimensionner et d'optimiser le fonctionnement et la surface de capteurs nécessaire. A ce problème s'ajoute le problème de cristallisation de la solution binaire H_2O/LiBr pour ce type de machine tritherme. L'analyse exégétique effectuée au niveau des composants principaux et au système entier, permet de prédire quels équipements du système sont critiques et dont l'amélioration de fonctionnement pourrait augmenter le rendement exégétique du système et le COP.

REFERENCES

[1] B. Aebischer, M. Jakob, G. Henderson, G. Catenazzi (2007). Impact of climate change on thermal comfort,heating and cooling energy demand in Europe. Proceedings eceee 2007 Summer Study, Saving Energy, Just do it! 4–9 June 2007, La Colle sur Loup, France. ISBN: 978-91-633-0899-4,

[2] L. GRIGNON-MASSE, Développement d'une méthodologie d'analyse coût-bénéfice en vue d'évaluer le potentiel de réduction des impacts environnementaux liés au confort d'été : cas des climatiseurs individuels fixes en France métropolitaine, thèse soutenue le 20 mai 2010 à l'école des Mines de Paris,

[3] ADEME, les chiffres clés du bâtiment, énergie, environnement, éditions 2010,

[4] Schüco, (2007). Documentation constructeur relative à la machine à absorption LB 30.

[5] Lucas F., (2006). Présentation du projet ORASOL : Optimisation de procédés de rafraîchissement solaire.

[6] Schüco, (2007). Documentation constructeur relative au capteur solaire SchücoSol U5 DG.

[7] J. CASTAING-LASVIGNOTTES, O. MARC, E. FRANQUET, S. GIBOUT. Modélisation et simulation dynamique d'une machine frigorifique a absorption H2O/LiBr : application solaire. Colloque COFRET'08, 11 – 13 juin 2008, Nantes – France

PREDICTION NUMERIQUE DU COEFFICIENT DE POUSSEE POUR UNE TUYERE SURDETENDUE

NEDJARI M[1], MAHFOUDI E[2], BENAROUS A[*3], HAOUI R[1]

[1] Laboratoire LMESC, Faculté GMGP, USTHB, BP 32, El-Alia, Alger
[2] Faculté des Sciences et Technologies, Université Larbi Ben M'hidi, Ain Beida
[3] Laboratoire CEMSM, Faculté de Technologie, UHB, BP 151, Chlef, a.benarous@univ-chlef.dz

RÉSUMÉ

Le présent travail est une tentative numérique vers l'analyse de l'écoulement compressible turbulent en régime de surdétente. L'analyse porte sur la localisation du disque de Mach, la prédiction de la position du point de décollement ainsi que la quantification des pertes de poussée. Le cas applicatif concerne une tuyère à contour idéal tronqué (TIC), fonctionnant en régime de surdétente, à travers laquelle s'écoule un fluide non réactif (N_2) avec les conditions réservoirs P_{ch} = 25,25 bars et T_{ch} = 288 K.

Comparé à d'autres modèles de turbulence, le modèle de Spalart-Allmaras parait bien adapté à reproduire la position du choc telle qu'elle est mesurée sur banc d'essai. Ce modèle prédit aussi une perte relative de 46% sur le coefficient de poussée, par rapport au cas d'adaptation. Afin de capter l'effet d'un éventuel changement de la pression de chambre (P_{ch}) ou de l'altitude (P_∞) sur la position du choc et sur le niveau de poussée, une analyse de sensibilité est conduite pour plusieurs valeurs du rapport de détente NPR (25,25 à 5,00).

Mots Clés: *Tuyère, Ecoulement compressible, Onde de choc, Coefficient de poussée.*

NOMENCLATURE

Symboles :

Cf	Coefficient de poussée
D	Diamètre, m
NPR	Rapport de détente
P	Pression, Nm^{-2}
T	Température, K
X	Distance axiale, m

Lettres grecques :

ϵ	Rapport de section
γ	Rapport insetropique
Γ	Fonction thermodynamique

Acronymes :

DLR	Agence spatiale Allemande
JANAF	Organisme de l'aéronavale Américaine
TIC	Tuyère à contour idéal tronqué

Indices / Exposants :

ch	valeur en chambre de combustion
choc	valeur au plan du choc
th	valeur au col géométrique
e	valeur au plan d'éjection du divergent
wall	valeur sur la paroi du divergent
∞	valeur atmopshérique (ambiante)

1. INTRODUCTION

L'aérothermodynamique des systèmes propulsifs est un domaine de la mécanique des fluides réactifs où des progrès décisifs restent à réaliser pour améliorer les performances des lanceurs, afin de satisfaire la demande continue de satelliser des charges utiles de plus en plus lourdes. Pour atteindre de tels niveaux de performances, il est recommandé de concevoir des divergents de tuyères ayant de grands rapports de section en sortie et ce,

dans le but de maximiser l'impulsion spécifique en altitude [1]. Cependant, en basses altitudes, les tuyères se trouvent surdétendues avec une tendance vers un décollement pariétal de l'écoulement interne, donnant naissance à des charges latérales et par conséquences à des pertes de poussée [2]. Répondant à des critères de poids, d'intégrité structurelle, mais aussi à des considérations de vectorisation de la poussée, les tuyères tronquées à contours idéals (TIC) se sont vues dotées de systèmes d'injection fluidique permettant de retarder le décollement libre dans leurs divergents [3]. En raison du caractère complexe de l'interaction entre le film de refroidissement pariétal et la dynamique de l'écoulement de détente, les investigations s'orientent vers des formes de divergents à double profil (dual-Bell), qu'on alimente avec des fluides inertes cryogéniques (N_2, He) [4]. Dans ce contexte, la recherche verse dans l'analyse de la configuration de l'écoulement en amont et en aval du décollement (zones de recirculation, point de réattachement, forme du disque de Mach, dégradation du film de refroidissement) [5] et tente parfois d'établir des critères spécifiques pour le décollement [6]. Dans la majorité des investigations numériques et expérimentales, les possibles variations des conditions thermodynamiques réservoirs et de sortie n'étaient explorées que pour des situations transitoires (allumage, extinction). Aussi, les auteurs de ce papier notent l'absence de références récentes dédiées à la l'évaluation quantitative des effets du décollement pariétal sur le niveau de poussée en sortie de tuyères. Le présent travail représente une investigation numérique dédiée à la prédiction du phénomène de décollement libre dans une tuyère expérimentale surdétendue [7]. Le calcul du rapport de section correspondant au point de décollement, fait ressortir une relation corrélative entre le rapport de détente (NPR) et la fonction du profil de paroi du divergent. L'analyse prédit aussi, pour chaque NPR, la perte relative en coefficient de poussée par rapport au régime d'adaptation.

2. MODELISATION AEROTHERMOCHIMIQUE DE L'ECOULEMENT DANS LA TUYERE

En accord avec la méthodologie de la JANAF [8], les relations de performances idéales sont formulées en considérant l'écoulement dans la tuyère comme un gaz parfait, de chaleur spécifique constante se détendant de manière isentropique, par tranches. Le coefficient de poussée Cf représente l'apport de poussée assurée par le divergent par rapport à celle d'une tuyère simplement convergente. Cette quantité qui mesure l'efficacité de la détente et s'exprime comme [8]:

$$Cf = \sqrt{\frac{2\gamma}{\gamma-1}}\Gamma(\gamma)\sqrt{1-(1/NPR)^{\frac{\gamma-1}{\gamma}}} + \in_e \frac{1-P_\infty/P_e}{NPR} \tag{1}$$

où γ , P_∞ , P_e désignent respectivement le rapport insentropique du fluide qui traverse la tuyère, la pression statique ambiante (atmosphérique) et la pression au niveau de la section de sortie du divergent. $\Gamma(\gamma) = \sqrt{\gamma}\left(\frac{2}{\gamma+1}\right)^{\frac{\gamma+1}{2(\gamma-1)}}$ est une fonction thermodynamique et $NPR = P_{ch}/P_e$ représente le rapport de détente. Les équations de Navier-Stokes sont moyennées au sens de Favre et résolues au sens des volumes finis par utilisation du solveur commercial Ansys-Fluent®. La turbulence est décrite via le modèle de Spalart-Allmaras [9] pour le transport de la viscosité turbulente et les flux convectifs sont exprimés par un schéma de type Roe [10].

3. MODELE GEOMETRIQUE ET POINT DE FONCTIONNEMENT

La tuyère considérée est une tuyère à contour idéal, utilisée par l'agence spatiale Allemande (DLR) à l'échelle de laboratoire pour caractériser les phénomènes de décollement (libres et restrients) et visualiser les ondes de choc (Fig.1).

FIGURE 1. Image réelle de la tuyère DLR-TIC[7]

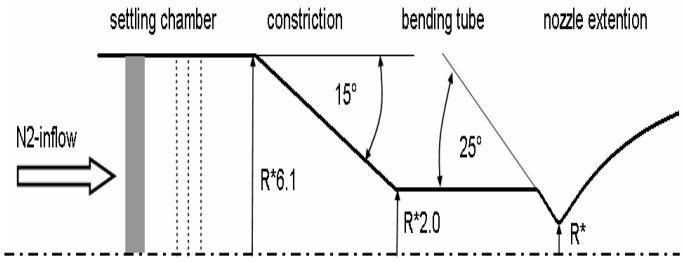


FIGURE 2. Modéle géométrique de la tuyère DLR-TIC

La tuyère véhicule un écoulement de gaz inerte (N_2) qui débouche sur une pression atmosphérique, avec des conditions réservoirs $P_{ch} = 25{,}25$ bars, $T_{ch} = 288$ K et une paroi de divergent refroidie par circulation d'air à $T_{div} = 270$ K [7]. En accord avec les données géométriques du constructeur (Fig.2), la tuyère présente les rapports de sections $\in_{ch} = 4$ et $\in_e = 14{,}01$ pour la chambre de combustion et la sortie du divergent, respectivement.

3. RESULTATS

Afin de ne pas perturber les conditions aux limites au niveau du plan d'éjection du divergent, un caisson $5D_e \times 10D_e$ est ajouté comme second domaine de calcul, dans lequel, une condition de Dirichlet est imposée pour la pression statique P_∞. Une analyse de sensibilité du maillage (Fig.3a) sur la valeur de la contrainte pariétale, a permit de converger vers une grille structurée comprenant 40.000 (200×200) cellules.

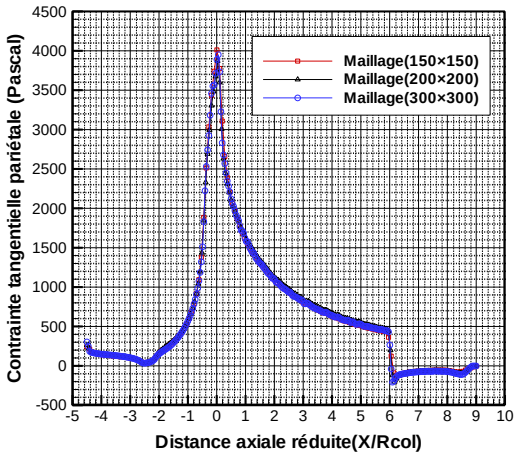


FIGURE 3a. Analyse de sensibilité des maillages.

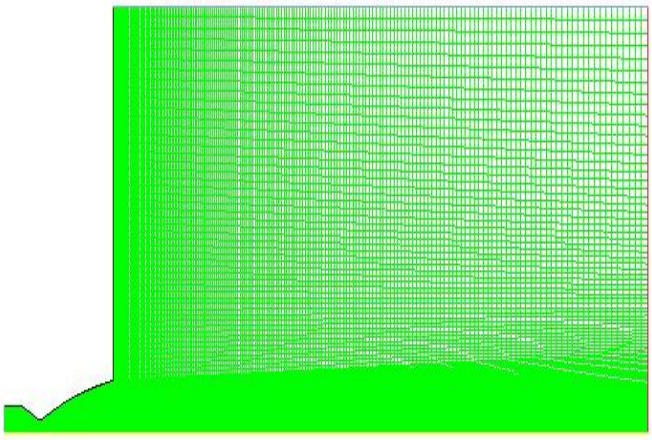
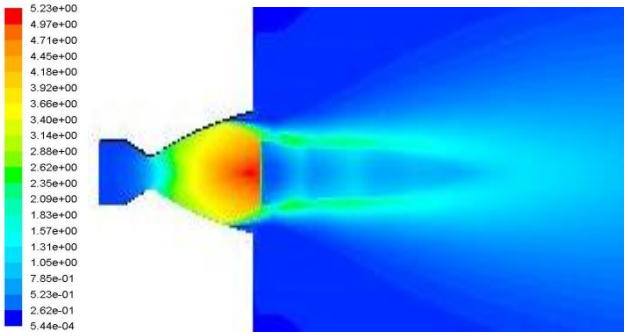


FIGURE 3b. Maillage crée pour le caisson et la tuyère.

La grille intérieure est construite sur la base d'une taille caractéristique $\Delta_{Cell} = 0{,}66$ mm initiale, qui se rétrécit en s'approchant de la paroi du divergent, alors que dans le caisson, une taille $\Delta_{Cell} = 6{,}5$ mm est utilisée, suivie d'un relâchement dans le sens axial, puis dans le sens radial (Fig.3b).
La figure 4 dresse le contour spatial du nombre de Mach dans le domaine de calcul. Il est tout à fait visible que pour le point de fonctionnement nominal (NPR =25,25), le décollement se localise à l'intérieur du divergent, alors que le disque de Mach se positionne à l'interface entre la sortie de la tuyère et le caisson.



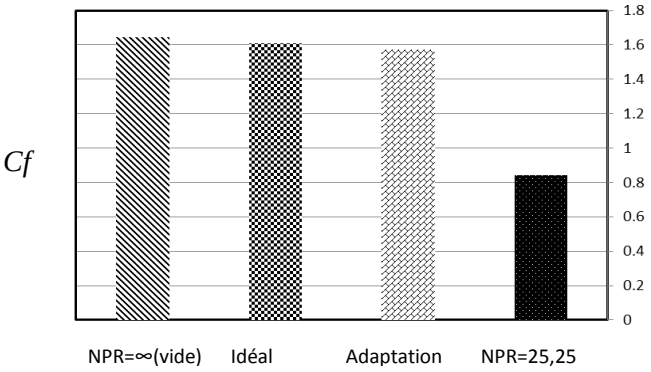
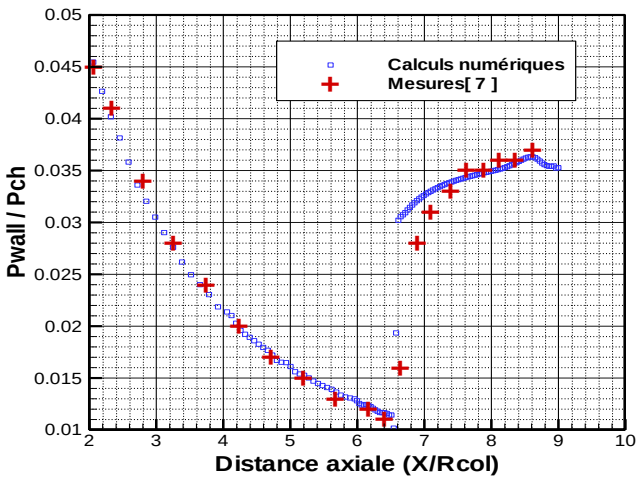


FIGURE 4. Contour spatial du nombre de Mach. FIGURE 5. Coefficient de poussée pour diverses conditions.

L'onde de choc, composée d'une partie oblique et d'une partie droite, est précédée d'une recompression qui altère le niveau de la poussée en sortie de tuyère et provoque une perte relative de 46 % sur le coefficient de poussée, par rapport à sa valeur en régime d'adaptation (Fig.5).
Pour le point de fonctionnement du banc d'essai, les calculs numériques paraissent assez proches des mesures, spécifiquement pour la pression statique pariétale (Fig.6a) où la position expérimentale du choc ($X_{choc} = +66{,}00$ mm) est reproduite avec une erreur relative inférieure à 0,4%. Le point de décollement est caractérisé par une contrainte pariétale nulle (Fig.6b), qui continue à diminuer en aval du choc pour devenir négative en raison de la recirculation de l'écoulement adjacent à la paroi.



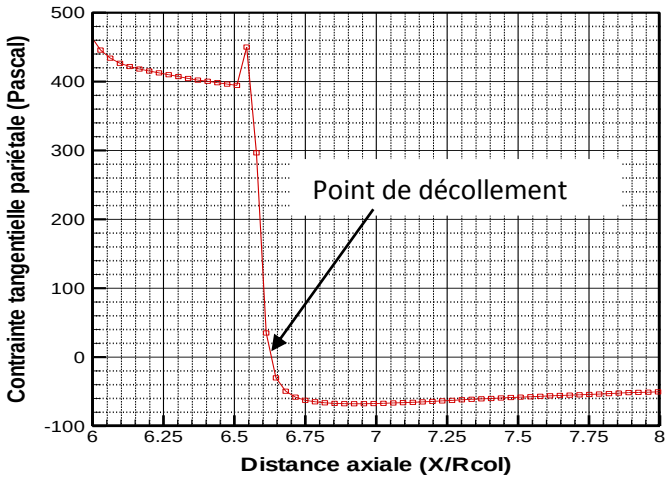


FIGURE 6a. Profil de la pression à la paroi (P_{wall} / P_{ch}). FIGURE 6b. Distribution de la contrainte pariétale (Pa).

Afin de caractériser la tuyère TIC-DLR en vue d'éventuelles utilisations avec des gaz brulés issus de chambre de combustion, on propose de conduire une analyse paramétrique quant à l'influence du rapport de détente NPR sur la position du point de décollement. Ce dernier ne devrait en aucun cas s'approcher du col géométrique en raison des risques de désamorçage de la tuyère. Pour des valeurs du rapport de détente allant de NPR =25,25 à NPR=5,00, le choc se déplace dans le sens amont, en remontant le divergent (Fig.7).
Le choc passe du plan de d'éjection de la tuyère pour NPR = 25,25 à une position quasi-confondue avec le col géométrique lorsque le NPR=5,00. Cette valeur constitue donc une limite de fonctionnement pour la chambre de combustion qui alimente la tuyère étudiée.

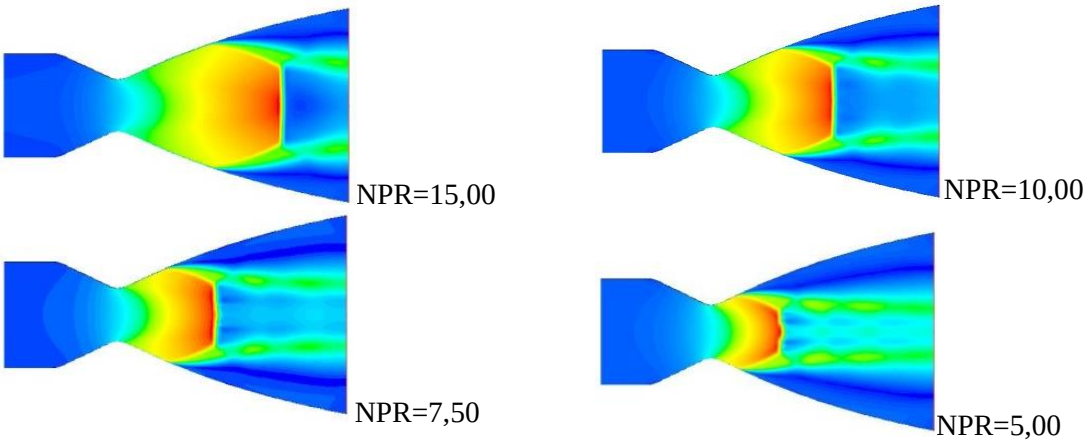


FIGURE 7. Localisation du choc pour différentes valeurs du NPR.

La tuyère TIC-DLR étant à géométrie axisymétrique, il serait plus pratique de localiser le point de décollement non pas par sa cordonnée axiale, mais plutôt par le rapport des sections $\in_{choc} = A_{choc} / A_{th}$, qui est lié à la forme de profil du divergent. Pour les valeurs investies du rapport de détente (Fig.8), une interpolation au sens des moindres carrés permet d'exprimer la relation comme :

$$\in_{choc} = a_0 + a_1.NPR + a_2.NPR^2 + a_3.NPR^3 \qquad (2)$$

avec $a_0 = -1{,}4050$; $a_1 = 0{,}8972$; $a_2 = -0{,}0430$; $a_3 = 0{,}0010$, un ensemble de coefficients calculés en accord avec un résidu global inférieur à 10^{-4}.

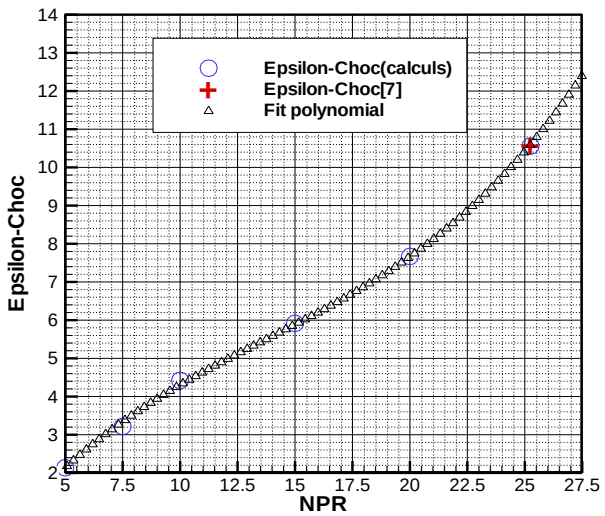


FIGURE .8 Lissage polynomial pour le positionnement du choc

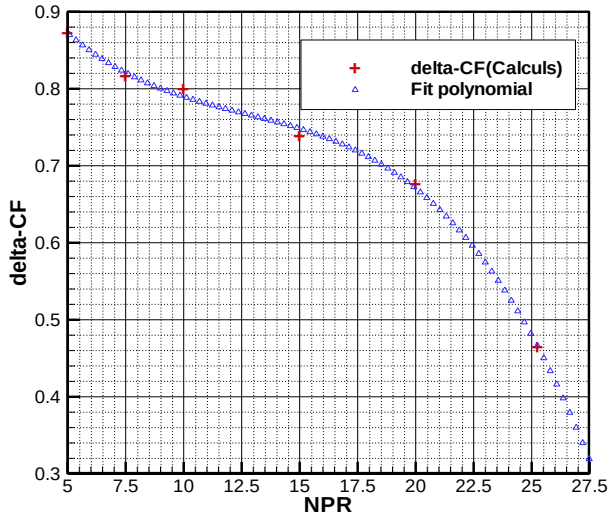


FIGURE .9 Lissage polynomial pour la perte de *Cf*

La perte relative en coefficient de poussée $(\Delta Cf)/Cf$ est rapportée au régime d'adaptation. La figure 9 montre que cette perte passe de 46% lors du point de fonctionnement expérimental (NPR = 25,25) à presque 88% pour le cas où le choc est quasi confondu avec le col géométrique. La même technique d'interpolation permet d'exprimer d'une façon analogue la perte relative en poussée comme :

$$(\Delta Cf)/Cf = b_0 + b_1.NPR + b_2.NPR^2 + b_3.NPR^3 \qquad (3)$$

avec $b_0 = 1{,}0727$; $b_1 = -0{,}0570$; $b_2 = 0{,}0039$; $b_3 = -0{,}0001$, un ensemble de coefficients calculés en accord avec un résidu global inférieur à 10^{-4}.

4. CONCLUSIONS

Le présent travail s'intéressait à la prédiction numérique du décollement supersonique dans une tuyère TIC fonctionnant en régime de surdétente. Pour une géométrie fixée du divergent, une relation polynomiale a permit de relier le rapport de détente (NPR) à la position du point de décollement sur la paroi du divergent. Une variante de la forme polynomiale a été proposée pour quantifier les pertes de poussée dues à la remontée du choc à l'intérieur du divergent.

REFERENCES

[1] J. Haggander , An efficient concept design process for the Vulcain2 thruster, *Technical Report of the Volvo-Aero Corporation*, 102, 2001.

[2] Institute for Space propulsion, *Annual Status Report*, German Aerospace Center, 2011.

[3] V. Zimijanovic, V. Lago, M. Sellam, and A. Chpoun, Thrust shock vector control of an axisymmetric conical supersonic nozzle via secondary transverse gas injection, *Shock Waves*, 24 (1), 97-111, 2014.

[4] C. Génin, R. Stark, O. Haidn, K. Quering and M. Frey, Experimental and numerical study of dual Bell nozzle flow, *Progress in Flight Physics*, 5, 363-376, 2013.

[5] B. Sainte-Rose, N. Bertier, S. Deck and F. Dupoirieux, Numerical simulation and physical analysis of an overexpanded reactive gas flow in a planar nozzle, *Combustion and Flame*, 159, 2856-2871, 2012.

[6] R. Stark and B. Wagner, Experimental study of boundary layer separation in truncated ideal contour nozzles, *Shock Waves*, 19 (3), 185-191, 2009

[**7]** R. Stark and G. Hagemann, Current status of numerical flow prediction for separated nozzle flows, *Seconde Conférence Européenne sur l'Aerospatiale (EUCASS)*, 2007.

[8] JANAF, Rocket engine performance prediction and evaluation, *CPIA Publication*, 246, 1975.

[9] P.R. Spalart and S.R. Allmaras, A one-equation turbulence model for aerodynamic flows, *Spatial Research Review*, 1, 5-21, 1994.

[10] K. Masatsuka, *I Do Like CFD: Governing Equations and Exact Solutions*, 1st Edition, Vol.1,Cradle Publishing, 2009.

CIPROFLOXACIN IN CONVENTIONALLY TREATED URBAN WASTEWATER: OXIDATION BY UV/H_2O_2 TREATMENT AND TOXICITY ASSESSMENT

L. BOUDRICHE[1], I. MICHAEL-KORDATOU[2], S. MICHAEL[2], I. J. STRAVOU[2], P. KARAOLIA[2], D. FATTA-KASSINOS[2]

[1]Centre de Recherche Scientifique et Technique en Analyses Physico-Chimiques, BP 384 Bou-Ismail, RP 42004 Tipaza, Algeria, boud_lil@yahoo.fr.
[2]Department of Civil and Environmental Engineering and Nireas-International Water Research Centre, School of Engineering, University of Cyprus, P.O. Box 20537, 1678 Nicosia, Cyprus.

ABSTRACT

This study aimed at evaluating the degradation of the antibiotic ciprofloxacin (CIP) in urban wastewater effluents, using UV-C-driven oxidation processes with H_2O_2 as oxidant. Various concentrations of H_2O_2 were examined for the process optimization. The complete degradation of CIP was achieved within 15 min of treatment under the optimum concentration of H_2O_2 which it was found to be 10 mg L^{-1}. The phytotoxicity and ecotoxicity of the treated samples was investigated against one plant species and a crustacean, respectively. At the end of the process the phytotoxic effect was eliminated. In addition, this study demonstrated the ability of the UV-C process to reduce the toxicity towards *D. magna* since the immobilization of the organisms was significantly reduced comparatively to the untreated wastewater. The antibacterial activity of the treated samples was investigated and a total inactivation of CIP-resistant *Escherichia coli* within 2 min of treatment was recorded.

Keywords: *antibiotics, ciprofloxacin, UV-C/H_2O_2, toxicity, antibiotic resistance.*

NOMENCLATURE

CIP	ciprofloxacin
CAS	conventional activated sludge.
UWTPs	urban wastewater treatment plants.
dE_fOM	dissolved effluent organic matter.
$HO^{\bullet}$	hydroxyl radicals.
H_2O_2	hydrogen peroxide.
TBX	Tryptone Bile X-Glucuronide medium agar.
E. coli	Escherichia coli.
D. magna	Daphnia magna.

1. INTRODUCTION

Several studies have reported the presence of a variety of pharmaceuticals in the environment such as antibiotics, anti-inflammatories, antidepressants, analgesics, natural and synthetic hormones [1-3]. Antibiotics are among the pharmaceuticals most commonly detected in the aquatic environment [4], since they are not completely removed during the conventional activated sludge (CAS) process applied in urban wastewater treatment plants (UWTPs) [5-7], so, their presence became a major concern due to their continuous input and persistence in the aquatic ecosystems [8, 9]. Ciprofloxacin (CIP) is one of the most prescribed antibiotics worldwide for the treatment of urinary and respiratory tract infections, among others [10, 11]. CIP is poorly biodegradable since it consists of a

recalcitrant quinolone structure and a piperazine moiety, therefore tertiary treatment is needed for its elimination prior to its discharge into the environment.
The aim of this study was to assess the efficiency of a UV-C driven chemical oxidation process in the presence of H_2O_2, in degrading CIP at environmentally relevant concentration level in urban wastewater effluents. The effect of the H_2O_2 concentration and the degradation kinetics of the process were investigated. The treatment efficiency through the evaluation of phyto- and eco-toxicity effects, towards *Sinapis alba* and *Daphnia magna*, respectively, was evaluated. Additionally, the study investigated the removal of *Escherichia coli* harbouring resistance to CIP during UV-C irradiation.

2. EXPERIMENTAL PART

All experiments were run in a photochemical apparatus consisting of an immersion well, batch type bench-scale cylindrical reaction vessel. The CIP-spiked wastewater solution was introduced into the reaction vessel, and the UV-C lamp with its quartz glass sleeve was immersed inside the solution. The exterior of the reactor was completely covered by a black cloth, in order to prevent external light penetration during the experimental duration.

CIP was spiked into the secondary treated wastewater effluents from a prepared stock solution to achieve an initial concentration of 100 µg L^{-1}. Then, the appropriate amount of H_2O_2 was added to achieve the desired oxidant concentration. At specific time intervals, samples were withdrawn from the reactor, transferred into vials previously filled with the appropriate reagents' volume to quench further reactions.

Toxicity tests were carried out in samples taken prior to and after the UV-C oxidation treatment performed at the optimum experimental conditions. The phytotoxicity and ecotoxicity of the treated samples was evaluated towards *Sinapis alba* and towards the crustacean *Daphnia magna*.

The prevalence of total cultivable and CIP-resistant *E. coli* prior to and after the UV-C oxidation treatment was evaluated. *E. coli* were enumerated on TBX agar or on this medium supplemented with CIP.

3. RESULTATS

The degradation of CIP during the UV-C/H_2O_2 process, was investigated under various H_2O_2 concentrations, in order to determine the optimum oxidant concentration (Fig. 1).

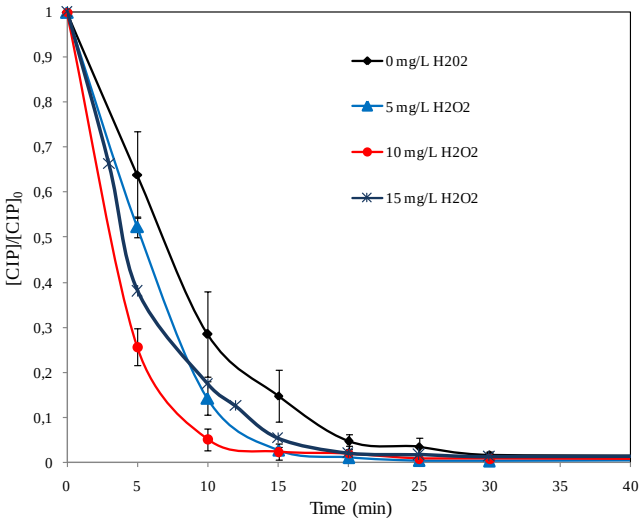


FIGURE 1. Effect of H_2O_2 concentration on the degradation of CIP-spiked wastewater solutions under UV-C irradiation.

The results demonstrated that the photolytic experiments yielded approximately complete degradation of CIP after 30 min of treatment. The degradation rate was rapidly increased by increasing the concentration of H_2O_2 until 10 mg L^{-1}, attributed to the generation of highly reactive $HO^{\bullet}$, that enhance the rate of CIP degradation. Beyond of $[H_2O_2]$=10 mg L^{-1}, a decrease in the degradation rate of CIP was observed resulting in longer photooxidation time for the complete removal of the substrate. The degradation of CIP during the oxidation process followed pseudo-first-order kinetics between CIP and $HO^{\bullet}$, and this was confirmed by the linear behaviour of $-\ln([CIP]/[CIP]_0)$ against time (where $[CIP]_0$ and [CIP] refer to the concentrations of the antibiotic at times 0 and t (min)).

As shown in Fig. 2, the untreated wastewater resulted in a complete immobilization (100%) of *D. magna* after 24 h exposure time, indicating the toxic effects of dE_fOM originally present in the matrix. At 0 min (collection of sample after the addition of the oxidant and CIP), the toxicity decreased until 55% after 24 h exposure, indicating that the oxidant resulted in the formation of less toxic compounds.

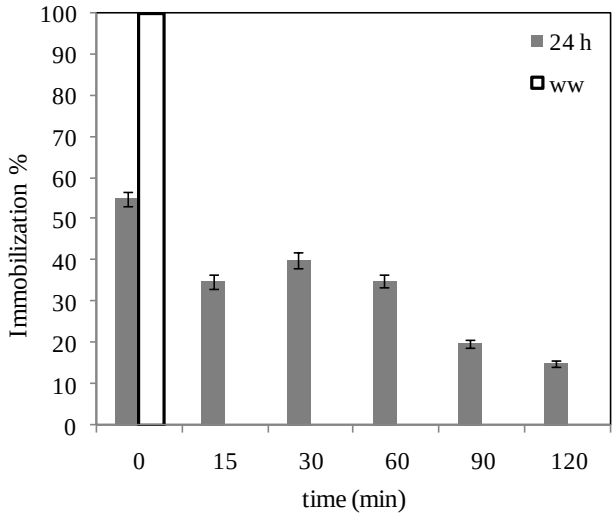


FIGURE 2. Evolution of toxicity to *D. magna* at 24 exposure times during UV-C/H_2O_2. Experimental conditions: $[CIP]_0$ =100 µg L^{-1}, $[H_2O_2]_0$=10 mg L^{-1}, pH = 7.8

This behavior may be attributed to the formation of new intermediates less toxic. From that time onwards, the immobilization decreased and reached 15% after 24 h exposure time.

4. CONCLUSIONS

Urban wastewater treatment plants effluents are among the possible sources of antibiotics spread into the environment. In this study, advanced oxidation process (UV-C/H_2O_2) was successfully investigated to remove ciprofloxacin in urban wastewater at concentration, especially after optimization of H_2O_2 concentration (10 mg L^{-1}), reaching a complete degradation of CIP within a short duration.

Excess H_2O_2 (>10 mg L^{-1}), would scavenge hydroxyl radical and decrease the oxidation efficiency of CIP. Pseudo first-order kinetics was observed for the degradation of CIP under the UV-C/H_2O_2 treatment.
The phytoxicity and ecotoxicity were reduced at the end of treatment.
A complete and very fast removal of CIP-resistant bacteria was obtained.

REFERENCES

[1] M. Carballa, F. Omil, J. M. Lema, M. Llompart, C. Garcia-Jares, I. Rodriguez, M. Gomez, T. Ternes, Behavior of pharmaceuticals, cosmetics and hormones in a sewage treatment plant, Water Research, 38, 2918-2926, 2004.

[2] L. Rizzo, S. Meric, M. Guida, D. Kassinos, V. Belgiorno, Heterogenous photocatalytic degradation kinetics and detoxification of an urban wastewater treatment plant effluent contaminated with pharmaceuticals, Water Research, 43, 4070-4078, 2009.

[3] A. Lajeunesse, C. Gagnon, F. Gagne, S. Louis, P. Cejka, S. Sauve, Distribution of antidepressants and their metabolites in brook trout exposed to municipal wastewaters before and after ozone treatment – Evidence of biological effects, Chemosphere, 83, 564-571, 2011.

[4] I. Michael, L. Rizzo, C.S. McArdell, C.M. Manaia, C. Merlin, T. Schwartz, C. Dagot, D. Fatta-Kassinos, Urban wastewater treatment plants as hotspots for the release of antibiotics in the environment: A review, Water Research, 47, 957-995, 2013.

[5] A. G. Trovo, R. F. P. Nogueira, A. Agüera, A. R. Fernandez-Alba, C. Sirtori, S. Malato, Degradation of sulfamethoxazole in water by solar photo-Fenton. Chemical and toxicological evaluation, water research, 43, 3922-3931, 2009.

[6] N. Tran, P. Drogui, L. Nguyen, S. K. Brar, Optimization of sono-electrochemical oxidation of ibuprofen in wastewater, Journal of Environmental Chemical Engineering, 3, 2637-2646, 2015.

[7] K. S. Jewell, S. Castronovo, A. Wick, P. Falås, A. Joss, T. A. Ternes, New insights into the transformation of trimethoprim during biological wastewater treatment, Water Research, 88, 550-557, 2016.

[8] N. Kemper, Veterinary antibiotics in the aquatic and terrestrial environment. Ecol. Indic., 8, 1-13, 2008.

[9] K. Kümmerer, Antibiotics in the aquatic environment -a review - Part I. Chemosphere, 75, 417-434, 2009.

[10] H. A. Okeri, I. M. Arhewoh, Analytical profile of the fluoroquinolone antibacterials. I. Ofloxacin, African Journal of Biotechnology, 7, 670-680, 2008.

[11] I. Hayder, I. A. Qazi, M. A. Awan, M. A. Khan, A. Turabi, Degradation and inactivation of ciprofloxacin by photocatalysis using TiO_2 nanoparticles, J. App. Pharm., 04, 487-497, 2012.

DESTRATIFICATION THERMIQUE PAR APPLICATION D'UN JET TURBULENT A DIFFUSEUR MUNI DE LOBES

Abderazak BENNIA[1*], Larbi LOUKARFI[1], Ali KHELIL[1], Hachimi FELLOUAH[2], Mohamed BRAIKIA[1], Said NECHAD[1]

[1]Laboratoire de Contrôle, Essai, Mesure et Simulation Mécaniques, Université Hassiba Benbouali de Chlef, Hay Salem, route nationale N° 19, 02000, Algérie.
[2]Department of mechanical engineering, Université de Sherbrooke, 2500 boul. Université, Sherbrooke, Québec, Canada.
[*](auteur correspondant : bennia.a_unv@hotmail.com)

RÉSUMÉ

Dans cette étude expérimentale, on utilise un jet lobé en vue d'améliorer l'efficacité de la diffusion de l'air soufflé dans une enceinte. L'installation réalisée consiste en un châssis sur lequel on fixe le dispositif de soufflage, composé d'un générateur d'air à diffuseur muni de lobes, dirigé verticalement, du haut vers le bas. L'analyse des profils de température axiale et radiale dans l'écoulement turbulent, montre pour la zone du noyau potentiel, des distributions plus étalées radialement, selon le plan principal et ce, du fait de l'ouverture plus évasée des lobes. Tandis que pour la zone de transition et pour celle où l'écoulement est pleinement établi, que ce soit selon le plan principal ou secondaire, le jet sera similaire au jet circulaire. Ainsi, comparé au jet turbulent classique, ce type de diffuseur permettant une meilleure destratification thermique, laisse espérer des applications pour le chauffage, la climatisation, le séchage, le conditionnement...dans les secteurs tertiaire ou industriel.

Mots Clés: *Jet lobé, Homogénéisation Thermique, Étude Expérimentale, Ventilation.*

NOMENCLATURE

D	diamètre équivalent, m
H	hauteur de lobe, m
L	longueur de lobe, m
U_0	vitesse moyenne à la sortie de diffuseur, $m.s^{-1}$
T_a	température ambiante, °C
T_i	température dans différents points du jet, °C
T_{max}	température de soufflage, °C
T_r	température réduite

Lettres grecques :

α_{int}	angle intérieur des lobes, °
α_{ext}	angle extérieur des lobes, °

Indices / Exposants :

r/D	direction radiale
X/D	direction axiale
PP	plan principal
SP	plan secondaire

1. INTRODUCTION

Les processus de mélange sont intimement liés à la transition de la turbulence [1, 2]. La géométrie et les perturbations initiales de l'écoulement conditionnent fortement sa génération ainsi que sa transition [1]. En ce qui concerne les applications, elles sont nombreuses : Poussée des réacteurs d'avions, dispersion des polluants, chauffage, ventilation et climatisation dans les locaux à usage d'habitation [1-4]. Une bonne répartition spatiale

des faibles débits d'air neuf à injecter est exigée dans les locaux habitables, pour un meilleur confort des usagers [1]. Afin d'améliorer l'efficacité de la diffusion d'air à moindre coût en tenant compte l'aspect esthétique dans la conception des unités terminales de diffusion d'air, on a trouvé un moyen dit «passif» qui consiste à souffler le jet à traver un diffuseur muni de lobes. Ce contrôle passif permet l'amélioration de la diffusion de l'air dans le bâtiment [5-7]. Si les données disponibles dans la littérature sont qualitatives ou limitées pour l'application de la diffusion de l'air dans des espaces habitables, elles sont toutefois précieuses pour guider nos choix sur des géométries performantes et intégrables dans des unités terminales de diffusion d'air. Cette constatation motive l'étude bibliographique sur les jets lobés qui fait l'objet de cette étude et qui permet de sélectionner des géométries à tester dans des conditions cohérentes avec l'application. Bennia *et al* [8] présente une étude expérimentale d'un jet turbulent à diffuseur muni de lobes, appliqué au confort d'hiver dans les locaux à usage d'habitation. L'objectif visé est l'amélioration de l'efficacité de la diffusion de l'air dans la zone d'occupation à moindre coût, par un moyen passif de contrôle de l'écoulement moteur de la ventilation. Une étude comparative de la performance de différents types de jets a été menée. Par l'analyse des profils de température axiale du jet pour 20 diamètres équivalent, la comparaison entre le diffuseur lobé à ouverture plus évasée et à faible hauteur et le diffuseur avec et sans tourbillonnement montre que le jet lobé dans des conditions de soufflage similaires assure mieux la stabilité des températures radiales tandis-que le jet tourbillonnaire à angle d'inclinaison 60° assure mieux l'épanouissement des températures radiales. Bennia *et al* [9] présente également une étude comparative de la performance de différentes géométries de buses. Par l'analyse des profils de la vitesse axiale du jet, la comparaison du jet lobé utilisant diverses géométries de lobes montre qu'un diffuseur à lobes inclinés homogénéise l'écoulement d'air dans le local expérimental relativement mieux qu'un diffuseur lobé à section droite. Aussi, le diffuseur ayant des lobes à ouverture plus évasée et à faible hauteur s'avère plus performant. Par ailleurs, en considérant le jet tourbillonnaire (swirling jet) comme référence, il s'avère que le jet lobé dans des conditions de soufflage similaires améliore l'homogénéisation thermique de l'écoulement d'air. Dans une étude précédente, Bennia *et al* [10] ont s'intéresse à l'étude expérimentale et numérique d'un jet turbulent libre à diffuseur minus des lobes, utilisé dans la climatisation et le chauffage des locaux à usage d'habitation. Expérimentalement, ils ont mesuré le champ de vitesse axiale et radiale du domaine de calcul. L'analyse dynamique des profils axiale et radiale dans l'écoulement turbulent, montre pour la zone du noyau potentiel, des distributions plus étalées radialement, selon le plan principal et ce, du fait de l'ouverture plus évasée des lobes. Tandis que pour la zone de transition et pour celle où l'écoulement est pleinement établi, ces profils ne sont pas influencés par les lobes et les creux, que ce soit selon le plan principal ou secondaire, le jet sera similaire au jet circulaire. Numériquement, en utilisant le software commercial Fluent, basé sur la méthode des volumes finis les résultats obtenus avec le modèle de turbulence (RNG k-ε et SST k-ω), sont en bon accord avec les résultats expérimentaux. Les résultats obtenus montrent l'intérêt de la caractérisation de ce type de jet pour son application au CVC. L'objectif principal de cette étude est d'établir, la distribution des températures et des vitesses, d'abord expérimentalement et ensuite et ensuite numériquement avec le logitiel «Fluent», pour une configuration de jet d'un diffuseur lobé. Ce type d'écoulement, en vue de son application à la ventilation des locaux à usage d'habitation.

2. BANC D'ESSAI ET CONDITIONS EXPÉRIMENTALES

Le montage expérimental est essentiellement conçu pour générer un jet d'air à partir d'un diffuseur lobé. Les expériences ont été réalisées dans un local de dimensions 3,0 m de longueur, 2,5 m de largeur et 2,5 m de hauteur. Ces dimensions permettent de réaliser au mieux des essais dans des conditions de jet vertical libre et chaud à forces de poussées défavorables. Le local a été isolé du milieu extérieur lors des expériences. En

l'absence de contrôle des conditions thermiques au niveau des parois du local, la température ambiante n'est pas maintenue constante. L'écart de température jet/ambiance est néanmoins contrôlé par réajustement de la température de soufflage du jet. Il s'en suit que le du nombre d'Archimède du jet est conservé lors des essais. L'installation réalisée est composée d'un châssis sur lequel est fixé le dispositif de soufflage (figure 1). Ce dernier comporte un diffuseur de soufflage d'air chaud dirigé du haut vers le bas. Les températures de l'écoulement sont mesurées par un thermo-anémomètre multifonctionnel. La sonde est supportée par un tige guidée verticalement et horizontalement pour balayer le maximum d'espace. L'erreur de précision de la sonde thermique est ± 0.5 °C . Un thermomètre digital est placé à l'extérieur de l'écoulement dans le local pour permettre la mesure instantanée de la température ambiante (T_a). Les dispositifs expérimentaux de mesures en mode libre sont représentés sur la figure 1. Les température ambiante T_a , la température T_i du jet en différents points, sont relevées simultanément.

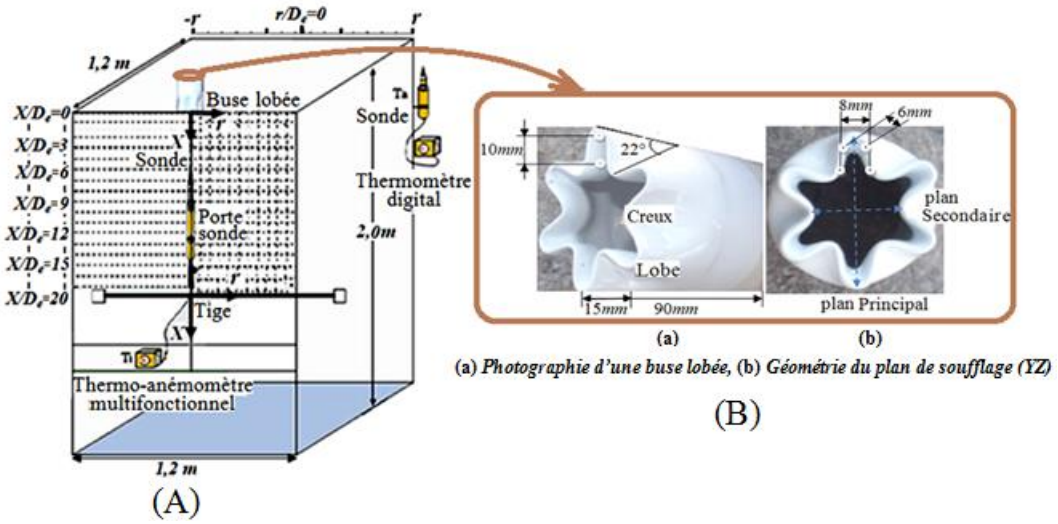


FIGURE 1. Schéma descriptif de l'installation expérimentale**.**

La figure 1(B) montre la buse lobée qui est composée de 6 lobes inclinés avec un angle de 0° par rapport au plan de soufflage. Ses creux sont inclinés de 22° vers l'intérieur. La buse, est d'une section circulaire de 46 mm de diamètre et de 90 mm de longueur. Les lobes sont avec des ouvertures plus évasée, la largeur de chacun est 6 mm et sa hauteurs est 10 mm . La température initiale du jet d'air au niveau de l'orifice de soufflage est de 71°C et la vitesse axiale initiale est de 8 $m.s^{-1}$.

3. ESTIMATION DES ERREURS DE MESURE

Les températures (T_i) et (T_a) ont été mesurées avec des sondes thermiques ayant une précision de 5/100. Elles ne sont relevées que lorsque la température a été stable. La température réduite (T_r) est obtenue par référence à la différence entre la température maximale moyenne, à la sortie de l'orifice de soufflage, et la température ambiante.

$$T_r = \frac{T_i - T_a}{T_{max} - T_a} \tag{1}$$

$$\frac{\Delta T_r}{T_r} = \frac{\Delta T_i}{T_i} + \frac{\Delta T_a}{T_a} + \frac{\Delta T_a}{T_a} + \frac{\Delta T_{max}}{T_{max}} \tag{2}$$

$$\frac{\Delta T_r}{T_r} = \frac{\Delta T_i}{T_i} + \frac{2\Delta T_a}{T_a} + \frac{\Delta T_{max}}{T_{max}} \quad (3)$$

Les calculs donnent pour l'incertitude associée aux mesures des températures, une estimation inferieure à 5 %.

4. RESULTATS

4.1 PROFIL EXPÉRIMENTAL DE LA TEMPÉRATURE AXIALE D'UN JET LOBÉ LIBRE

Le profil de température réduite (T_r) d'un jet d'air lobé est présenté ci-dessous.

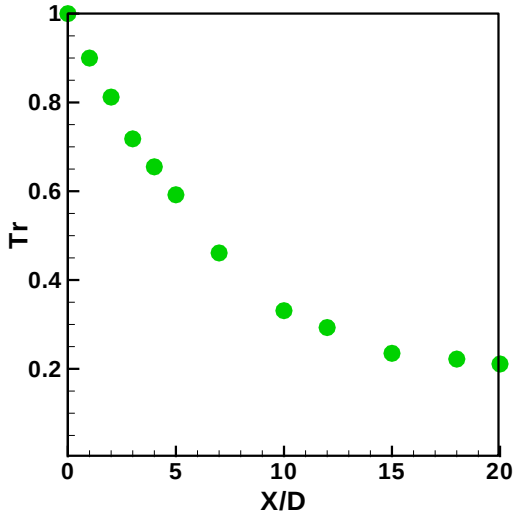


FIGURE 2. Profils de température axiale d'un jet lobé en mode libre.

La figure 2 montre la distribution axiale de la température réduite (T_r) sur une distance axiale de 20 diamètres équivalents pour un seul jet lobé. Le profil de distribution de température axiale, présente une courbe d'allure gaussienne dans l'intégralité du jet et mettent en évidence que la stabilité de la température apparaît lorsque l'on s'éloigne de l'orifice de soufflage. On constate que le maximum de température est atteint tout près de l'orifice de soufflage $1D_e$, puis la température axiale décroissent rapidement jusqu'a $7D_e$, pour atteindre presque 2/3 de sa valeur initiale. De la station axiale $7D_e$ et jusqu'a $15D_e$, on observe une deuxième pente beaucoup moins accentuée que la première. Au-delà de 15 diamètres équivalents, l'intensité de température s'affaiblit et se régularise le long de l'écoulement. Ce résultat permet de quantifier l'importance relative de l'inclinaison du creux par rapport à la géométrie lobée du plan de soufflage. Cette diminution rapide de la température axiale se traduit par un transfert de l'énergie vers la direction radiale.

4.2 PROFILS EXPÉRIMENTAUX DES TEMPÉRATURES RADIALE D'UN JET LOBÉ LIBRE

La figure 3 montre les profils de températures radiales pour différentes stations de mesure (X/D_e=1, 2, 3, 4, 5, 7, 10, 15 et 20).

4.2.1 PLANS PRINCIPAL ET SECONDAIRE

La figure 3 montre les profils comparés des températures radiales dans les plans principal et secondaire pour un jet lobé en mode libre.

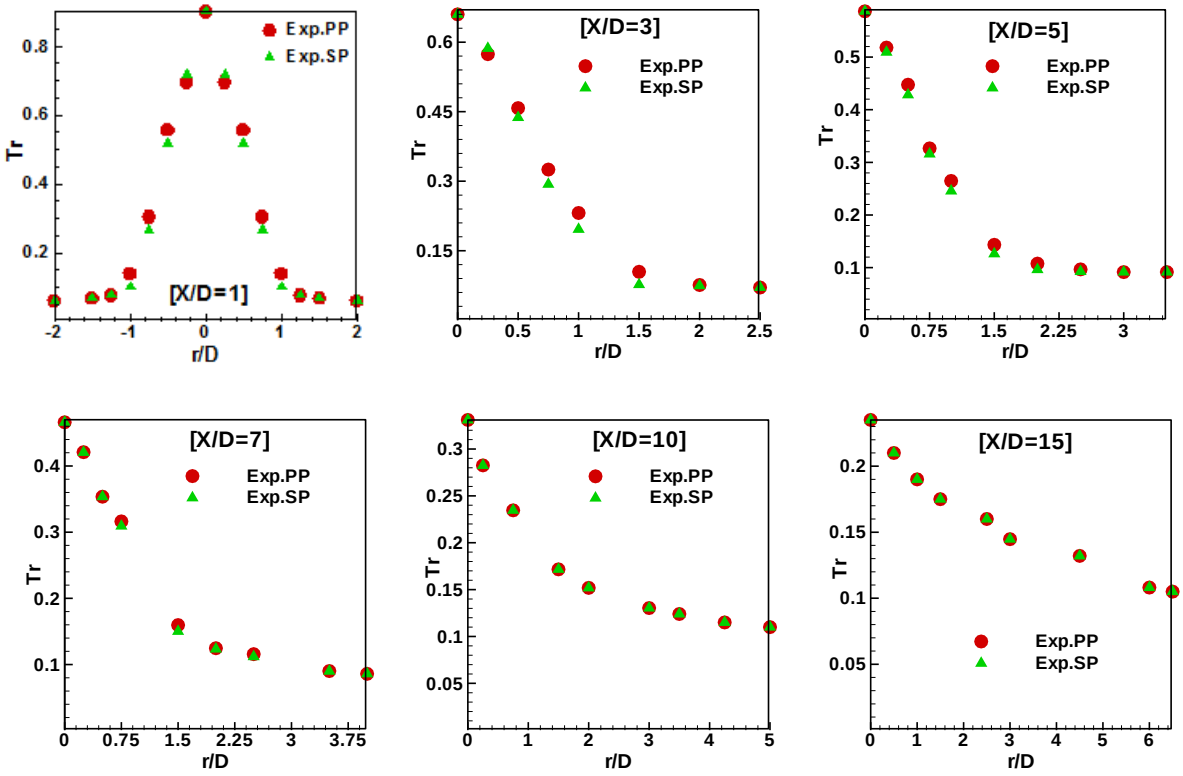


FIGURE 3. Profils de température radiale d'un jet lobé en mode libre.

Les profils de température radiale pour les deux plans étudiés, aux différentes stations axiales sont représentés en figure 3.

Tout d'abord, les mesures relevées pour la configuration du jet lobé en mode libre étudié, ont été faits sur la totalité du jet. Les résultats obtenus montrent que, pour un même plan qu'il soit principal ou secondaire, l'écoulement est axisymétrique indiquant une égale capacité de transfert dans toutes les directions. La figure 4 pour la station [$X/D_e=1$] est explicite à ce sujet. Dans le plan de symétrie de la configuration étudiée (figure 4), on constate que la température décroît rapidement dans la direction radiale d'une valeur maximale proche de l'axe du jet à une valeur minimale et tend vers la température ambiante T_a. De la station axiale $1D_e$ jusqu'a $7D_e$, on remarque clairement l'influence du plan principal sur l'épanouissement radial des températures. On remarque également, une légère décroissance de la température dans le cas du plan secondaire. Cette différence peut s'expliquer par l'influence d'ouverture plus évasée des lobes. Au-delà de 7 diamètres équivalents jusqu'a $20D_e$, l'écoulement n'est pas influencé par le type de plan. Le jet se présente comme un jet circulaire libre et c'est pourquoi les profils des températures sont identiques, de même épanouissement radial pour les deux plans principal et secondaire.

5. CONCLUSIONS

Pour assurer le confort des occupants, l'ambiance d'un local à usage d'habitation doit être homogène en température de soufflage, à partir d'un diffuseur d'air approprié, ce que n'est pas assuré par les unités terminales classiques.

Cette étude du jet à diffuseur muni de lobes a été faite dans le but de tester ses performances en termes d'homogénéisation de ce type d'ambiance. Par rapport au jet circulaire, le jet lobé est caractérisé par un plan principal et un plan secondaire. Il est le siège d'un important cisaillement transversal dû à l'inclinaison des creux.

Dans la région du noyau potentiel, les profils thermiques et dynamiques sont plus étalés au niveau du plan principal et ce, du fait de l'ouverture plus évasée des lobes. Tandis que dans la zone de transition et dans la région de l'écoulement pleinement établi, ces profils ne sont par influencés par le type de plan et alors le jet sera similaire à celui du jet circulaire.

REFERENCES

[1] A. Dia, Simulation de jets d'air lobés pour l'optimisation des Unités Terminales de Diffusion d'Air, *Université de La Rochelle, Doctorat en sciences,* 2012.

[2] P.E. Dimotakis, The mixing transition in turbulents flows, *Journal of Fluid Mechanics*, 409, 68-69, 2000.

[3] A. Meslem, I. Nastase and F. Allard, Passive mixing control for innovative air diffusion terminal devices for buildings, *Building and Environment,* 45, 2679-2688, 2010.

[4] A. Meslem, M. Elhassan and I.Nastase, Analysis of jet entrainment mechanism in the transitional regime by time-resolved PIV, *Journal of Visualization,*14, 41-52, 2011.

[5] M. Elhassan, A. Meslem and K. Abed-Meraïm, Experimental investigation of the flow in the near-field of a cross-shaped orifice jet, *Phys of Fluids,* 23,1-16, 2011.

[6] I. Nastase, A. Meslem, V. Iordach and I. Colda, Lobed grilles for high mixing ventilation - An experimental analysis in a full scale model room, *Building and Environment,* 46, 547-555, 2011.

[7] A. Meslem, F. Bode, I. Nastase and O. Martin, Optimization of lobed perforated panel diffuser: numerical study of orifice geometry, *Modern Applied Science,* 6(12), 59, 2012.

[8] A. Bennia, L. Loukarfi, M. Braikia, A. Khelil and H. Naji, Etude expérimentale d'un jet turbulent à diffuseur muni de lobes : Application au confort dans les locaux à usage d'habitation, *Revue Nature & Technologie. A- Sciences fondamentales et Engineering,* 13, 54-58, 2015.

[9] A. Bennia, L. Loukarfi, A. Khelil, M. Braikia, S. Rahal and Y. Bouhamidi, Jet turbulent à diffuseur muni de lobes : Application au confort dans les locaux à usage d'habitation, *Revue Nature & Technologie.C-Sciences de l'Environnement*, 13, 34-38, 2015.

[10] A. Bennia, L. Loukarfi, A. Khelil, S. Mohamadi, M. Braikia and H. Naji, Contribution to the experimental and numerical dynamic study of a turbulent jet issued from lobed diffuser, *Journal of Applied Fluid Mechanics*, 9 (6), 2016.

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 DU FROTTEMENT DE ROULEMENT DANS LES POLYMÈRES (APPROCHE EXPÉRIMENTALE)

M. RAHMANI, M. ZIANI[2] & A. YOUSFI[3],

[1]Univerité de Laghouat, BP G67 Laghouat, rahmanimed2@gmail.com
[2]Univerité de Laghouat, BP G67 Laghouat, mohamedziani52@yahoo.fr
[3] Univerité de Laghouat, BP G67 Laghouat, a.yousfi@mail.lagh-univ.dz

RESUME

Dans ce travail en utilisant un nouveau tribomètre à cinq billes sur éprouvette plane et en absence totale du frottement de glissement du au spin, nous avons tenté à mesurer expérimentalement les variations du couple de résistance au roulement des billes sur des éprouvettes planes en polymères en fonction de la charge et de la fréquence de passage des billes. Les expériences ont montré que la fréquence critique des polymères testés ne dépend pas du niveau de chargement. Le couple de résistance au roulement dépend de la charge et de la fréquence d'une part et d'autre part il dépend fortement de la morphologie et de la compressibilité du polymère. A la lumière de ces résultats il s'est avéré que le coefficient de frottement de roulement d'un polymère donné est la somme de deux expressions. La première est une constante issue de la loi de coulomb, et la deuxième est une fonction de la fréquence de chargement et qui exprime les manifestations viscoélastiques des matériaux en fonction de la fréquence de chargement.

Mots clés : *Frottement, contact roulant, viscoélasticité, polymères*

NOMENCLATURE

Insert here the list of variables used in a table with 2 columns, centered and borders removed. Wherever possible, the 2 columns are of equal length. The symbols must conform to international rules.

Symboles :	$\Psi(\omega)$: fonction de viscoelasticité
C : Couple de résistance au	**β** dépend du modèle viscoelastique
R= rayon de la piste de roulement	ω: frequence de passage des billes
N : Charge normale (N)	α:coefficient de frottement
Lettres grecques :	**τ** temps caractéristique de relaxation
μ_r = coef frottement global	

1. INTRODUCTION

Depuis leur apparition, les polymères ont envahi presque tous les domaines technologiques. Ces matériaux se distinguent par rapport aux métaux par leur propre comportement dit viscoélastique. Souvent sous contraintes mécaniques, les polymères possèdent des comportements viscoélastiques non linéaires, que les rhéologistes ont tenté avec plus ou moins de réussite de les représenter par des modèles linéaires. Dans les applications tribologiques les polymères techniques ont démontré dans la pratique leur capacité de fonctionnement sous contraintes de contact.

Dans les applications tribologiques les polymères techniques ont démontré dans la pratique leur capacité de fonctionnement sous contraintes de contact. On distingue cependant deux types de frottement : le frottement de glissement (translation d'un corps sur un autre) et le frottement de roulement. Ce dernier est négligeable dans le cas des matériaux métalliques, par contre dans les polymères le frottement de roulement est très important. Ce problème a été traité théoriquement par différentes approches *[1-9]*:

Hunter [7] qui a tenté de modéliser le phénomène en considérant que la résistance au roulement est due à la distribution asymétrique de la pression de contact.

Yamaguchi [8] a étudié ce problème en utilisant la méthode des pertes par hystérésis et la théorie de Hertz de la mécanique de contact.

Knothe et Miedler [9] ont essayé de résoudre ce problème par la méthode énergétique en déterminant les contraintes normales et tangentielles dans la surface de contact.

Parmi les approches expérimentales on peut citer celle de Flom [10-12] qui a conçus un appareil à trois billes, pour mesurer les pertes d'énergie par frottement de roulement dans le polymère. Le principe de ce montage repose sur la mesure de l'enfoncement des billes dans le polymère. La déformation ainsi mesurée lui a permis de calculer l'énergie perdue par frottement de roulement.

Le problème qui se pose est que l'énergie perdue par frottement de roulement n'est pas due uniquement à la déformation de la surface de contact. Il peut y avoir des pertes d'énergie par fissuration et même par d'autres phénomènes d'ordre morphologique qui sont encore mal connu. Il faut tenir compte de tous les modes de dissipation d'énergie perdue par frottement de roulement.

2. METHODE EXPERIMENTALE

2.1 Montage expérimental

Dans le but de tester les polymères, et sur la base d'une version précédente non optimisée [13] ce tribomètre a été conçu et fabriqué pour un contact billes sur plan (figure 1) dans lequel le spin des billes a été complétement neutralisé et le mouvement des billes sur l'éprouvette plane est un mouvement de roulement pur.

Fig.1: *banc d'essai (tribomètre)*

Fig.2 *Disque moteur avec une gorge profonde*

1 -support métallique 2 -supports caoutchouteux 3 -moteur électrique 4 -Système de chargement 5 -contrepoids 6 -axe horizontale 7 -cylindre métallique creux contenant l'ensemble des pièces en contact (billes +disque moteur + l'éprouvette) 8 -porte-éprouvette 9 -petit pot 10 -l'éprouvette en polymère 11 -billes en acier *12 -Disque moteur*

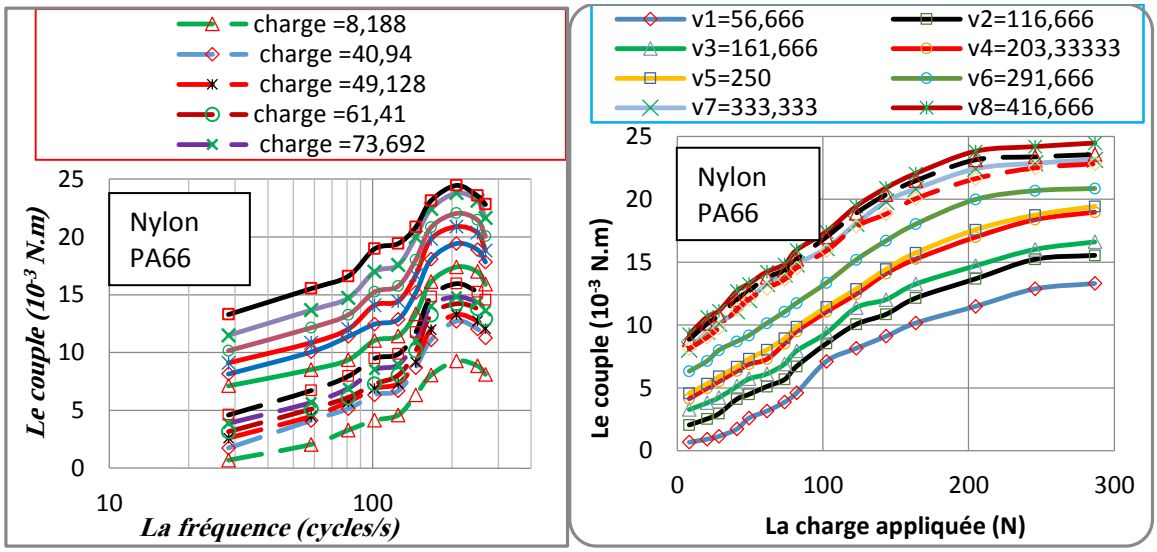
Le banc d'essai fonctionne avec cinq billes de 12.7 mm de diamètre et de dureté : Hrc58—62.Le disque moteur Figure 2 est la pièce maitresse dans ce banc d'essai, elle est réalisée en (*acier 42 CD4*),

Préparation des éprouvettes :

Des éprouvettes sous forme de disques de **39 mm** de diamètre ont été découpées avec 3 mm d'épaisseur pour le Pa66 fourni sous forme de tiges cylindriques, Pour *l'Acrylo-Butadiène – Styrène* (ABS) un copolymère contenant du caoutchouc, les éprouvettes ont été découpées à partir de pièces moulées par injection. Les éprouvettes de caoutchouc non renforcé ont été découpées à partir d'une chambre à air neuve.

3.RESULTATS

Dans le cas du Nylon PA66 (matériau semi- cristallin à l'état vitreux) le couple de résistance au roulement reste relativement faible. Figures 3 et 4 La fréquence critique est de l'ordre de 208 cycles/Sec. Et elle reste la même quelle que soit la charge. L'ABS étant un copolymère qui contient du butadiène de comportement caoutchouteux résiste plus au roulement des billes avec un couple relativement élevépour la même charge. La fréquence critique est de l'ordre de 250 cycles/Sec. Elle reste la même quelle que soit la charge. Le caoutchouc non renforcé fourni un couple de résistance au roulement de l'ordre de cinq fois celui du Nylon PA66 pour la même charge. La fréquence critique n'a pas été atteinte même avec la vitesse maximale du banc d'essai 6640 Tr/min soit 268.33 cycles/Sec. On constate que pour chaque polymère étudié, les courbes ont presque toutes la même forme et la même tendance quelle que soient la charge et la vitesse.



a b

Figure 3(a,b) Couples de résistance du nylon PA66 au roulement des billes en fonction de la fréquence de chargement (a) et en fonction de la charge appliquée (b).

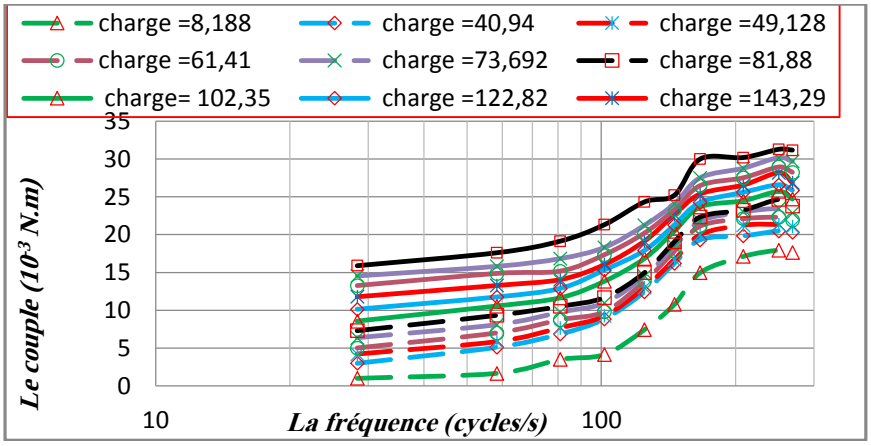


Figure 4 Couple de résistance au roulement sur l'ABS en fonction de la fréquence de chargement.

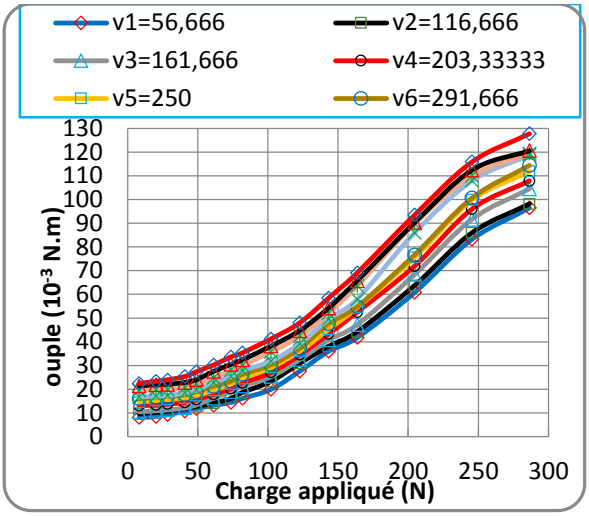


Figure 5 Couple de résistance au roulement sur le Caoutchouc en fonction de la charge N

Le couple de résistance au roulement des billes s'atténue dans le cas des charges élevées Dans le cas des caoutchoucs le couple de frottement continue à augmenter. Et la fréquence critique de chargement est la plus élevée. En soustrayant la courbe moyenne des couples de chacune des courbes nous obtenons à chaque fois une courbe pratiquement constante qui ne dépend pas de la fréquence Figure (6) pour le PA66, pour le caoutchouc et l'ABS. Respectivement. Le couple de frottement de roulement peut alors être exprimé par l'équation suivante :

$\frac{C}{R} = \alpha N + f(N,\omega)$ (1) Où : R=0.013m

α n'est autre que la pente prise dans la partie droite des courbes qui présentent le couple en fonction de la charge normale figures (4,6,8)

f(N,ω) est une fonction qui exprime les manifestations viscoélastiques des polymères

En utilisant les modèles viscoélastiques linéaires, la fonction f(N,ω) deviendra :

$f(N,\omega) = N.\Psi(\omega)$ (2)

Et le coefficient de frottement de roulement μ_r deviendra :

$\mu_r = \boldsymbol{\alpha} + \boldsymbol{\Psi(\omega)}$ (3)

Et d'après *[14]* et *[15]*

$\Psi(\boldsymbol{\omega}) = \boldsymbol{\beta}\frac{\boldsymbol{\omega\tau}}{\mathbf{1}+(\boldsymbol{\omega\tau})^2}$ (4)

$\mu_r = \boldsymbol{\alpha} + \boldsymbol{\beta}\frac{\boldsymbol{\omega\tau}}{\mathbf{1}+(\boldsymbol{\omega\tau})^2}$ (5)

Le paramètre **β** dépend du modèle linéaire choisi pour représenter le comportement viscoélastique du matériau et **τ** est le temps caractéristique de relaxation qui est une caractéristique du matériau.

La fonction Ψ(ω) est en relation directe et même de proportionnalité avec le module de perte viscoélastique du matériau, et lorsque le produit τω=1 , la fonction Ψ(ω) passe par son maximum

Lorsque le matériau n'est pas viscoélastique l'équation (5) se réduit au modèle proposé par Knothe et Miedler [9] , c'est à dire lorsque (τ=0) . Le paramètre α ainsi que le modèle proposé par Knothe et Miedler [9] risquent de surestimer le coefficient de frottement pour les charges élevées car la pente s'atténue beaucoup figures (3 et 5). Et surtout pour les polymères non caoutchouteux (Nylon).

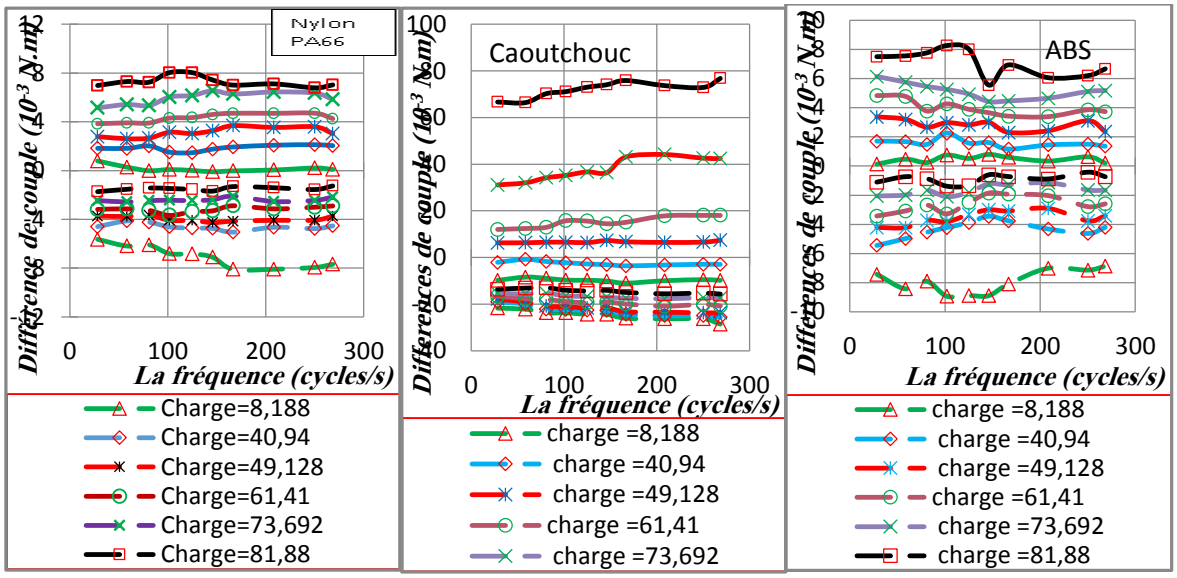


Figure 6 Différences des couples de résistance au roulement des billes du PA66, du Caoutchouc et de l'ABS en fonction de la fréquence de chargement.

4. CONCLUSIONS

Cette étude nous a permis de tirer les conclusions suivantes:

- Les matériaux caoutchouteux sont les plus résistants au roulement.
- Pour les polymères non caoutchouteux et Nylon le couple de résistance au roulement reste stable au-delà d'un certain niveau de chargement
- Le coefficient de frottement de roulement se compose de deux parties une constante valable pour tous les matériaux, et une autre qui exprime le comportement viscoélastique et concerne surtout les polymères.

REFERENCES

[1] L. W. Morland, « Exact Solutions for Rolling Contact between Viscoelastic Cylinders, » Q. J. Mech. Appl. Math., Vol. 20, Part 1, pp.73-106. 1967.
[2] I. G. Goriacheva, «Contact Problem of Rolling of Viscoelastic Cylinder on a Base Of The Same Material» PMM 37, N°. 5,
[3] C. Panek et J. J. Kalker, «Three-dimensional Contact of a Rigid Roller Traversing A Viscoelastic Half Space,» J. Inst. Math. Applies., Vol. 26, pp. 299-313, 1980.
[4] K.L. Johnson, «Tangential tractions and micro-slip in rolling contact» rolling contact phenomena, Amsterdam, Elsevier. Pub. Co, p.6,(1962).
[5] D. Tabor, «The Mechanism of rolling friction» Philosophical Magazine, series7, vol. 43, pp. 1055-1059, 1952.
[6] D.G. Form, «Rolling friction of polymeric materials» J. of Appl. Phy. Vol. 31, pp.306-314. 1960.
[7] S.C., Hunter, « The Rolling Contact of a rigid Cylinder with a viscoelastic Half Space » ASME Journal of Applied Mechanics, Vol. 28, N°.4, pp. 611-617. 1961.
[8] Y. Yamaguchi, «Tribology of Plastics Materials» Tribology series Vol. 16, edition Elsevier, P34, 1990.
[9] K. Knothe, U. Miedler «Analytische Naherungsformeln fur den Rollwiderstand

elastischer und viskoelastischer Walzen» Konstruktion 47, 118-124, 1995.

[10] DG. Flom Rolling Friction of Polymeric Materials. I. Elastomers, J. Appl. Phys. 1960; 31(2),

[11] DG Flom,. Rolling Friction of Polymeric Materials. II. Thermoplastics, J. Appl. Phys. 1961; 32(8), pp. 1426-1436.

[12] D.G. Flom, «Dynamic Mechanical Losses in Rolling Contacts» rolling contact

Phenomena. Amsterdam: Elsevier pub Co., 1962.

[13] Rahmani, M, Tribomètre à trois billes pour le frottement de roulement. Algerian patent 2005; PCT/DZ2005/000003

[14] Valentin L. Popov «Contact Mechanics and Friction », Physical Principles and Applications, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 2010

[15] K. L. Johnson. «Contact Mechanics». Cambridge University Press, 1985, 452

CONCEPTION ET OPTIMISATION D'UN NOUVEAU TRIBOMETRE UTILISANT LE PRINCIPE (BILLES SUR PLAN) POUR LE CONTACT ROULANT

M. RAHMANI, A. YOUSFI[2], D. BENSAHAL[3]

[1]Univerité de Laghouat, BP G67 Laghouat, rahmanimed2@gmail.com
[2]Univerité de Laghouat, BP G67 Laghouat, a.yousfi@mail.lagh-univ.dz
[3] Univerité de Laghouat, BP G67 Laghouat, d.bensahal@lagh-univ.dz

RÉSUMÉ

Les tests du contact roulant peuvent avoir l'avantage d'être des tests accélérés de la fatigue par contact roulant (RCF). Ceci est possible en testant les matériaux en un nombre minimum de cycles de chargement. Jusqu'à présent il existe peu de types de testeurs pour mesurer l'endurance des matériaux et le coefficient de frottement dans les conditions de roulement pur. Un dispositif de contact roulant qui utilise le principe (billes sur échantillon plat) à vitesse constante et continue a besoin d'être développé. Dans ce travail nous présentons un nouvel appareil utilisant le principe billes sur échantillon plat dans les conditions de pur contact roulant. Cet instrument est non seulement capable de mesurer l'endurance RCF mais il est capable aussi de mesurer le couple de frottement de roulement. Cet appareil a été conçu dans le but de neutraliser le spin des billes dans leur contact avec l'éprouvette. Dans ce système les deux bagues interne et externe sont en mouvement de rotation et entrainent les billes dans un mouvement contrôlé par deux points de contact angulaires. En plus du contact roulant sans spin cette conception offre un meilleur control des paramètres cinématiques que toutes les autres machines du genre. Une étude cinématique et mécanique complète a été effectué afin d'optimiser le design et démontrer son utilité.

Mots Clés: *Tribomètre, Mécanique du contact, contact roulant, spin, RCF,*

NOMENCLATURE

Symboles :
A : point de contact entre la bille et la bague extérieure
B : point de contact entre la bille et la bague intérieure
S : point de contact entre la bille et la surface de l'échantillon.
L = Durée de vie en nombre de cycles
P = Charge de contact [N/ bille]
r = d/2 = rayon de la bille
R = D/2 = rayon de l'orbite de la bille
S : point de contact entre la bille et la surface de l'échantillon.
V= Volume du matériau sous contrainte de cisaillement orthogonal τo
VA, VB, &VS= Vitesse linéaire du point A,B et S respectivement
z= Axe vertical instantané de Rotation passant par le centre de la bille
zo= Profondeur en (mm) du cisaillement orthogonal maximum
Z= Axe principal de rotation.

Lettres grecques :
τo = Contrainte maximale de cisaillement orthogonal
ω = Vitesse angulaire du rotor [rad/sec].
ω_z = Résultante instantanée des projection des vitesses angulaires sur l'axe z
σ_{max} = Contrainte maximale de contact.
θ = demi angle du cône de la bague

Indices :
s= pour éprouvette plane (Point S)
i= pour bague intérieure (Point B)
o= pour bague extérieure (Point A)

1. INTRODUCTION

Jusqu'à présent il existe peu de testeur RCF communément utilisés dans la mesure de la durée de vie et du frottement des matériaux sous contrainte de contact roulant. Parmi ces testeurs RCF il y a ceux à contact linéaire (cylindres parallèles) [1-3], qui sont utilisés pour tester les matériaux impliqués dans des conditions de contact roulant. Pour le contact ponctuel on a le testeur pion/bille sur disque, [4], ainsi que le Testeur Billes sur cylindre [5], le testeur rainure en V et billes [6], les tribomètres à quatre billes [7], et celui à cinq billes [8], sont bien adapté pour tester les éléments roulants et les échantillons sphériques (billes), Pour les échantillons plats plusieurs types de tribomètres sont disponibles [9-14].

Dans le cas des tribomètres utilisant des billes sur échantillons plats, le contact roulant est souvent accompagné de mouvement de glissement de billes. Dans le cas des billes qui roulent entre deux plans parallèles [10, 13, 14], les billes ne sont pas libres de rouler à cause de la cage. Il est de même pour la fameuse machine à quatre billes [12], où les billes roulent simultanément sur l'échantillon plat et sur la paroi latérale interne fixe du récipient cylindrique. Aucun des testeurs du contact roulant rotatifs existants et utilisant le principe billes sur plan, n'est capable de reproduire un pur contact roulant sans spin ni glissement dans de réelles conditions thermomécaniques.

Chaque bille qui roule sur un échantillon plat a deux mouvements différents. Le premier est la rotation dans le sens du roulement et il produit un contact roulant pur. Le second est appelé le spin, il consiste en une rotation autour de l'axe normal au plan de l'échantillon au point de contact, et produit donc un frottement de glissement supplémentaire pendant le test à la surface de contact. Dans les meilleures conditions tribologiques, l'usure et le frottement dû au spin peuvent être non négligeables.
Les résultats d'études sur le frottement de roulement de plusieurs thermoplastiques représentent une preuve supplémentaire que, pour des quantités équivalentes de déformation, le frottement de roulement est directement proportionnel aux pertes dynamiques mécaniques [13, 14]. Pour le frottement de roulement des effets de spin et autres déviations du mouvement de roulement pur ont été démontrées [14]. Toutefois, dans ce travail, nous présentons une solution pour les tests en utilisant des échantillons RCF plat comme dans le standard de la machine à quatre billes. En outre, ce dispositif est bien conçu pour mesurer les pertes mécaniques élevées dans les matériaux viscoélastiques tels que thermoplastiques et élastomères dans des conditions de contact de roulement pur.

2. MODELE MATHEMATIQUE/METHODE EXPERIMENTALE

2.1 Etude cinématique :

L'objectif principal dans la conception du noyau de ce tribomètre est de réduire le spin à zéro. Pour y arriver nous allons faire un balayage des paramètres géométriques afin de déterminer leur impact dans une étude cinématique aussi complète que possible. Les paramètres géométriques qui ont le plus d'influence sont : θ_o, et θ_i, Le diamètre D de la piste de roulement, et le diamètre des billes qui dans cette étude sera maintenu fixe d=12.7 mm.

Pour commencer il faut d'abord examiner le mouvement des billes. Chaque bille est tenue en position par trois points de contact A, B, et S. Les vitesses de ces trois points peuvent être déterminées en fonction des paramètres géométriques. Voir figures (II-1 a,b,c). En supposant que le contact aux points A, B, et S se fait sans glissement, on peut exprimer les vitesses linéaires de ces trois points comme suit :

$V_A = \omega(R + rcos\theta_{o)})$ (1), $V_B = \omega(R - rcos\theta_{i)})$ (2), $V_S=0$ (3)

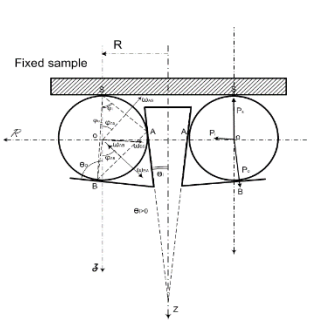


Figure (1-a) $\theta_o > 0$, et $\theta_i > 0$

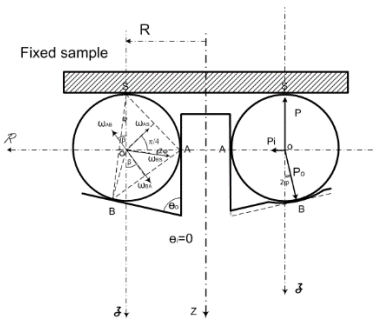


Figure (1-b) $\theta_o > 0$, et $\theta_i = 0$

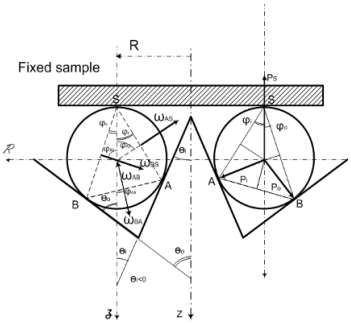


Figure (1-c) : $\theta_o > 0$, et $\theta_i < 0$

Chaque bille selon la figure (1) est en train de tourner simultanément autour de trois axes différents à des vitesses angulaires ω_{AS} , ω_{AB} , ω_{BA} et ω_{BS} où

$$\omega_{AS} = \frac{V_A}{\frac{AS}{2}} = \frac{2}{AS}\omega(R + r\cos\theta_o) \quad (4) \qquad \omega_{BS} = \frac{V_B}{\frac{BS}{2}} = \frac{2}{BS}\omega(R - r\cos\theta_i) \quad (5)$$

$$\omega_{AB} = \frac{V_A}{\frac{AB}{2}} = \frac{2}{AB}\omega(R + r\cos\theta_O) \quad (6) \qquad \omega_{BA} = \frac{V_B}{\frac{BA}{2}} = \frac{2}{BA}\omega(R - r\cos\theta_i) \quad (7)$$

La projection des vitesses angulaires citées ci-dessus sur l'axe vertical instantané z permet d'avoir après traitement et simplification la résultante instantanée ω_z comme suit :

En posant ρ=R/r=D/d et après simplification l'équation (8) devient

$$\omega_Z = \omega\left[\frac{\rho+\cos\theta_o}{\tan(\frac{\pi}{4}+\frac{\theta o}{2})} + 1 + \cos(\theta_o + \theta_i) - \frac{\rho-\cos\theta_i}{\tan(\frac{\pi}{4}-\frac{\theta_i}{2})}\right] \quad (8) \quad \text{avec} \quad \rho=R/r=D/d$$

Nous posons $\omega_Z = 0$ pour un spin nul, et nous obtenons l'équation suivante :

$$\frac{\rho+\cos\theta_o}{\tan(\frac{\pi}{4}+\frac{\theta o}{2})} + 1 + \cos(\theta_o + \theta_i) - \frac{\rho-\cos\theta_i}{\tan(\frac{\pi}{4}-\frac{\theta_i}{2})} = 0 \quad (9)$$

En prenant $\theta_o \in$]0-π/2 [on peut résoudre l'équation (9) pour chaque valeur de ρ : figure 2

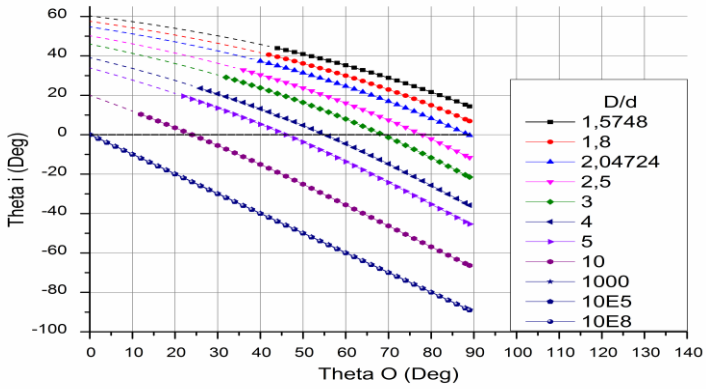


Figure (2) : Courbes représentatives de θ_i en fonction de θ_o convertis en degrés pour trois valeurs de ρ = D/d.

Nous constatons cependant que pour ρ<2.047 l'angle θ_i reste toujours positif. Pour les très grandes valeurs de ρ l'angle θ_i est toujours égal à (- θ_o) ce qui donne une rainure droite en V symétrique. Les zones en pointillés sur les graphes sont des zones où $\theta_i \geq \theta_o$ le design est inconcevable.

2.2 Étude mécanique : Les réactions aux forces de contact entre la bille et la surface plane de l'échantillon Ps sont respectivement Pi sur la bague intérieure et Po sur la bague extérieure. La figure (3) montre que pour les

angles θ_o proche de л/2 on a (Pi/Ps) tend vers une valeur négligeable alors que (Po/Ps) est décroissant et tend vers l'unité.

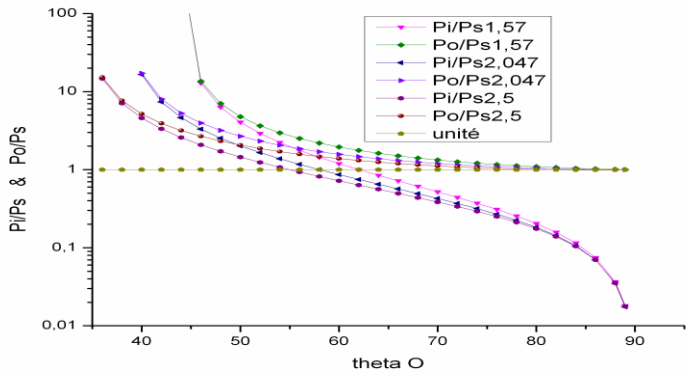


Figure (3) : Variations des rapports de forces de contact (Pi/Ps) et (Po/Ps) en fonction de θ_o pour différentes valeurs du rapport de ρ=D/d.

Donc pour réduire les contraintes de contact il est judicieux de creuser une gorge profonde dans la bague extérieure voir la partie droite de la figure (1-b)

2.3 Choix des matériaux et des paramètres géométriques des bagues :

La rainure en V est formée par l'axe central qui joue le rôle de la bague intérieure de conicité θ_i et une bague extérieure de conicité $\theta_o > 0$ La bague extérieure doit contenir une gorge profonde de rayon de courbure r_g= 6.63 mm comme dans les roulements afin de réduire les contraintes de contact avec les billes. Le matériau sélectionné pour ces deux bagues est le 42CrMo4 (42CD4) pour sa trempabilité **(E=200 GPa, ν=0.29).** Les billes ont un diamètre de 12.7 mm. Elles sont faites d'acier spécial pour roulements. Les éprouvettes peuvent être des disques de différentes épaisseurs. elles peuvent être de matériaux élastiques ou viscoélastiques, mais pour cette étude nous allons sélectionner le 42CrMo4 (42CD4) pour comparer la durée de vie des bagues contre celle de l'échantillon. En utilisant des méthodes conventionnelles le fini de surfaces doit être de l'ordre de $\boldsymbol{R_a}$ **= 0.05** $\boldsymbol{\mu m}$ pour les bagues et meilleur que $\boldsymbol{0.05\ \mu m\ R_a}$**.** Pour les billes.

3. RESULTATS

Les résultats de cette étude peuvent être mis en évidence par une analyse des contraintes de contact, et un calcul comparatif de la durée de vie.

3.1 Contraintes de contact

La contrainte de contact σ_{max} et de cisaillement orthogonal $2\tau_o$ calculées par la théorie de Hertz pour une charge Ps= 100N/bille sont exprimées dans la figure (4) en fonction de θ_o . Pour les angles θ_o proches de л/2 les solutions sont très confortables et fort intéressantes pour les deux bagues extérieure et intérieure.

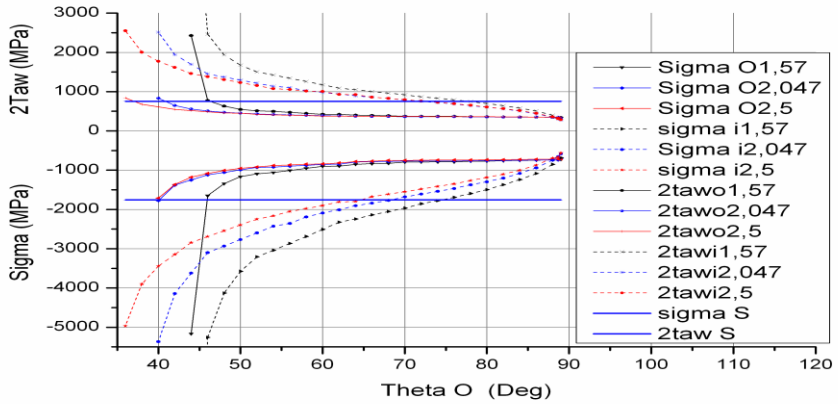


Figure (4) : Contraintes de contact σ_{max} et $2\tau_o$ dans les deux bagues intérieure et extérieure en fonction de θ_o pour ρ=D/d= 1.57, ρ=2.047, et ρ=2.5

3.2 Calcul et analyse de la durée de vie :

L'approche de Lundberg-Palmgren [18] est utilisée pour prédire la durée de vie des éléments impliqués dans le contact. En utilisant les valeurs e = 1.11 ; c/e = 9.3 ; and h = 2.33 de l'article de Lundberg and Palmgren [18], et en prenant A=1 pour des conditions idéales, la durée de vie L des éléments peut être exprimée comme suit :

$$L = A\left[\frac{1}{\tau_0}\right]^{9.3}\left[\frac{1}{V}\right]^{1/1.11}[z]^{2.33/1.11} \qquad (10)$$

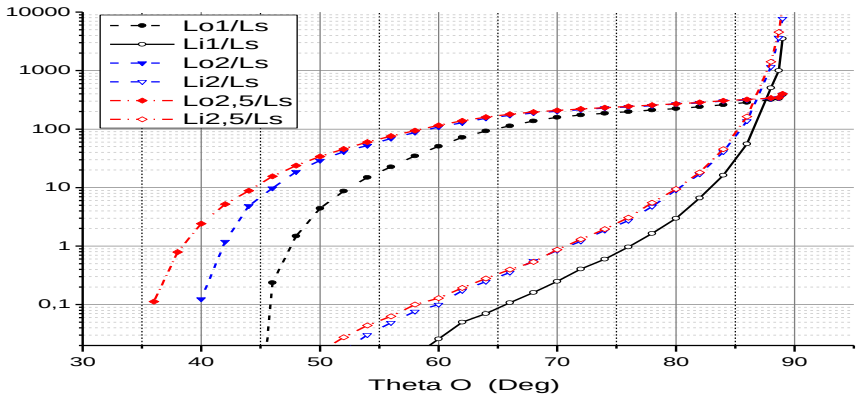


Figure (5) Variations des rapports de durées de vie Lo/Ls, et Li/Ls des bagues extérieure et intérieure en fonction de l'angle θ_o pour D/d=1.57 D/d=2.047 et D/d=2.5

4. CONCLUSIONS

L'objectif principal de ce travail est l'investigation des différentes possibilités offertes lors de la conception du noyau d'un nouveau tribomètre. Durant les différentes étapes de la conception de ce nouveau tribomètre, **nous** avons été guidé dans une étude cinématique par une relation reliant différents paramètres géométriques qui ensemble permettent d'avoir une conception d'un système tribologique qui utilise des billes sur échantillon plat sans glissement du au spin. Une étude mécanique du contact en utilisant la théorie de Hertz nous a à son tour

guidé à restreindre et à cibler les intervalles de sélection des paramètres géométriques en réduisant les contraintes de contact sur les surfaces des pièces maîtresses du noyau. Enfin l'étude de la durée de vie par l'approche de Lundberg et Palmgren a permis de cerner, de confirmer et d'apporter plus de précision aux résultats des études précédentes. En conclusion pour un bon design on doit utiliser un rapport D/d le plus faible possible, un angle θ_o le plus élevé possible tout en restant en dessous de $\pi/2$.

REFERENCES

[1] Soda N, Kimura Y, Sekizawa M. Wear of steel rollers under rolling-sliding contact. *Bull. JSME* 1972; 15(85)

[2] Chen Y K. *Tribology of polymers and composites in unlubricated rolling-sliding contact.* PhD. Thesis, The University of Birmingham, 1993.

[3] Al-Sabti S L, and Stolarski T A. Surface fatigue of brittle polymers in rolling line contact. *Tribology International* 1998; 31(11), pp 695-699.

[4] Kelly GR., and Finlayson TR. Modification of a pin on disk wear machine for rolling contact wear. *Wear* 1998; 214: 287-288

[5] Glover D., A ball-rod rolling contact fatigue tester. in: J.J.C. Hoo Ed..., Rolling Contact Fatigue Testing of Bearing Steels, *ASTM STP771* 1982; pp. 107–124.

[6] Galbato AT, Cundill RT, Harris TA. Fatigue life of silicon–nitride balls. *Lubr Eng* 1992; 48(11) pp 886–894.

[7] Tourret R, and Wright EP. *Rolling contact fatigue: Performance testing of lubricants*, Heyden & Son LTD, London, 1977; pp 1-148.

[8] Parker RJ, Zaretsky EV. Fatigue life of high-speed bearing with silicon nitride balls. J Lubr Technol, Trans ASME 1975; 7, pp 350–357.

[9] Dalal HM, Chiu YP, Rabinowicz E. Evaluation of hot pressed silicon nitride as a rolling bearing materials. *ASLE Trans* 1975; 18(3), pp 211–221.

[10] Choi BY, shin JH, Bahng GW, Yoon KB. Metallographic study on rolling contact fatigue of 0.44%C-1.71Mn induction-hardened bearing steels. Wear 1996; 192: 1-5

[11] Kalin M, Vizintin J. A rolling-contact device that uses the ball-on-flat testing principle. *Wear* 2004; 256

[12] Hadfield M. *Rolling contact fatigue of ceramics*, PhD thesis, Dept. of mechanical engineering , Brunel University. 1993

[13] Flom DG. Rolling Friction of Polymeric Materials. I. Elastomers, *J. Appl. Phys*. 1960; 31(2), pp. 306-314.

[14] Flom, DG. Rolling Friction of Polymeric Materials. II. Thermoplastics, *J. Appl. Phys*. 1961; 32(8), pp. 1426

[15] Ahmad R, Hadfield M. Rolling contact fatigue performance of detonation gun coated elements. *Tribology International* 1997; 30(2), pp 129-137.

[16] Rahmani, M, Tribomètre à trois billes pour le frottement de roulement. *Algerian patent* 2005; PCT/DZ2005/000003

[17] Kingsbury E, Pepper SV, Ebihara BT. Vacuum Three-Ball Tribometer for Testing Liquid Lubricants. *Trans. ASME, J. Trib*. 1997; 119: 525-530.

[18] Lundberg G, Palmgren A. Dynamic Capacity of Rolling Bearings, *Acta Polytechnica Mech. Eng. Series* 1947; 1(3).

[19] Stolarski TA, Hosseini SM, Tobe S. Surface fatigue of polymers in rolling contact. *Wear* 1998; 214

[20] Hosseini SM, Stolarski TA. Phenomenology of surface failure of poly(methylmethacrylate) resulting from rolling contact fatigue. *J. Appl. Polym. Sci.* 1995; 56: 311–316.

MISE EN EVIDENCE DES DIFFERENTS TYPES D'ENDOMMAGEMENTS EN FATIGUE D'UN COMPOSITE ARAMIDE EPOXY A L'AIDE DE L'OUTIL ACOUSTIQUE

Y. MENAIL1[1]*, A. EL MAHI[2], B. REDJEL[3], R. BERBAOUI[4] & M. ASSARAR[5]

[1]LR3MI, Université Badji Mokhtar, Sidi Ammar, BP 12, Annaba, Algérie. *menailyounes43@gmail.com
[2]LAUM, UMR CNRS 6613, Université du Maine, av. O. Messiaen, 72085 Le Mans, France.
abderrahim.elmahi@univ-lemans.fr
[3] Laboratoire de Génie civil, Université d'Annaba, Algérie. bredjel@yahoo.fr
[4]LAUM, UMR CNRS 6613, Université du Maine, av. O. Messiaen, 72085 Le Mans, France.
berbaoui.rachid@univ-lemans.fr
[5]Université de Reims Champagne Ardenne, CRESPI, EA 4301, IUT de Troyes, 9 rue de Québec BP 396 10026 Troyes Cedex, France. mustapha.assarar@univ-reims.fr

RÉSUMÉ

Notre travail consiste à mettre en relief l'effet de la fatigue en traction sur un matériau composite à base de fibres d'aramide 171 et d'une résine époxy SR 1500, SD 2505. A cet effet nous avons utilisé une machine hydraulique universelle INSTRON 8516 avec une cellule de force de 100 kN. Les éprouvettes ont été fatiguées sous 5000 cycles. Le suivi acoustique s'est fait grâce à trois capteurs reliés à un système d'acquisition. Cet outil nous a permis de déceler différents types d'endommagements. En début d'essai nous avons constaté des fissurations de matrice avec quelques ruptures de fibres. Durant la fatigue, c'est surtout la fissuration de la matrice qui se manifeste. Et en phase finale, c'est l'apparition de tous les endommagements qui se manifestent, fissuration de matrice, délaminage, décohésion et pour finir rupture des fibres.

Mots Clés: *Acoustique, Kevlar, époxy, composite, fatigue*

1. INTRODUCTION

Les matériaux à base de Kevlar ont fait l'objet de plusieurs études [1, 2, 3] et le suivi acoustique a permis de bien cerner les différents types d'endommagements occasionnés par la fatigue. Une approche plus quantitative de la technique d'émission acoustique a été développée par certains auteurs [4,5]. Pour cela, ils ont déterminé la relation entre l'événement résultant d'une source et le signal détecté par les capteurs acoustiques, reliés au matériau traité [6]. Nous nous sommes basés sur les travaux d'Åberg et Gudmundson [7] qui ont observé que les signaux acoustiques associés aux fissures de matrice correspondent à des signaux basses fréquences, alors que ceux associés à la rupture de fibres présentent des fréquences plus élevées, De Groot et al. [8], Che et al [9], Kim et Lee [10], Karger-Kocsis et al. [11], Kotsikos et al. [12,13] et Benzeggagh et al. [14,15]. Ils ont classé les amplitudes en trois ou quatre groupes, de la plus faible à la plus forte, pour les associer à la fissuration des matrices, puis celles des décohésions et délaminages et enfin, la rupture des fibres. Nous avons opté pour une carte acoustique, donnée par le tableau 1, suite à la synthèse des résultats donnés par les essais pratiques et les résultats de la bibliographie.

N°	Mécanisme d'endommagement	Nb de dB correspondant
0	Seuil	0-40
1	fissuration de la matrice	40-60
2	délaminage interlaminaire	60-70
3	Décohésion	60-70

4	rupture de fibres	70-90

TABLEAU 1. Carte acoustique

2. METHODE EXPERIMENTALE

Les éprouvettes sont à base de résine époxy SR 1500 associée à un durcisseur amine SD 2505 et de fibres d'aramides taffetas 171. Les essais de traction ont été réalisés sur une machine hydraulique universelle de marque INSTRON modèle 8516 équipée avec une cellule de force de 100 kN. Les résultats des essais statiques sont donnés par le tableau 2. Pour les essais de fatigue, nous avons opté pour 5000 cycles.

Caractéristiques mécaniques	Kevlar taffetas 171
Masse surfacique (g/m^2)	170
Fibre (%)	42%
Module longitudinal (GPa)	16.5
Module transversal (GPa)	16.5
Contrainte à la rupture (MPa)	305
Déformation à la rupture %	2.7

TABLEAU 2. Caractéristiques du kevlar 171

Le protocole des essais en traction des matériaux composites étudiés se fait en 4 phases, figure 1.

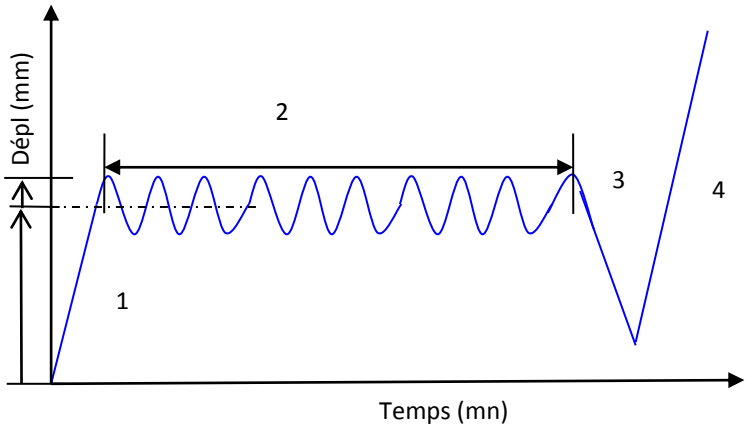


FIGURE 1. Protocole des essais en traction des matériaux composites

— La 1ère phase de chargement 1 se fait à une vitesse constante de 1mm/mn, sous déplacement contrôlé jusqu'à 50% du déplacement à la rupture en statique.
— La 2ème phase 2 est une phase de fatigue avec une forme d'onde sinusoïdale, sous une fréquence de 10Hz, avec une amplitude de 10% du déplacement à la rupture.
— La 3ème phase 3 est une phase de déchargement de l'éprouvette après avoir été sollicitée en fatigue au nombre de cycles imposé.
— La 4ème phase 4 est une phase de rupture directe par traction avec une vitesse de déplacement de 1mm/mn.

L'essai de traction se manifeste par des vibrations de surface sous forme d'ondes élastiques qui sont amplifiées et recueillies par des capteurs piézo-électriques, pour donner le signal d'émission acoustique, figure 2.

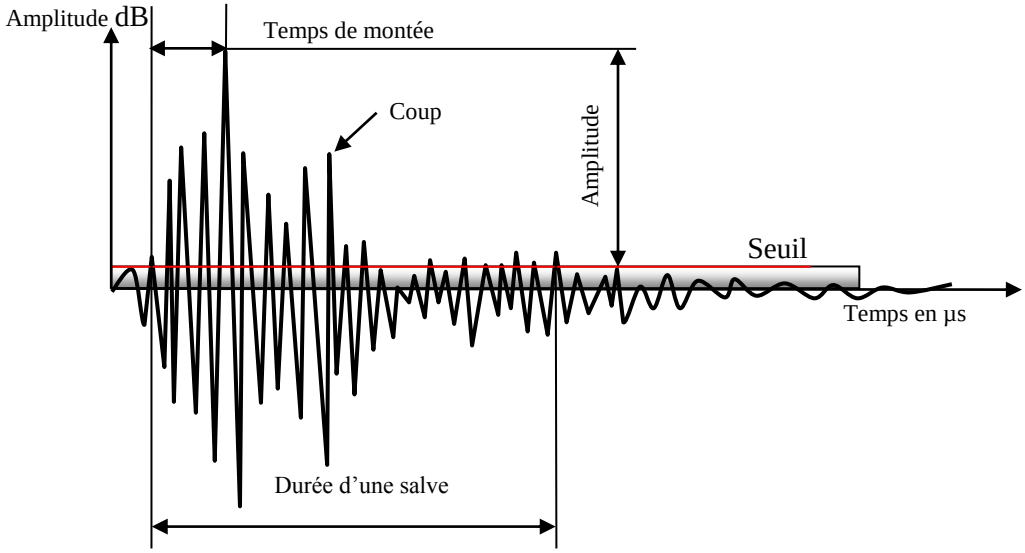


FIGURE 2. Représentation d'une salve d'émission acoustique

3. RESULTATS

La figure 3 représente l'évolution de l'effet de la traction sur le composite. Les différents mécanismes d'endommagement rencontrés dans ce matériau sont visualisés grâce à l'émission acoustique et sont principalement la fissuration de la matrice, le décollement à l'interface fibre/matrice ou décohésion, le délaminage interlaminaire et la rupture finale des fibres, qui conduit à la dégradation du composite. Chaque type d'endommagement est caractérisé par sa plage d'amplitudes. Il est à signaler qu'il est difficile de cerner ces différentes plages avec précision, puisque d'un coté elles se chevauchent entre elles et d'un autre coté les différents auteurs ne donnent pas les mêmes plages d'amplitudes aux mêmes endommagements.

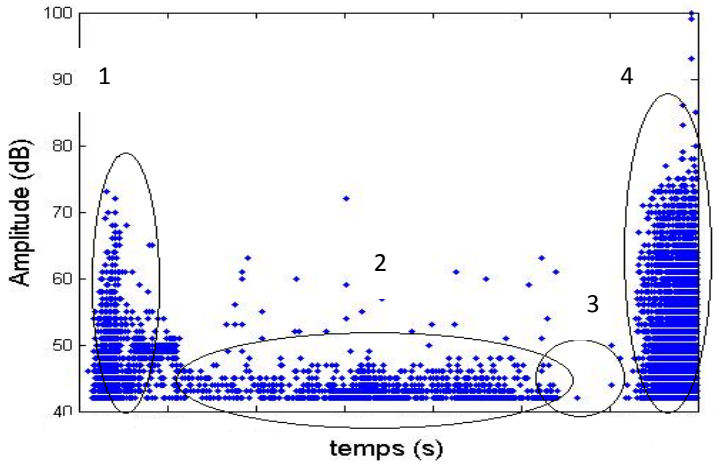


FIGURE 3. Répartition des groupes d'amplitudes correspondants aux phases de sollicitations en fatigue

Toujours d'après la figure 3, quatre groupes d'amplitudes bien distinctes apparaissent. Ils correspondent aux quatre phases, correspondants au protocole des essais représenté par la figure 2. Dès le démarrage de l'essai de fatigue, les différentes dégradations commencent à apparaître progressivement d'une manière intensive et durant un cours laps de temps, correspondant à la durée de chargement (1). Lors de la seconde étape, qui est l'étape la plus longue, nous avons une rupture de matrice (2). La 3ème étape correspond au déchargement et par conséquent pas d'effort, pas de dégradation et pas de signaux acoustiques (3). Lors de la dernière étape, nous avons apparition de tous les genres de ruptures, rupture de matrice, délaminage, décohésion et rupture de fibres (4). C'est la phase finale du matériau qui se manifeste par la dégradation de l'éprouvette. La figure 4, quant à elle, nous montre que durant toute la sollicitation en fatigue, nous avons une fissuration de la matrice (60dB). Cette fissuration fragilise le matériau et contribue à sa détérioration. Le délaminage et la décohésion se manifestent en début de sollicitation, lors de la charge initiale et lors de la rupture finale, en fin de cycle de vie de l'éprouvette. La rupture des fibres n'apparait qu'en fin de sollicitation sur une courte durée.

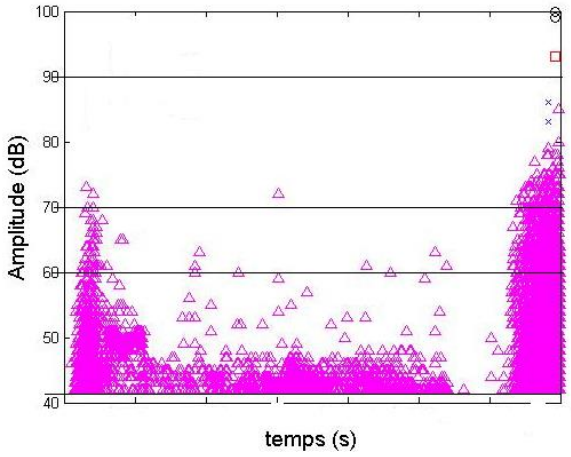


FIGURE 4. Répartition des impacts de dégradations par niveaux d'amplitudes

Le plus grand nombre de salves durant toute la fatigue du matériau correspond aux amplitudes comprises entre 40 et 60 dB, ce qui correspond à la fissuration de la matrice, figure 5.

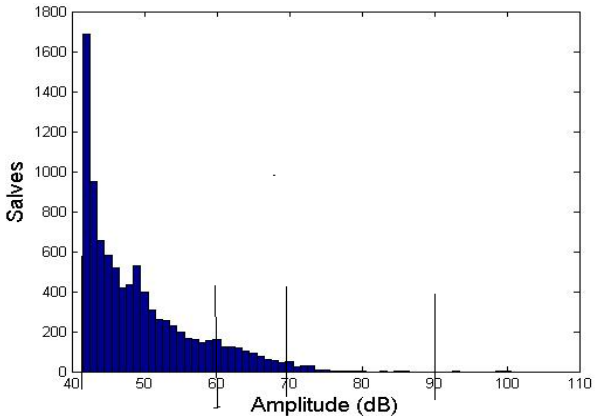


FIGURE 5. Répartition des nombres de salves par niveaux d'amplitudes

Le nombre de salves dédié à la décohésion et au délaminage est relativement réduit par rapport à celui de la fissuration de la matrice (60-70 dB). Quant à celui dédié à la rupture des fibres, il est très réduit, ce qui indique que ces dernières se rompent très rapidement et en même temps. Le cumul des salves lors de la fatigue du matériau est donné par la figure 6. Il nous donne une idée sur la progression de la fragilisation du matériau et de sa rupture. Nous avons un nombre important de salves lors de la charge initiale de l'éprouvette, suivi d'une progression en pente douce tout le long de la fatigue, jusqu'à la décharge de l'éprouvette. Nous avons ensuite et en fin de vie de l'éprouvette, une augmentation très rapide du nombre de salves, correspondant à tous les mécanismes d'endommagement.

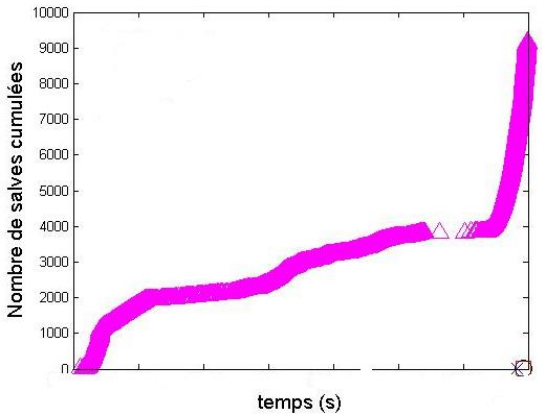


FIGURE 6. Cumul des salves lors de la fatigue du matériau

4. CONCLUSION

Suite à ces résultats, nous pouvons dire que ce matériau résiste mal aux efforts brusques et s'adapte mieux à une fatigue longue et constante. Grace au suivi acoustique, nous constatons que la résine qui représente 58% du matériau est sollicitée durant toute la période de la fatigue en subissant une dégradation progressive. Cette dégradation se fait par paliers sans décohésion ni délaminage, qui n'apparaissent qu'en fin de cycle de vie, avec l'augmentation de l'effort de traction. Cela implique que le moulage des éprouvettes s'est fait dans de bonnes conditions et qu'il n'y a pas de défauts internes. Toujours grâce au suivi acoustique, nous constatons que la charge initiale engendre en un laps de temps très cours plus de 50% du nombre d'impacts enregistrés durant la fatigue du matériau. La résine époxy est bien adaptée aux fibres aramide, pour donner un matériau ayant une bonne cohésion et une bonne résiste à la fatigue en traction.

REFERENCES

[1] Y. Wang, Y.M. Xia Experimental and theoretical study on the strain rate and temperature dependence of mechanical behavior of Kevlar fiber Composites: Part A, Vol. 30 (1999) pp. 1251–1257.

[2] M. Sabu Sebastian K.C. Unnikrishnan, S. Narayanan Viscoelastic properties of Kevlar-29 fabric tape strength member Mechanics of Materials 40 (2008) pp 949–960.

[3] Fang Guo, ZhaozhuZhang a, HuijuanZhang, KunWanga, WeiJiang Tribological behavior of spun Kevlar fabric composites filled with fluorinated compounds Tribology International 43 (2010) pp. 1466-1471.

[4] Kline R. A., Green R. E. et Palmer, C. H.Acoustic emission waveforms from cracking steel: experiment and theory. Journal of Applied Physics 1981, Volume 52,p. 141–146.

[5] Wadley H. N. G., Scruby C.B. et Shrimpton, G. Quantitative acoustic emission source characterisation during low temperature cleavage and intergranular fracture. 1981, Acta Meterialia, Volume 29, p. 399–414.

[6] Ceausescu-Ersen E.A. Application de la technique d'émission acoustique à la caractérisation de matériaux céramiques évolutifs thèse de l'Université de Limoges, 2004.

[7] Åberg M. et Gudmundson P. Micromechanical modeling of transient waves from matrix cracking and fiber fracture in laminated beams. International Journal of Solids and Structures, 2000, Volume 37, Issue 30, pp 4083-4102.

[8] De Groot P. J., Wijnen P. A. M. et Janssen R. B. Real-time frequency determination of acoustic emission for different fracture mechanisms in carbon/epoxy composites. Composites Science and Technology, 1995, vol.55, pp.405-412.

[9] Chen O., Karandikar P., Takeda N. et Kishi T. Acoustic emission characterization of a glass-matrix composite. Nondestructive Testing and Evaluation, 1992, vol.8-9, pp.869-878.

[10] Kim S.-T. et LEE Y.-T. Characteristics of damage and fracture process of carbon fiber reinforced plastic under loading-unloading test by using AE method. Materials Science and Engineering, 1997, vol. A234-236, pp.322-326.

[11] Karger-Kocsis J., Harmia T. et Czigany T. Comparison of the fracture and failure behavior of polypropylene composites reinforced by long glass fibers and by glass mats. Composites Science and Technology, 1995, vol.54, pp.287-298.

[12] Kotsikos G., Evans J. T., Gibson A. G. et Hale J. Use of acoustic emission to characterize corrosion fatigue damage accumulation in glass fiber reinforced polyester laminates. Polymer Composites, 1999, vol.20, n°5, pp. 689-696.

[13] Kotsikos G., Evans J. T., Gibson A. G. et Hale J. Environmentally enhanced fatigue damage in glass fiber reinforced composites characterised by acoustic emission. Composites: Part A2000, vol. 31, pp.969-977.

[14] Benzeggagh M.-L., Barre S., Echalier B. et Jacquemet R. Etude de l'endommagement de matériaux composites à fibres courtes et à matrice thermoplastique. In: AMAC Journées Nationales Composites, Paris, 1992, vol. 8, pp.703-714.

[15] Barre S., Benzeggagh M.-L. On the use of acoustic emission to investigate damage mechanisms in glass-fiber-reinforced polypropylene. Composites Science and Technology, 1994, vol.52, pp.369-376.

CONVECTION MIXTE DANS UNE CAVITE A PAROIS LATERALES MOBILES ET DONT UNE PARTIE DE LA PAROI INFERIEURE EST SOUMISE A UN FLUX DE CHALEUR FIXE

S. KACHI[1], S. BOUDEBOUS[2]

[1]Faculté de Génie des Procédés, Département de Génie Chimique, Université de Constantine 3, 25000, kachi.sacia@gmail.com

[2]Faculté de Génie des Procédés, Département de Génie Chimique, Université de Constantine 3, 25000, s_boudebous@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Dans la présente étude, nous nous intéressons à la simulation numérique de l'écoulement d'air en convection mixte laminaire, dans une cavité carrée, dont une partie du fond est soumise à un flux de chaleur constant. Les parois latérales de cette cavité se déplacent avec une vitesse fixée vers le haut, et sont soumises à une température froide. Les autres parties de cette cavité sont considérées adiabatiques. Un modèle mathématique reposant sur l'approche vorticité-fonction du courant (ω –ψ), est utilisé. Les équations régissant ce phénomène ont été résolues par une approche numérique basée sur la méthode des différences finies, en considérant un maillage non uniforme.

Mots Clés : *convection mixte, cavité carrée, méthode des différences finies, maillage non uniforme.*

NOMENCLATURE

Symboles :

g	accélération de pesanteur, $m.s^{-2}$.
Gr	nombre de Grashof.
L	hauteur dimensionnelle de la cavité, m.
Nu	nombre de Nusselt local.
$\overline{Nu}$	nombre de Nusselt moyen.
p	pression, Pa.
p_0	pression de référence, Pa.
P	pression adimensionnelle.
Pr	nombre de Prandtl.
q''	densité de flux de chaleur, $W.m^{-2}$.
Re	nombre de Reynolds.
Ri	nombre de Richardson.
x, y	coordonnées d'espace dimensionnelles, m.
t	temps, s.
T	température, K.
T_F	température des parois latérale, K.
u, v	composantes des vitesses, $m.s^{-1}$.
U, V	composantes adimensionnelles des vitesses.
V_0	vitesse des parois latérale, $m.s^{-1}$.
x, y	coordonnées d'espace dimensionnelles, m.
X, Y	coordonnées d'espace adimensionnelles.

Lettres grecques :

ε	longueur adimensionnelle de la partie chauffée.
α	diffusivité thermique, $m^2.s^{-1}$.
β	coefficient d'expansion thermique à pression
θ	température adimensionnelle $\theta = (T - T_F)/\Delta T$.
υ	viscosité cinématique, $m^2.s$.
λ	conductivité thermique de l'air, $W.m^{-1}.K^{-1}$.
ψ	fonction de courant adimensionnelle.
ω	vorticité adimensionnelle.
τ	temps adimensionnel $\tau = t.V_0/L$.
ρ	masse volumique, $Kg.m^{-3}$.
ΔT	différence de température, $°C$.

Indices/ Exposants :

F	froide.

1. INTRODUCTION

L'étude du mouvement d'un fluide en convection mixte dans les cavités est fréquemment rencontrée dans la nature et dans différents systèmes industriels. Ce mouvement résulte des interactions complexes au sein de ce milieu (fluide) ou entre différents milieux dès qu'il y a un gradient de température. Une grande variété d'écoulements de fluides, avec ou sans transfert de chaleur et de masse, sont régis par des systèmes d'équations différentielles non linéaires établis à partir des principes généraux de conservation de la physique. Ces systèmes d'équations non-linéaires contiennent de

nombreux paramètres qui sont susceptibles d'être la cause de nombreux phénomènes de changements du comportement de l'écoulement du fluide (bifurcation). De nombreuses études numériques et expérimentales concernant ce phénomène de changement de la nature même de l'écoulement dans différentes configurations géométriques en régime de convection naturelle, forcée ou mixte ont été rapportées dans la littérature. Les premiers modèles traitent du problème classique de la convection naturelle de Rayleigh-Bénard dans des espaces confinés et sont largement disponibles dans la littérature comme par exemple ceux d'Erenburg et al. [1], Venturi et al. [2] et Angelia et al. [3]. Dans les cavités l'interaction entre l'écoulement cisaillé crée par le mouvement de la paroi et celui engendré par la convection naturelle reste jusqu'à présent un champ fondamental de la recherche. Aydin et Yang [4]; Guo et Sharif [5] ont présenté des études numériques de la convection mixte laminaire dans une cavité 2D dont la paroi supérieure est adiabatique et les parois verticales qui se déplacent vers le bas à une vitesse et une température froide constantes. Une source de chaleur est placée au centre de la paroi inférieure. Aydin et Yang [4] considèrent une température fixe, tandis que Guo et Sharif [5] imposent un flux de chaleur constant. L'effet de la longueur de la source de chaleur et le nombre de Richardson ont été étudiés. Dans ces deux cas, les effets des forces causées par la convection mixte de la partie chauffée et le déplacement des parois latérales de la cavité, étant coopératifs aucune rupture de la symétrie n'a été observée. Mais lorsque nous considérons le même problème que celui de Guo et Sharif [5], en inversant le sens du déplacement des parois latérales pour créer une compétition entre ces deux forces, nous constatons une perte de symétrie et un changement radical de l'écoulement à l'intérieur de la cavité.

2. MODELE MATHEMATIQUE

La géométrie du problème considéré est illustrée dans la figure 1. Il s'agit d'une cavité carrée remplie d'air dont les parois latérales sont maintenues à une température constante froide T_f et qui se déplacent vers le haut avec une vitesse fixée V_0. Une source de chaleur est située au milieu de la paroi inférieure de la cavité ayant une longueur l égale au quatre cinquième de celle de la cavité L et soumise à un flux de chaleur constant q'' . Les autres parois sont supposées adiabatiques.

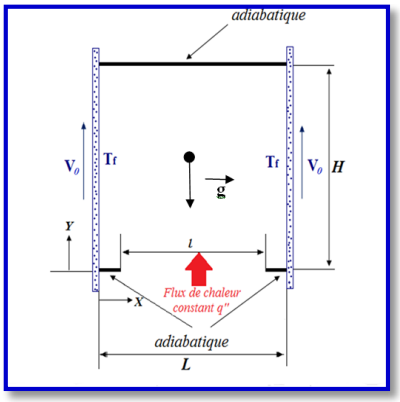


Figure 1. Domaine physique étudié

L'écoulement est bidimensionnel, laminaire et stationnaire, sans génération interne de chaleur
Les équations de conservation (continuité, énergie, vorticité, fonction de courant et composant de vitesse) sous forme adimensionnelle, basées sur la formulation vorticité-fonction du courant (ω–ψ), régissant le phénomène de la convection mixte sont données par les expressions suivantes :

$$\frac{\partial U}{\partial X}+\frac{\partial V}{\partial Y}=0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau}+U\frac{\partial \theta}{\partial X}+V\frac{\partial \theta}{\partial Y}=\frac{1}{\mathrm{Re}.\mathrm{Pr}}\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2}\right) \tag{2}$$

$$\frac{\partial \omega}{\partial \tau}+U\frac{\partial \omega}{\partial X}+V\frac{\partial \omega}{\partial Y}=\frac{1}{\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2 \omega}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 \omega}{\partial Y^2}\right)+Ri.\frac{\partial \theta}{\partial X} \quad (3)$$

$$\frac{\partial^2 \psi}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 \psi}{\partial Y^2}=-\omega \quad (4)$$

$$U=\frac{\partial \psi}{\partial Y} \text{ et } V=-\frac{\partial \psi}{\partial X} \quad (5)$$

Les variables réduites utilisées pour normaliser les équations gouvernantes sont :

$$X=\frac{x}{L};\ Y=\frac{y}{L};\ \tau=t.\frac{V_0}{L};\ U=\frac{u}{V_0};\ V=\frac{v}{V_0};\ \theta=\frac{T-T_f}{\Delta T}\ avec\ \Delta T=q''.\frac{L}{\lambda}$$

Les paramètres de contrôle du problème *Gr*, *Re, Pr* et *Ri* dénotent, respectivement, les nombres de Grashof, de Reynolds, de Prandtl et de Richardson et sont définis par les relations suivantes :

$$Gr=\frac{g.\beta.\Delta T.L^3}{\nu^2};\quad \mathrm{Re}=V_0.\frac{L}{\nu};\quad \mathrm{Pr}=\frac{\nu}{\alpha};\quad Ri=\frac{Gr}{\mathrm{Re}^2}$$

Les conditions aux limites associées aux équations de conservation sont :

Paroi supérieure : $U=V=0\ pour: 0\langle X\langle 1;\ Y=0\ \ et\ \ Y=1$

Paroi gauche et droite : $\theta=0;\ \ U=0\ \ et\ \ V=+1\ pour:\ \begin{cases} X=0 \\ X=1 \end{cases}\ \ et\ \ 0\langle Y\langle 1$

Paroi inférieure : $\frac{\partial \theta}{\partial Y}=-1\ \ et\ \ U=V=0\ pour: \frac{1-\varepsilon}{2}\le X\le\frac{1+\varepsilon}{2}\ \ et\ \ Y=0$

Et : $\frac{\partial \theta}{\partial Y}=0\ \ et\ \ U=V=0\ pour:\begin{cases} 0\langle X\langle\frac{1-\varepsilon}{2} \\ \frac{1+\varepsilon}{2}\langle X\langle 1 \end{cases}\ \ et\ \ Y=0$

Nombre de Nusselt moyen :

Le transfert de chaleur à partir de la paroi chaude est exprimé par le nombre de Nusselt moyen défini comme suit : **Partie chauffante :** $\overline{Nu}=\frac{1}{\varepsilon}\int_0^{\varepsilon} Nu(X)dX$

$Nu(X)$: est le nombre de Nusselt local défini par : $Nu(X)=\frac{h.L}{\lambda}=\frac{1}{\theta w(X)}$

L'intégrale donnant le nombre de Nusselt moyen a été déterminée numériquement par la méthode de Simpson.

3. PROCÉDURE NUMÉRIQUE

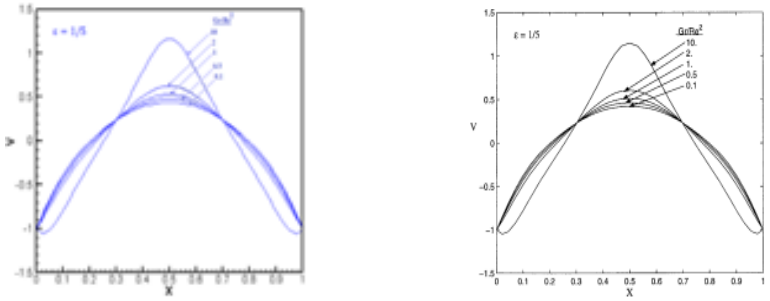
Afin de résoudre numériquement les équations gouvernantes (1-5) aux dérivées partielles, nous allons procéder à leurs discrétisations dans le but d'obtenir un système d'équations algébriques dont la résolution nous permet de déterminer les champs de toutes les variables du problème considéré. La méthode de différences finies a été adoptée pour accomplir cette discrétisation. La discrétisation du terme temporel est assurée par la méthode de Runge-Kutta d'ordre quatre (*RK4*). Les termes diffusifs, ainsi que les dérivées partielles du premier ordre (terme source de l'équation de la conservation de l'énergie et les vitesses), sont discrétisés en utilisant le schéma centré du 4ème ordre. Les termes convectifs sont discrétisés à l'aide d'un schéma Upwind du 3ème ordre [7]. L'équation de la fonction de courant est résolue par la méthode itérative de sur relaxation N.L.O.R. (Non Linear Over Relaxation), et sa convergence est obtenue à chaque pas du temps [8]. Nous avons opté pour un maillage non uniforme dans les deux directions, horizontal et vertical *X* et *Y*, ainsi que le langage FORTRAN a été élaboré comme un programme de calcul, pour un critère de convergence égale à 10^{-5}.

Choix du maillage :

Afin de rendre la solution numérique indépendante des valeurs des pas, nous avons procédé des différentes simulations, en comparant les valeurs du nombre de Nusselt moyen. Nous avons constatés un écart plus faible entre les valeurs du nombre de Nusselt moyen, déterminées avec un maillage de 81x81, 101x101, 161x161 et de 201x201. Ces comparaisons nous permettent le choix du maillage **(101x101)** car il fournit un bon compromis entre la durée du temps de calcul et la précision de ces calculs.

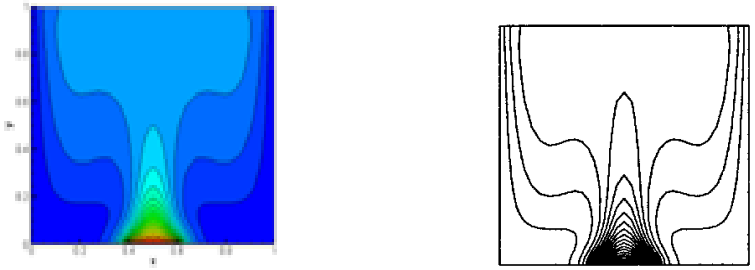
Validation du code de calcul :

De manière à vérifier l'exactitude des résultats numériques obtenus dans le présent travail, une validation du code a été faite en prenant en compte certaines études numériques disponibles dans la littérature. Les résultats d'**Aydin et Yang [4]**, obtenus dans le cas d'une cavité rectangulaire contenant de l'air, ont été utilisés pour tester notre code numérique.



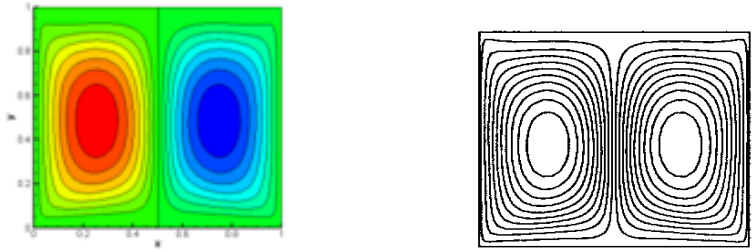
a)-Présent travail **b)**-Résultat d'**Aydin et Yang [4]**

Figure 2**.** Comparaison du profil de vitesse verticale à **Y=0.5**.



a)-Présent travail **b)**-Résultat d'**Aydin et Yang [4]**

Figure 3. Comparaison des isothermes pour **Ri=10 et *l* = *(1/5) L***.



a)-Présent travail **b)**-Résultat d'**Aydin et Yang [4]**

Figure 4. Comparaison de la fonction de courant pour **Ri=10 et *l* = *(1/5) L***.

4. RÉSULTATS

Toutes les simulations ont été réalisées en considérant l'air comme fluide, le nombre de Prandtl est fixé à 0.71 et le nombre de Reynolds à 100. La longueur adimensionnelle ε de la partie chauffée est égale à 0.8, avec un pas du temps adimensionnel fixé à $\mathbf{10^{-4}}$.

La bifurcation du régime de l'écoulement en convection mixte a été mise en évidence pour des nombres de Richardson égaux à 41.4 et 41.5.

Les résultats sont présentés sous formes de contours de température, de la fonction de courant et de l'évolution du nombre de Nusselt moyen.

Champs dynamiques :

Ces champs sont représentés sous forme d'iso-courants dans la figure 2 pour les deux valeurs du nombre de Richardson considérées. L'écoulement est constitué de deux cellules principales mais dissymétriques pour la valeur de 41.4 du nombre de Richardson. Une bifurcation vers un régime d'écoulement symétrique caractérisé par l'apparition brusque de quatre cellules principales est mise en évidence quand la valeur de ce même paramètre augmente juste de 0.1 (Ri = 41.5). Les deux cellules contrarotatives au centre de la cavité sont principalement entretenue par les forces de flottabilité par contre des deux autres cellules pincées situées près des parois verticales en mouvement sont entretenues par les forces de viscosité.

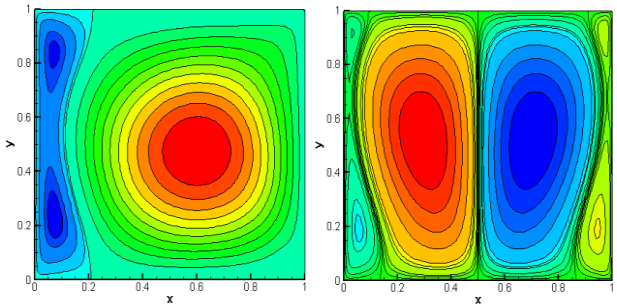


Figure 5. Champs dynamiques pour Ri = 41.4 à gauche et Ri = 41.5 à droite

Champs thermiques :

Ces champs sont représentés dans la figure 3 sous forme d'isothermes. La chaleur récupérée à partir de la partie chauffée de la cavité est transportée par convection essentiellement par la paroi droite de la cavité pour Ri = 41.4 alors que pour Ri = 41.5 celle-ci est évacuée symétriquement vers le haut au milieu de la cavité par la paire de cellules au centre. C'est ce qui explique les températures relativement élevées dans la partie centrale de la cavité.

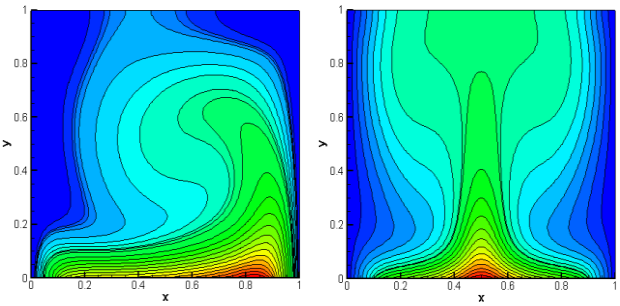
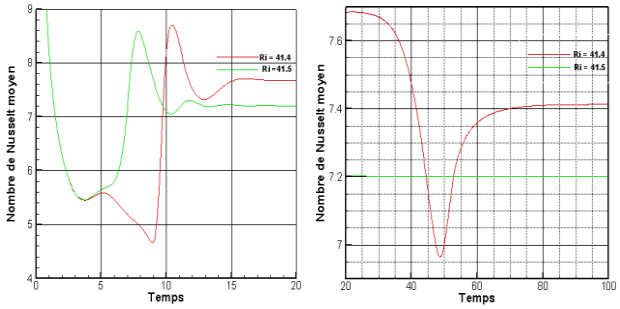


Figure 6. Champs thermiques pour Ri = 41.4 à gauche et Ri = 41.5 à droite

Nombre de Nusselt moyen :

L'évolution temporelle du nombre de Nusselt moyen est représentée sur la figure 4 (a) et (b). La valeur de ce nombre présente d'importantes fluctuations pendant un temps adimensionnel τ compris entre 0 et 15 (figure 4 (a)). Cette valeur diminue régulièrement, comme le montre la figure 4 (b), pour se stabiliser à une valeur fixe ($\overline{Nu}$ = 7.20) pour Ri = 41.5, alors qu'elle présente une diminution brusque ($\overline{Nu}$ = 6.9645) à τ = 48.7 avant de se stabiliser ($\overline{Nu}$ = 7.41) pour Ri = 41.4.



(a) (b)

Figure 7. Evolution du nombre de Nusselt moyen : (a) $0 \leq \tau \geq 20$ et (b) $20 \leq \tau \geq 100$

5. CONCLUSIONS

La convection mixte dans une cavité carrée a été étudiée numériquement, tel que on a considéré l'écoulement laminaire et le transfert thermique d'air dus aux forces de flottabilité à l'intérieur de cette cavité bidimensionnelle avec le chauffage localisé à la paroi inférieure par le flux de chaleur constant et les parois latérales refroidis iso-thermiquement, alors que les autres parties sont considérées adiabatiques. Les résultats obtenus mettent en évidence l'existence du nombre de Richardson. Le passage de la première structure vers la deuxième se traduit d'une manière brusque pour une valeur bien déterminée de ce même nombre et conduit à une bifurcation d'un régime constitué de deux cellules à un autre constitué de quatre cellules.

REFERENCES

[1] V. Erenburg, A. Yu.Gelfgat, E. Kit, P. Z. Bar-Yosephand and A. Solan, Multiple States, Stability and Bifurcations of Natural Convection in a Rectangular Cavity with Partially Heated Vertical Walls. *J. Fluid Mech.* Vol. 492, 63-89, 2003.

[2] D. Venturi, X. Wan and G. Emkarniadakis, Stochastic Bifurcation Analysis of Rayleigh-Bénard Convection. *J. Fluid Mech* .Vol. 650, 391-413, 2010.

[3] D. Angelia, A. Paganob, M. A. Corticellia, A. Ficherab, G. S. Barozzia, Bifurcations of Natural Convection Flows from an Enclosed Cylindrical Heat Source. *Frontiers in Heat and Mass Transfer (FHMT)*, 2, 023003, 2011.

[4] O. Aydin, and W.J Yang, Mixed convection in cavities with a locally heated lower wall and moving sidewalls. *Numerical Heat Transfer*, Part A: Applications, 36, 695-710, 2000.

[5] G. Guo, and M.A.R. Sharif, Mixed convection in rectangular cavities at various aspect ratios with moving isothermal sidewalls and constant flux heat source on the bottom wall. *International Journal of Thermal Sciences 43*, 465-475, 2004.

[6] T.S. Cheng, Characteristics of mixed convection heat transfer in a lid-driven square cavity with various Richardson and Prandtl numbers. *International Journal of Thermal Sciences*, 2010.

[7] T. Kawamura, H. Takamiet K. Kuwahara**.** New higher-order upwind scheme for incompressible Navier-Stokes equations, *Numerical Methods in Fluid Dynamics*, *Lecture Notes in Physic*s, Vol. 218, 291-295, 1985.

[8] B. Carnahan, H. A. Luther, and J. O. Wilkes. *Applied Numerical Methods*. Copyright by John Wiley & Sons. Inc, 1969.

SYNTHÈSE D'UN COMPOSITE TI_3ALC_2 À PARTIR D'UN MÉLANGE TIC /AL PAR COMPRESSION À CHAUD (HP).

RACELMA Ghania[1], SAIDANI Kamal[2]

[1]Département de chimie, Faculté des scienes, Université Mouloud Mammeri de Tizi-Ouzou E mail : ghaniaracelma@yahoo.fr
[2]Laboratoire LSGM, USTHB, Bab-Ezzouar, Alger, E mail : kamalsaidani@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Ce travail à porte sur la synthèse d'un polycristallin Ti_3AlC_2 par un pressage à chaud du mélange de TiC et de d'Al à une plage de température de 800-1600°C avec une pression de 25 MPa. Relativement le Ti_3AlC_2 pure a été synthétisé avec succès au-dessus de 900°C, l'augmentation de temps de pressage à chaud à 1250°C, le carbure de titane TiC a réagi donc a progressivement diminué, tandis que Ti_3AlC_2 a semblé être une phase dominante. La densification du Ti_3AlC_2 a été examiné en fonction de la température de pressage à chaud jusqu'à 1600°C. Le Ti_3AlC_2 complètement dense a été synthétisé à 1250°C.

Mots clefs: *pressage à chaud PH, pressage isostatique à chaud HPI, carbure de titane TiC.*

1. INTRODUCTION

Le principe de HP : Hot Pressing consiste à appliquer aux pièces un cycle de pression et de température élevée (jusqu'à 2000 bars et 2000°C) à l'aide d'un gaz confiné dans une enceinte comprenant un résistor [1]. Cette méthode a été utilisée pour l'élaboration du carbure mixte à partir d'un mélange de poudres Ti-Al-C.

L'échantillon est scellé sous vide dans une ampoule en pyrex soumise à la compression de 25 MPa à une plage de température 800-1600°C.

Le matériau élaboré a fait l'objet d'une analyse microstructurales dans la zone de rupture, par l'observation microstructurales microscopie optique et électronique à balayage (MEB) et par diffraction des rayons X. Le carbure mixte Ti_3AlC_2 a été synthétisé avec succès par pressage à chaud de TiC et le mélange de poudre d'aluminium,et que l'importance du temps dans la formation de Ti_3AlC_2 a été également étudiée.Le Ti_3AlC_2 résultant a montré une structure typique feuilleté de carbures ternaires.

2. CONDITIONS EXPERIMENTALES

Les poudres de carbure de titane et les poudres d'aluminium sont mélangées en proportion stœchiométrique pendant 30 minutes dans un turbulat dans le but d'obtenir un mélange relativement uniforme. Cette opération consiste d'abord à broyer le carbure de titane seul sous atmosphère d'argon. Un broyeur de type vibrant (SPEX8000) est utilisé pour des durées de 2 heures à une vitesse de rotation de l'ordre 1725 tr/mn. Le broyage et le co-broyage des poudres sont absolument nécessaires afin d'avoir un mélange suffisamment réactif. De plus, il serait relativement intéressant de donner au mélange une bonne homogénéité, de réduire les tailles des grains des poudres synthétisées afin d'augmenter leur surface spécifique et ainsi améliorer le frittage des compacts. L'opération est réalisés dans une jarre métallique fermée sous vide afin d'éviter l'oxydation du titane par l'oxygène de l'air. Le rapport masse de billes sur la masse de la poudre est égale à 10. Le but du broyage consiste à une activation mécanique du mélange TiC /Al pour faciliter l'obtention du carbure mixte Ti3AlC2 pur sons les phases secondaire comme le TiC, le Ti2AlC et les intermétalliques (TiAl).

La microstructure des échantillons a été caractérisée par diffraction des rayons X et microscopie électronique à balayage (MEB).

2 .RESULTATS ET DISCUSIONS

Cette figure montre les diffractions des rayons X (DRX) du Ti_3AlC_2 synthétisée par un procédé de pressage à chaud en utilisant TiCx et de poudre d'Al mélangée comme matières première dans une plage de température de 800-1600°C pendant 60 min sous une pression de 25MPa.

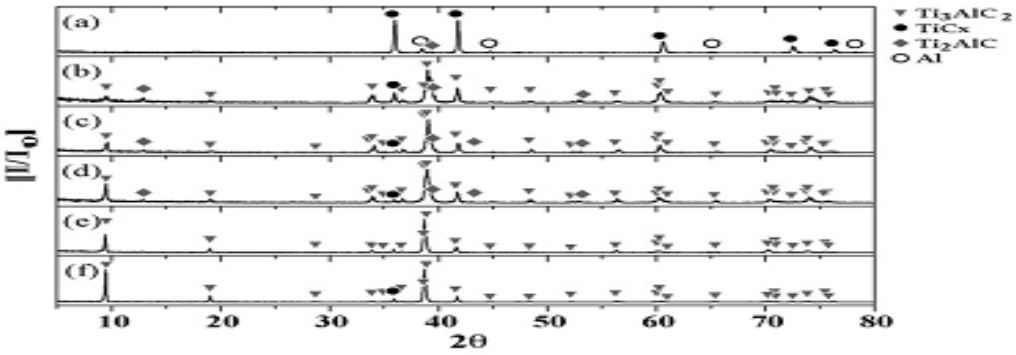


FIGURE 1. Diffraction des rayons X des échantillons pressés à chaud en utilisant TiC et le mélange de poudre de Al à des températures différentes (a) 800°C, (b) 1000°C, (c) 1250°C, (d) 1300°C, (e) 1500°C, et (f) 1600°C pendant 60 min sous 25MPa

L'échantillon synthétisé à 800°C (diff. (a)), montre que les poudres de TiC et Al est comme phases cristallines principales, de plus le carbure ternaire Ti_2AlC a été présentée comme une phase mineure. En augmentant ta température de pressage à chaud jusqu'à 1000°C (diff. (b)), on remarque l'apparition du carbure mixte Ti_3AlC_2 avec une petite quantité de Ti_2AlC et TiC comme une phase mineur. Avec l'augmentation de la température de pressage à chaud, le TiC et la phase Ti_2AlC ont été progressivement diminués, tandis que l'intensité des pics Ti_3AlC_2 se renforce avec la température de pressage à chaud, le diff. (d) et (e) à 1400°C et 1500°C on remarque que toutes les phases ont été identifiées comme Ti_3AlC_2. Toutefois, comme le montre le diff. (f), une petite quantité de TiC était apparu dans l'échantillon synthétisé à 1600°C, ce qui pourrait être due à la décomposition partielle de Ti_3AlC_2 synthétisé à 1600°C.

Les microstructures de système Ti_3AlC_2 synthétisé par la méthode de pressage à chaud dans une plage de température de 800-1600°C pendant 60 min sous 25 MPa.

La figure (a) montre la microstructure du faciès de rupture de l'échantillon synthétisé à 800°C, les particules de carbure de titane TiC sont recouvertes d'aluminium ce qui veut dire que Al est resté à la surface de TiC à cette température. La microstructure du Ti_3AlC_2 synthétisé à 1000°C est indiquée sur la fig. (b) avec des formes des particules de Ti_3AlC_2 identique à celles des particules de TiC.

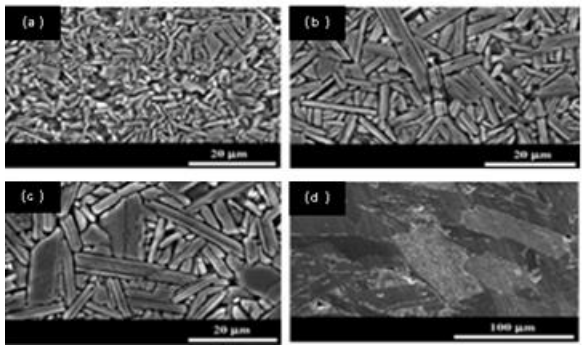


FIGURE 2 . Micrographies SEM des échantillons pressés à chaud en utilisant TiC et le mélange de poudre de Al à des températures différentes (a) 1300°C, (b) 1400°C, (c) 1500°C, et (d) 1600°C pendant 60 min sous 25MPa

Les structures de forme plaquettes sont visibles ainsi que la densification du Ti_3AlC_2 en vrac, en augmentant la température jusqu'à 1400°C la forme plaquettes du carbure mixte Ti_3AlC_2 à un aspect développés fig. (b).
Avec la nouvelle augmentation de la température de pressage à chaud, la taille des grains de Ti_3AlC_2 a été augmentée, mais le rapport de grains de Ti_3AlC_2 a été conservé comme le montre la fig (c). On a également observé que chaque grains de forme plaquettes de Ti_3AlC_2 est constitués de couches.
Lorsque la température de pressage à chaud atteint les 1600°C, la destruction des grains du Ti_3AlC_2 était inattendue comme le montre la figure (d) et la forme des grains de Ti_3AlC_2 a été profondément modifiée et la structure plaquettes des grains Ti_3AlC_2 a diminué d'environ 1,5 à 2.
Ces changements soudains dans les microstructures de Ti_3AlC_2 à 1600°C pourraient être dû, soit à la fusion partielle de Ti_3AlC_2 ou à la décomposition partielle de Ti_3AlC_2. La fusion partielle des Ti_3AlC_2 serait la raison principale du changement radical de la microstructure de Ti_3AlC_2. Car on assiste à une migration rapide des joints de grains de carbure mixte Ti_3AlC_2 comme le montre la figure (d) et leurs croissance.

3.1. Influence du temps sur la synthèse du Ti_3AlC_2

a) à 1000°C

Les résultats obtenus par diffraction des rayons X, microscopie électronique à balayage de l'échantillon synthétisé par pressage à chaud à 1000°C sous 25 MPa, en fonction du temps sous Argon sont présentés dans les figures suivantes. La première figure montre les DRX de l'échantillon synthétisé à 1000°C en fonction du temps. Ces échantillons ont été instantanément refroidi dans le four, le non-réagi (TiC et Al) est apparu comme des grandes phases avec Ti_3AlC_2 et Al_3Ti. Après 10 min à 1000°C, l'intensité des pics de TiC, Ti_3AlC_2 et Al_3Ti n'ont pas changé, notamment, les pics de l'Al ont diminués en raison de sa réaction avec TiC comme le montre la diff (b).

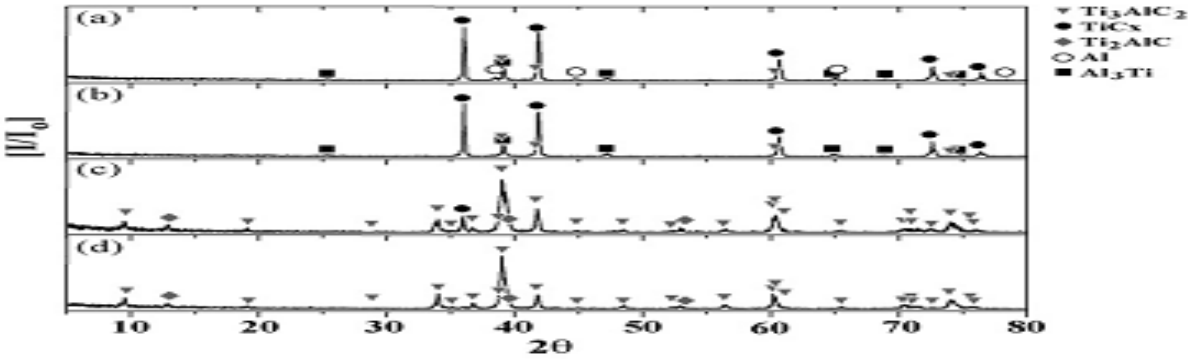


FIGURE 3. Diffraction des rayons X des échantillons pressés à chaud en utilisant TiC et le mélange de poudre de Al à 1000°C pendant (a) 0 min, (b) 10min, (c) 60 min, et (d) 240 min sous 25MPa

Une nouvelle augmentation du temps de pressage à chaud à 60 min a entraîné une augmentation significative du contenu des phases Ti_3AlC_2 avec le carbure de titane TiC qui est apparu comme une phase mineure, mais sans l'existence de l'intermétallique Al_3Ti afin de former une nouvelle phase cristalline de Ti_2AlC comme l'indique la dif (c). En augmentant le temps de pressage à chaud jusqu'à 240 min, le carbure mixte Ti_3AlC_2 est devenue une phase dominante avec seulement une quantité de phase Ti_2AlC mineure montré dans la dif (d). Il a été constaté que le carbure de titane TiC était impliqué dans la formation de Al_3Ti pendant le processus de synthèse des Ti_3AlC_2 par pressage à chaud en utilisant TiC et mélange de poudres Al à 1000°C. Al_3Ti semble être formé par la fusion d'Al à la surface des particules TiC. Avec l'augmentation du temps de pressage à chaud, Al_3Ti réagiraient avec TiC pour former Ti_3AlC_2. Dès que l'aluminium a diffusé dans les particules TiC, Ti_3AlC_2 semblait être principalement synthétisé sans la formation de l'Al_3Ti comme une étape intermédiaire. La formation de Ti_2AlC pourrait s'expliquer par la répartition inégale des offres de carbone dans les particules TiC. Lorsque le temps de réaction est suffisamment long pour former le carbure mixte Ti_3AlC_2, le carbure Ti_2AlC aura encore réagi avec TiC avec une concentration relativement faible pour former le Ti_3AlC_2 suivant la réaction:

$$TiC + Ti_2AlC \rightarrow Ti_3AlC_2$$

Les micrographies SEM des échantillons synthétisés à 1000°C sont montées sur les figures (a) et (b), le carbure de titane TiC et l'aluminium sont des phases dominantes avec une petite quantité d'Al_3Ti et Ti_3AlC_2.

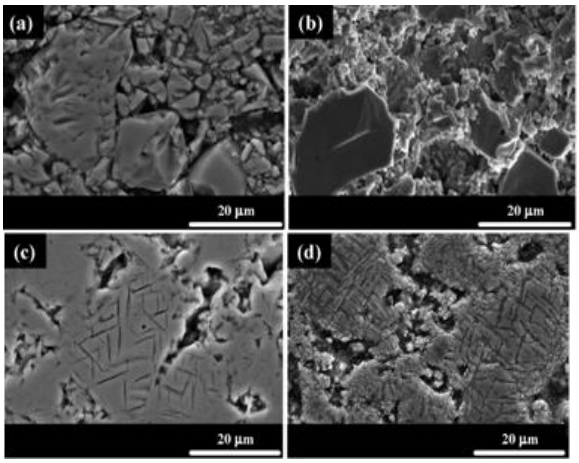


FIGURE 4. Micrographies SEM des échantillons pressés à chaud en utilisant TiC et le mélange de poudre de Al à 1000°C pendant (a) 0 min, (b) 10min, (c) 60 min, et (d) 240 min sous 25MPa.

Avec l'augmentation du temps de synthèse, les figures (c) et (d) montrent la forme aiguille (rayé) et que les modes de gravure ont été observées pour la synthèse du Ti_3AlC_2.

b) à 1250°C

Les diffractions des rayons X de l'échantillon synthétisé en utilisant le TiC et le mélange de poudre d'aluminium par le pressage à chaud à 1250°C en fonction du temps de synthèse (de 0 à 240 min) sont montrés sur cette figure.

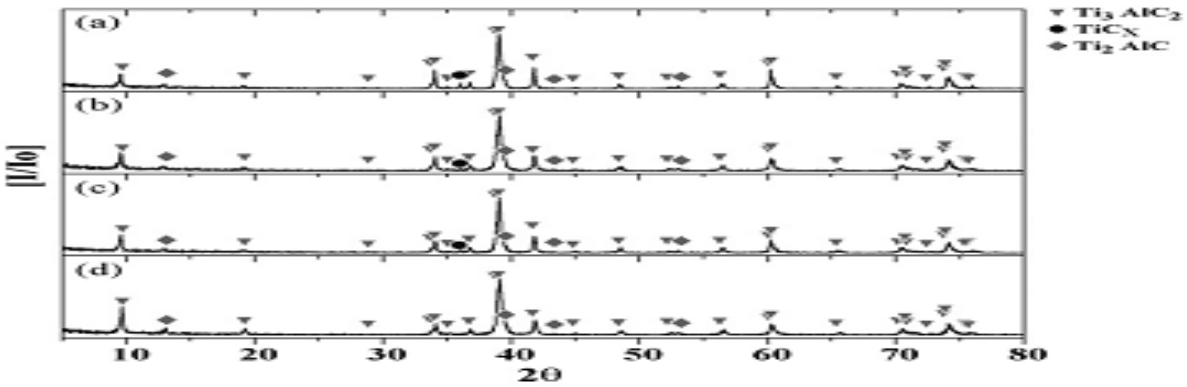


FIGURE 5. Diffraction des rayons X des échantillons pressés à chaud en utilisant TiC et le mélange de poudre de Al à 1250°C pendant (a) 0 min, (b) 15min, (c) 60 min, et (d) 240 min sous 25MPa.

Le diff (a), montre le spécimen instantanément refroidi dans le four qui atteint les 1250°C, cet échantillon compose principalement de Ti_3AlC_2 avec une petite quantité de TiC et de Ti_2AlC. Avec l'augmentation du temps de pressage à chaud, les pics de TiC ont été réduits, mais les pics de Ti_2AlC étaient compatibles avec le temps. Pour l'échantillon pressé à chaud pendant 240 min à 1250°C, la phase de TiC n'a pas été observée, mais la phase de Ti_2AlC était demeuré comme une phase mineur. La réaction entre le Ti_2AlC et le carbure de titane résiduelle TiC est favorisée par le temps de pressage afin de former le Ti_3AlC_2 à 1250°C.

La figure suivante montre les microstructures de l'échantillon synthétisés par un pressage à chaud à 1250°C en fonction du temps de pressage à chaud de 0 à 240 min au moins de 25 MPa sous Ar.

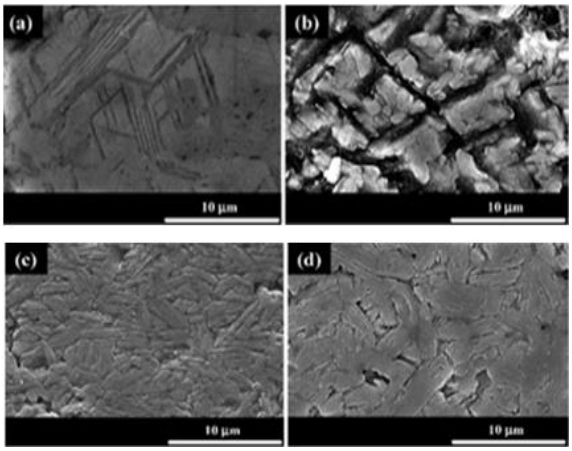


FIGURE 6. Micrographies SEM des échantillons pressés à chaud en utilisant TiC et le mélange de poudre de Al à 1250°C pendant (a) 0 min, (b) 15min, (c) 60 min, et (d) 240 min sous 25MPa.

Pour les spécimens instantanément refroidis dans le four à 1250°C les rayures gravées ont été observés sur la figure (a) qui semblaient être similaires à ceux observés dans l'échantillon pressé à chaud à 1000°C pendant 240 min.
Avec l'augmentation du temps de pressage à chaud, les grains de Ti_3AlC_2 étaient clairement visibles comme le montre la figure (b). Les diffractions des rayons X dans les deux échantillons ne sont pas différents les uns des autres, le brusque changement dans la microstructure de Ti_3AlC_2 pourrait être due à la réorganisation des grains de Ti_3AlC_2. Avec les progrès de pressage à chaud, la densification et la croissance des grains de Ti_3AlC_2 synthétisés ont été simultanément observés dans les figures (c) et (d).

La densité des échantillons synthétisés par un pressage à chaud en utilisant TiC / mélange de poudres Al a été fortement augmentée lorsque le temps de pressage à chaud a été porté à 60 min. Il a été connu que les impuretés telles que le Ti_2AlC et le TiCx existant dans Ti_3AlC_2 sont bénéfiques pour la flexion [2, 3,4], il a été mentionné qu'à l'échelle nanométrique les phases Ti_2AlC et TiCx ont été formés à l'intérieur de Ti_3AlC_2, ce qui peut renforcer effectivement le Ti_3AlC_2 [5,6]. Il pourrait être un autre facteur important capable d'expliquer la résistance à la flexion du Ti_3AlC_2. Avec l'augmentation de la température de 1300°C à 1500°C, le Ti_2AlC a encore réagi avec le TiC résiduelle pour former le carbure mixte Ti_3AlC_2. La figure suivante montre les faciès de rupture du Ti_3AlC_2 synthétisés à 1300°C et 1500°C pendant 1 h.

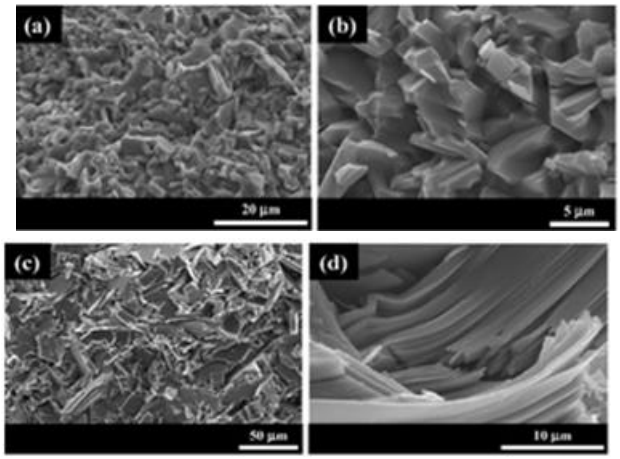


FIGURE 7. Synthèse de faciès de rupture de Ti3AlC2 : (a) et (b) à 1300°C, et (c) et (d) à 1500°C pendant 1h sous 25MPa.

La figure (b) et (d) sont des micrographies agrandies des figures (a) et (c) respectivement, une fissure inter-granulaire est principalement observée pour les Ti_3AlC_2 synthétisé à 1300°C tandis que le Ti_3AlC_2 synthétisé à 1500°C montre l'apparition d'une rupture transgranulaire puisque la surface de fissure montre clairement les couches laminées. La force des joints de grains de Ti_3AlC_2 poly-cristallin peut être plus forte que celle de Ti_3AlC_2 avec une structure en couches. Depuis, la résistance des grains Ti_3AlC_2 pourraient être améliorée par le renforcement des phases de taille nanométrique telles que TiC et Ti_2AlC qui est à l'intérieur de Ti_3AlC_2, la force des grains de Ti_3AlC_2 est brisée par les joints de grains. Par conséquent, la rupture inter-granulaire de Ti_3AlC_2 synthétisé à 1300°C est principalement produite. Les phases de taille nanométrique à l'intérieur du grain de Ti_3AlC_2 ont disparu par une réaction entre eux (réaction entre TiC et Ti_2AlC).

4. CONCLUSION

Le polycristallin Ti_3AlC_2 a été synthétisé avec succès par pressage à chaud de TiC et le mélange de poudre d'aluminium, à une température supérieure à 1000°C avec une pression de 25MPa. L'importance du temps dans la formation de Ti_3AlC_2 a été également étudiée. Le carbure mixte Ti_3AlC_2 a été immédiatement synthétisé à 1000°C avec une petite quantité de l'intermétallique Al_3Ti. Après environ 4h à 1000°C, le Ti_3AlC_2 est devenue une phase dominante avec une petite quantité de Ti_2AlC. Avec l'augmentation de temps de pressage à chaud à la température de 1000-1250°C, la cinétique de la synthèse de Ti_3AlC_2 était plus rapide et que le Ti_3AlC_2 est devenu une phase prépondérante dans un laps de temps. La densification du Ti_3AlC_2 a été examinée en fonction du temps de pressage à chaud et de la température. Le Ti_3AlC_2 complètement dense a été synthétisé à une température supérieure à 1250°C en 1h et le Ti_3AlC_2 obtenue est pur à 1250°C après 4h de temps. Le Ti_3AlC_2 résultant a montré la structure typique feuilleté de carbures ternaires.

5 . REFERENCES

[1] F. Moret,L'innovation dans le domaine des moules et outils, CEA/CEREM - DEM/Service de Génie des Matériaux 38054 Grenoble cedex 9 – France

[2] Nikolay, V., Tzenov and Barsoum, M.W., Synthesis and characterization of

Ti3AlC2. J. Am. Ceram. Soc., 2000, 83(4), 825–832.

[3] Chen, J. X. and Zhou, Y. C., Strengthening of Ti_3AlC_2 by incorporation of Al_2O_3. Scripta Mater., 2004, 50, 897–901.

[4] Wang, X. H. and Zhou, Y. C., Microstructure and properties of Ti_3AlC_2 prepared by the solid–liquid reaction synthesis and simultaneous in situ hot pressing process. Acta Mater., 2002, 50, 3141–3149.

[5] Hwang, H. J., Yasuoka, M., Sando, M. and Toriyama, M., Fabrication, sinterability, and mechanical properties of lead zirconate titanate/silver composites. J. Am. Soc., 1999, 82(9), 2417–2422.

[6] Niihara, K. and Suzuki, Y., Strong monolithic and composite MoSi2 materials by nanostructure design. Mater. Sci. Eng. A, 1999, 261, 6–15

ÉTUDE DE L'ELIMINATION DU PARACETAMOL PAR LE CHARBON ACTIF EN MILIEU AQUEUX

A. ALOUI, A. ZERTAL

Laboratoire des Techniques Innovantes de Préservation de l'Environnement (LTIPE), Université des Frères Mentouri Constantine 1, 25000, amelsaloui@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Notre travail porte sur l'adsorption du paracétamol sur un charbon actif commercial non-modifié, en forme de bâtonnet. L'étude de la cinétique et des isothermes d'adsorption a été réalisée en solution aqueuse et à pH libre. Plusieurs modèles de cinétique (pseudo-premier ordre et pseudo-second ordre) ont été testés afin de déterminer les paramètres cinétiques d'adsorption. Plusieurs modèles d'adsorption (Langmuir, Freundlich, diffusion intraparticulaire, diffusion de film ainsi que le modèle de Boyd) ont également été utilisés pour qu'on puisse déterminer l'étape contrôlant la vitesse du processus globale. Nous avons constaté que le transport extragranulaire est une étape limitante et que la diffusion interne dans les feuillets du charbon activé choisi n'est pas le seul mécanisme contrôlant la cinétique de sorption. Les paramètres thermodynamiques caractérisant le processus d'adsorption ont montré que celle-ci est chimique, spontanée et endothermique. Le modèle de Freundlich est le plus adapté pour décrire les isothermes expérimentales.

Mots Clés : *charbon actif, Adsorption, Cinétique, Isotherme, paracétamol.*

NOMENCLATURE

Symboles :

R Constante des gaz, $J.K^{-1}.mol^{-1}$
T température, K
t temps, min
C_e Cencentration à l'équilibre, $mg.L^{-1}$
Q_e Quantité adsorbée à l'équilibre, $mg.g^{-1}$
K_L Constante de Langmuir
K_F Constante de Freundlish

DO Densité optique

Lettres grecques :

ε Coef d'absorption spécifique, $mg^{-1}.L.cm^{-1}$
λ Longueur d'onde, nm

Indices / Exposants :

L Langmuir
F Freundlish
i Interne

1. INTRODUCTION

La présence de composés pharmaceutiques dans les eaux est une préoccupation environnementale d'intérêt croissant. Plusieurs composés pharmaceutiques ont été détectés comme polluants secondaires dans les déchets industriels et les eaux souterraines [1,2]. Ces composés sont pour la plupart utilisés comme agents anti-inflammatoires, analgésiques, régulateurs de lipides, antibiotiques, antiépileptiques, antiseptiques ou désinfectants [3,4]. Pour éviter l'accumulation de ces produits pharmaceutiques dans le milieu aquatique, plusieurs groupes de chercheurs ont cessé d'améliorer les techniques d'élimination de ces composés en procédant soit par adsorption sur différentes formes de charbon actif, modifié ou non-modifié, dans différentes conditions opératoires [5,6], soit par des procédés d'oxydation avancés (AOP) où un réactif très puissant comme $HO^{\bullet}$ est généré, pour détruire ces contaminants. L'application réussie de l'ozonation et d'autres AOP (O_3 / H_2O_2, H_2O_2 /

UV, H_2O_2 / Fe^{+2} / UV) pour l'oxydation de ces produits pharmaceutiques et de leurs métabolites a été rapportée [4]. Ces études de traitement conventionnels des eaux usées restent cependant insuffisantes et inefficaces pour éliminer et/ou dégrader la majorité de ces composés présents dans les eaux résiduelles et parfois même dans les eaux potables. Dans notre étude, on a utilisé le procédé d'élimination le plus simple et le plus économique basé sur le phénomène d'adsorption sur le charbon actif en batônnet.

2. **METHODE EXPERIMENTALE**

2.1 Matériels de laboratoire

Spectrophotomètre UV-visible, modèle « Shimadsu » piloté par ordinateur.

2.2 Matériaux utilisés

Le charbon actif en poudre commercial, fourni par le département de Chimie, est caractérisé par (données du fabriquant), et le charbon actif en batônnet provenant de sonatrach de Skikda.

2.3 Substrat

Le paracétamol utilisé dans cette étude, fourni par SAIDAL d'Alger, est un solide blanc, soluble dans l'eau. Sa pureté est de 99,23 %.

2.4 Protocole opératoire

La solution mère de paracétamol a été préparée en dissolvant 80 mg du produit dans 500 ml d'eau distillée. A partir de cette solution, des solutions filles de différentes concentrations ont été préparées par dilution. La droite d'étalonnage obtenue (DO = f(C)) montre clairement la linéarité des points expérimentaux, dans la gamme des concentrations choisies. Le coefficient d'absorption spécifique, représenté par la pente de cette droite, est de **0.06548 $mg^{-1}.L.cm^{-1}$**. Cette valeur est identique à celle donnée dans la littérature [5].
Le protocole opératoire se traduit par la dispersion d'une quantité de 0,1 gramme de charbon actif en bâtonnet dans un bécher contenant du paracétamol (10 ppm) dans l'eau distillée. Des prélèvements ont été effectués à différents intervalles de temps et après séparation de phases à l'aide d'un filtre 0,45 µm la concentration résiduelle du paracétamol a été déterminée en mesurant la densité optique (DO) à 243 nm.

3. **RESULTATS**

3.1. Cinétique d'adsorption

Les résultats relatifs à l'étude de la cinétique d'adsorption du paracétamol à 10.8 ppm sur le charbon actif granulaire (0,1 g) sont représentés sur la figure 1. D'après la courbe de cette figure, il est tout à fait clair que la mise en contact du substrat étudié avec une suspension du charbon actif en bâtonnet induit une interaction qui engendre une diminution du nombre de molécules dans la solution. Cette quantité diminue de plus en plus et la quantité adsorbée augmente.

3.2. Isotherme d'adsorption

Dans le but de tracer la quantité adsorbée en fonction de la concentration de paracétamol à l'équilibre, nous avons augmenté, de façon progressive, la concentration du substrat de 10 ppm à 160 ppm tout en gardant fixe la quantité du charbon actif utilisé (0,1 gramme). Les résultats des tests réalisés sont représentés sur la figure 2.
Le tracé de $q_e = f(C_e)$ oriente vers une isotherme d'adsorption de type (4) de la classification de l'IUPAC. Ce type d'isotherme est caractéristique d'une sorption multimoléculaire. La première couche de paracétamol se fixe à la surface du matériau par des forces de Van Der Waals, le passage à la formation de la couche suivante s'effectuant probablement quand toute la surface est saturée.

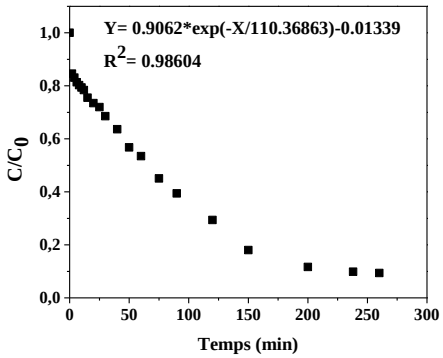


FIGURE 1 : Evolution du taux de paracétamol résiduel en fonction du temps de contact

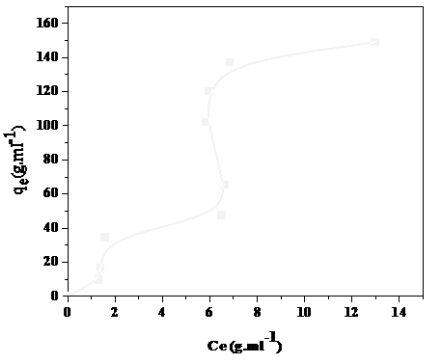


FIGURE 2 : Isotherme d'adsorption du paracétamol par le charbon actif. m_{CAG}= 0.1 g

3.3 Modélisation

Les modèles testés dans ce procédé de fixation du paracétamol en solution sur le charbon actif en bâtonnet sont l'équation de Langmuir -basée sur la fixation d'une couche monomoléculaire- et l'équation de Freundlich.

3.3.1. Isotherme de Langmuir

L'équation de Langmuir -dérivée à partir de considérations cinétiques où des arguments d'équilibre sont communément appliqués à la chimisorption des gaz- et la relation du facteur de séparation adimensionnel (R_L) sont, dans le cas de l'adsorption en solution ,données par les deux équations suivantes :

$$\frac{1}{Q_e} = \frac{1}{Q_{max}.K_L.C_e} + \frac{1}{Q_{max}} \qquad (1)$$

$$R_L = \frac{1}{(1+K_L.C_0)} \qquad (2)$$

Q_{max} : quantité maximale adsorbée en $mg.g^{-1}$, C_0 : concentration initiale (en $mg.L^{-1}$), K_L : constante de Langmuir.
Quoique le coefficient de détermination ajusté soit proche de 1 (**R^2= 0,91**), l'adsorption ne peut pas être exprimée par le modèle de Langmuir car la valeur négative de la capacité maximale d'adsorption n'a pas de sens physique. En plus, la valeur du facteur de séparation adimensionnel, défini par R_L, qui égale à 7,18 (donc supérieur à 1), indique que le processus d'adsorption est thermodynamiquement défavorable (TABLEAU 1) est en contradiction avec l'observation expérimentale.

3.3.2 Modèle de Freundlich

L'équation de Freundlich est généralement bien adaptée pour décrire l'équilibre en phase aqueuse. Sa formule linéaire est donnée par :

$$\log q_e = \log K_F + \frac{1}{n}\log C_e \qquad (3)$$

q_e représente la quantité d'adsorbant fixé à l'équilibre par l'adsorbant, (mg/g), C_e est la concentration résiduelle à l'équilibre (mg/L), K_F et n sont les constantes de Freundlich liées à l'adsorption et à l'affinité respectivement.
Le coefficient de détermination ajusté R^2 indique que l'isotherme de Freudlich peut raisonnablement représenter les données expérimentales relatives à l'équilibre d'adsorption du paracétamol. Les paramètres relatifs aux deux modèles d'adsorption sont regroupés dans le tableau 1.

3.3.3 Processus de diffusion intraparticulaire

La diffusion intraparticulaire est l'une des nombreuses étapes du processus de sorption. Elle est limitant lorsque le tracé de la quantité sorbée en fonction de la racine carrée du temps donne une droite qui passe par l'origine, comme l'indique l'équation de Weber et Morris (équation 4).

$$q = k_{d,int}.t^{1/2} \qquad (4)$$

avec : q : quantité sorbée au temps t (mg/g), t : temps (min), $k_{d,int}$: constante de vitesse de diffusion dans les pores (mg/g.min$^{1/2}$).

Isotherme de Langmuir				**Isotherme de Freundlich**		
q_m (mg.g-1)	K_L (L.mg^{-1})	R^2	R_L	K_F (mg $^{(1-n)}$.l^n.g^{-1})	n	R^2
-1490,15	**-0.0797**	**0,91**	**7,1818**	**12.322**	**0.962**	**0.77**

TABLEAU 1. Paramètres des Isothermes de Langmuir et Freundlich

Nous remarquons que les droites tracées ne passent pas par l'origine, ce qui démontre que la diffusion du paracétamol dans les pores de charbon actif n'est pas le seul mécanisme qui contrôle la cinétique de sorption. Pour confirmer ce résultat l'introduction du modèle de Boyd est néccessaire.

- Modèle de Boyd :

L'équation de la cinétique de Boyd est donnée par :

$$F = 1 - [(6/\pi^2)\exp(-Bt)] \qquad (5)$$

F : fraction du soluté adsorbé à l'instant t ; F est donné par : $F = \frac{q_t}{q_e}$ (6)

L'expression de la cinétique de Boyd peut être représentée par : Bt = - 0,4977 – ln (1-F) (7)

Si la courbe tracée de Bt = f(t) est une droite qui passe par l'origine, on conclura que le processus de sorption est gouverné par la diffusion intraparticulaire.

Les droites obtenues ne passent pas par l'origine (Figure 4), ce qui confirme une fois encore que la diffusion du paracétamol dans les pores (feuillets) du charbon actif utilisé n'est pas le seul mécanisme limitant de la cinétique de sorption.

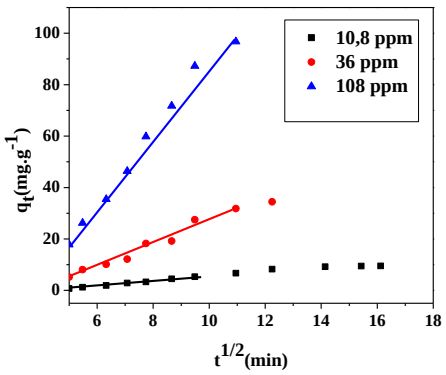


FIGURE 3 : Modèle de la diffusion intra particulaire

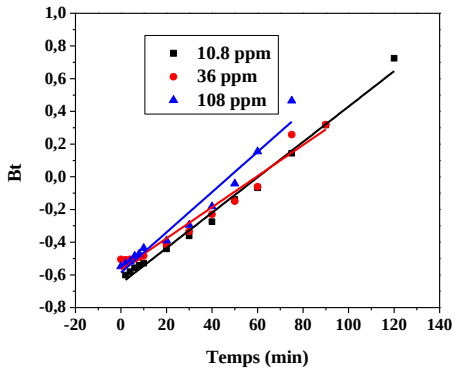


FIGURE 4 : Modèle de BOYD : Courbe de Bt en fonction du temps

3.3.4. Processus de diffusion externe

Nous avons aussi examiné la diffusion externe. Les résultats obtenus sont représentés sur la Figure 5. Les faibles valeurs de l'ordonnée à l'origine indiquent que le transport de masse externe est le facteur gouverne la cinétique de l'adsorption.

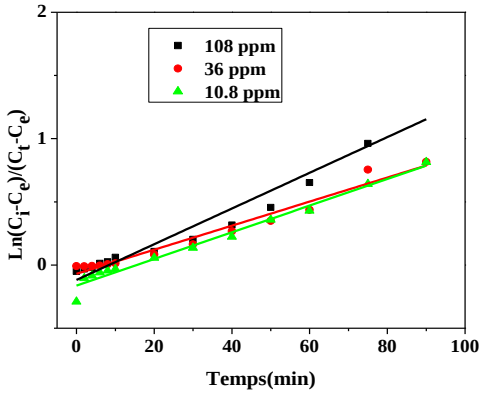


FIGURE 5 : Modèle de la diffusion externe

3.3.5. Cinétique de pseudo premier ordre : Modèle de Lagergren.

En vue de la détermination de la cinétique d'adsorption du paracétamol sur le charbon actif en bâtonnet deux ordres de cinétique ont été testés. Le modèle de Lagergren de pseudo-premier ordre est représenté par la relation linéaire suivante :

$$\ln(q_e - q)/q_e = -k_1 t \qquad (8)$$

q_e : Quantité adsorbée à l'équilibre (mg/g), q : Quantité adsorbé au temps t (mg/g), k_1 : Constante de vitesse de sorption de pseudo premier-ordre (1/s) , t : Temps du processus d'adsorption. En traçant ln ($q_e - q$) en fonction du temps t (Figure 6), nous calculons les paramètres cinétiques du modèle Lagergren. Le coefficient de régression est acceptable, ce qui montre que l'adsorption peut être décrite par une cinétique de pseudo-premier ordre.

3.3.6 Pseudo second ordre : Modèle de BlanchardL'application du modèle de Blanchard, nous permet de définir le pseudo-seconde ordre de la réaction dans un procédé de sorption. L'équation du pseudo-second ordre est présentée par l'équation 9 suivante:

$$\frac{t}{q} = \frac{1}{(k_2 . q_e^2)} + \frac{t}{q_e} \qquad (9)$$

Dans ce cas, les données sont adaptées selon le modèle de pseudo second ordre de Blanchard. La figure 7 montre clairement la validité de cette cinétique.

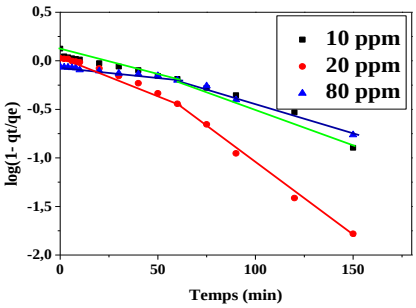


FIGURE 6: Modèle de pseudo-premier ordre

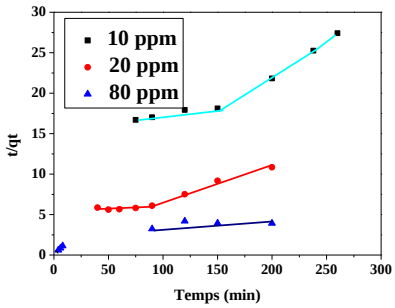


FIGURE7:Modèle de pseudo -second ordre

Le modèle d'adsorption-pseudo second ordre est plus approprié pour décrire la cinétique d'adsorption du paracétamol sur le charbon actif utilisé.

3.3.7. Determination des parametres thermodynamique de l'adsorption

Le tracé de ln (K_d) en fonction de l'inverse de la température (equa 11) nous a permis de calculer facilement le $\Delta H°$, $\Delta S°$ et $\Delta G°$.

$$\Delta G° = - RT.\ln(K_d) \qquad 10$$

$$\ln (K_d) = - (\Delta H°/RT) + (\Delta S°/R) \qquad 11$$

K_d : constante d'équilibre, $\Delta G°$: l'enthalpie libre standard en $KJ.mol^{-1}$, $\Delta H°$: l'enthalpie standard en $KJ.mol^{-1}$ et $\Delta S°$: l'entropie standard en $KJ.mol^{-1}.K^{-1}$.

T (°K)	Ln K_d	ΔS^0 ($KJ.mol^{-1}.K^{-1}$)	ΔH^0 ($KJ.mol^{-1}$)	ΔG^0 ($KJ.mol^{-1}$)
294	**1.18966**			**-2.907904**
313	**1.38132**	**0.174**	**50.38**	**-3.5945953**
323	**2.16188**			**-5.8055592**

TABLEAU 2 : Paramètres thermodynamiques

La valeur de l'enthalpie libre pour les différentes températures est inférieure à zéro ($\Delta G^0 < 0$), ce qui prouve que le processus est spontané . La valeur calculée de l'enthalpie est positive, ce qui montre que ce procédé est endothermique. La valeur positive de l'entropie, reflètent qu'aucun changement crucial s'est produit dans la structure interne du charbon durant l'adsorption de paracétamol.

4. CONCLUSIONS

Notre travail expérimental nous a permis de mieux comprendre le processus de l'adsorption. Le modèle de Freundlich peut convenir pour décrire la rétention du paracétamol sur le charbon actif en bâtonnet. Une étude thermodynamique nous a permis de déterminer l'enthalpie standard, l'enthalpie libre et l'entropie. L'adsorption est chimique et spontanée. Le signe positif de l'enthalpie standard signifie que le processus est endothermique. La cinétique d'adsorption de l'acétaminophène sur le charbon actif en bâtonnet obéit à une équation de pseudo-second ordre. Elle se déroule en deux étapes dont l'une est très lente et constitue l'étape limitante. Cette étape correspond à la diffusion des molécules à travers le film externe. Ce résultat a été confirmé par le modèle de Boyd.

REFERENCES

[1] C.G. Daughton, Environmental stewardship and drugs a pollutant, *The Lancet*, 360, 1035-1036, 2002.

[2] D.W. Kolpin, E.T .Furlong, M.T. Meyer, E.M.,Thurman, S.D. Zaugg. Pharmaceuticals, hormones, and other organic waste water contaminants in U.S. streams: a national reconnaissance. *Environ. Sci. Technol*, 36, 1202-1211, 2000.

[3] K. Kümmerer, Pharmaceuticals in the Environment: Sources, Fate and Risks, *Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg*, 2008.

[4] J.P. Bound, N. Voulvolis, Pharmaceuticals in the aquatic environment-a comparison of risk assessment strategies, *Chemosphere*, 56, 1143-1155, 2004.

[5] Artur. P.Terzyk, the influence of activated carbon surface chemical composition on the adsorption of paracétamol, *Physicochemical and Engineering Aspects*, 177, 23-45, 2001.

[6] Artur. P.Terzyk, gerhardrychlicki, stanislawbiniak, and jery p. lukaszewicz, new correlation of the surface layer of charbon and its physicochemical properties exposed while paracetamol it's adsorbed at different temperatures and pH, *JCIS*, 257, 13 -30, 2003.

MODELISATION ET ANALYSE DES PHENOMENES AEROELASTIQUE POUR AILE D'AVION EN MATERIAUX COMPOSITES.

H. ZERROUKI[a], D. BOUTCHICHA[b]

[a]Université des sciences et de technologie Mohamed Boudiaf, BP 1505, Oran-Algérie,
halimazerrouki519@gmail.com,
[b]Université des sciences et de technologie Mohamed Boudiaf, BP 1505, Oran-Algérie,
boutchicha@hotmail.com

RÉSUMÉ

Cet article traite le probleme d'un phénomène d'aéroélasticité et la stabilité aéroélastique d'une section typique de l'aile d'avion de type NACA 4412.
On présente le flottement comme un phénomène dangereux qui se termine en générale par la rupture de l'avion, il peut être déterminé comme une instabilité dynamique de la structure. Le flottement apparait suite à une interaction des forces aérodynamiques, élastiques et d'inerties, il se produit à une vitesse déterminée de vol qui est appelée vitesse critique du flottement [1].
L'objectif de notre étude est de calculer la vitesse critique du flottement par une simulation numérique à l'aide du code du calcul ANSYS CFX 14.0 ensuite les résultats sont validés par des essais d'une tranche d'aile sur une soufflerie subsonique.
Les résultats obtenus expérimentalement sont similaires à ceux obtenus par l'approche numérique.

Mots clés : Aéroélasticité, aérodynamique, Flottement, Vitesse critique, ANSYS.

NOMENCLATURE

Symboles :

c Longueur de la corde, cm
f_{an} Fréquence naturelle calculée analytiquement, Hz
I_0 Moment d'inertie par rapport à l'axe de référence, Kg.m^2.
f_{num} Fréquence naturelle calculée numériquement, Hz
K_t Coefficient de rigidité de torsion
C_z Coefficient de portance
C_x Coefficient de trainée
F_z Force de portance, N
F_x Force de trainée, N
V vitesse de vent, m/s
S surface de l'aile, m^2
ΔH différence de la hauteur manométrique
g la gravité, m/s^2

Lettres grecques :

α Angle d'incidence
ρ_{air} densité de l'air, Kg/m^3
ρ_{eau} densité de l'eau, Kg/m^3

1. INTRODUCTION

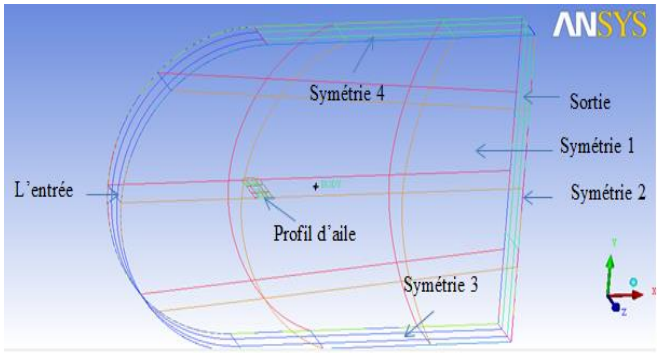
Les phénomènes d'aéroélasticités peuvent avoir une influence significative sur la conception des véhicules de vol. En effet, ces effets peuvent grandement modifier les exigences de conception qui sont spécifiés pour les disciplines de performance, de charges structurelles, la stabilité de vol et de contrôle. En plus, les phénomènes aéroélastiques peuvent introduire des instabilités catastrophiques de la structure qui sont uniques aux interactions aéroélastiques [2].

La prise en compte des effets aéroélastiques requiert l'utilisation des méthodes numériques couplant des outils de simulation comme l'ANSYS CFX pour mettre en évidence par la présentation de l'étude du cas réel traite dans la partie expérimentale.
La présente étude fait partie d'un projet de recherche qui a pour objectif de faire une analyse aéroélastique d'un profil d'aile à l'échelle réduite et de trouver et calculer les limites de l'instabilité et de concevoir des profils aérodynamiques qui restent stable dans la plage de vitesse de fonctionnement.

2. SIMULATION NUMERIQUE

La simulation est faite par un code du calcul **ANSYS CFX** dans sa version 14. Pour effectuer cette étude numérique on a utilisé le logiciel **ICEM CFD** pour réaliser notre géométrie qui était un profil d'aile de type NACA 4412 placé dans un domaine de calcul qui s'adapte avec la veine d'essai de la soufflerie comme montre la figure 1, et on a généré un maillage de type hexaèdre qui est représenté dans la figure 2.

- La longueur de la corde = 20cm.
- L'épaisseur = 46cm.



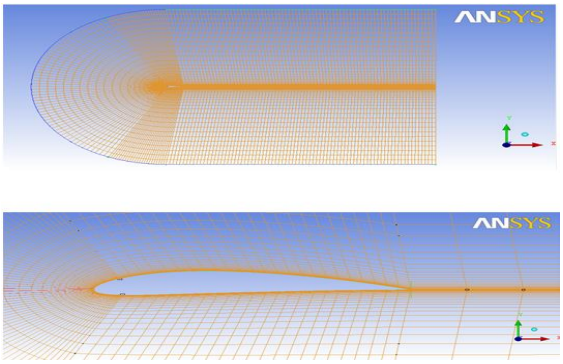
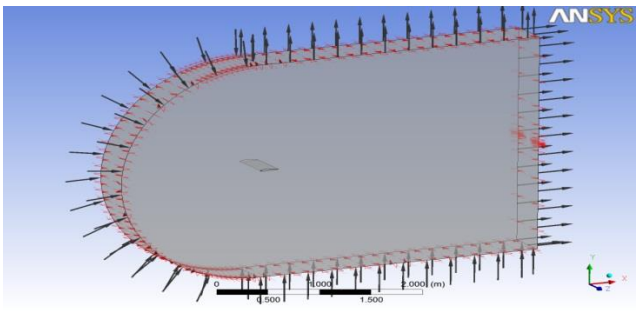


Figure 1. Domaine d'étude

Figure 2. Maillage de domaine d'étude et de l'aile

Pour accomplir cette simulation (Figure 3) pour un écoulement laminaire ou turbulent, on introduit la température =25 C° et la pression =1.016 bar comme des conditions externes de domaine d'étude, et trois valeurs de vitesse d'entrée 10 m/s, 15 m/s, 20 m/s pour déférentes angles d'incidence de 0° à 20° avec un pas de 5 sous forme des équations.
Ensuite on a introduit les équations aérodynamiques qui permettre de calculer les forces et les coefficients aérodynamiques comme montre la figure 4.



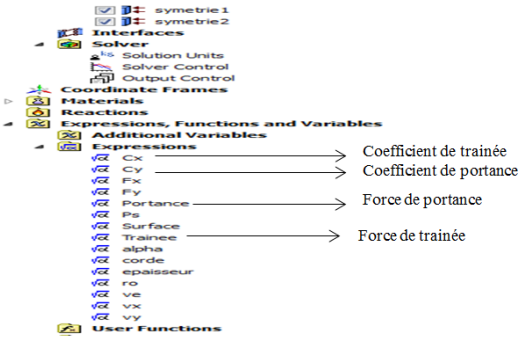


Figure 3. La géométrie du problème étudier.

Figure 4. Les équations induisent dans le CFX –pre.

3. PARTIE EXPERIMENTALE

C'est à partir d'une expérimentation que sont étudiés les phénomènes interaction fluide-structure. Pour cela, nous avons réalisé une aile d'avion de type NACA 4412 en matériaux composites à une échelle réduite (FIGURE 5).

Le but est d'étudier le comportement dynamique d'un profil d'aile en fonction de la vitesse de l'écoulement pour des angles d'incidences différents. Le profil d'aile est fixé élastiquement des deux extrémités et plongé dans un écoulement d'air dans une soufflerie subsonique. En variant l'angle d'incidence avec un pas de cinq et pour chaque angle on a varié la vitesse de l'air de zéro jusqu'à ce qu'on atteint la vitesse maximale.

Nous avons analysé avec un analyseur de vibration FFT les spectres temporels et fréquentiels des mouvements produits dans une soufflerie.

Pour faire cette série d'expériences, nous avons réalisé le banc d'essai qui se compose du profil aérodynamique (aile à une échelle réduite), la fixation élastique et le support.

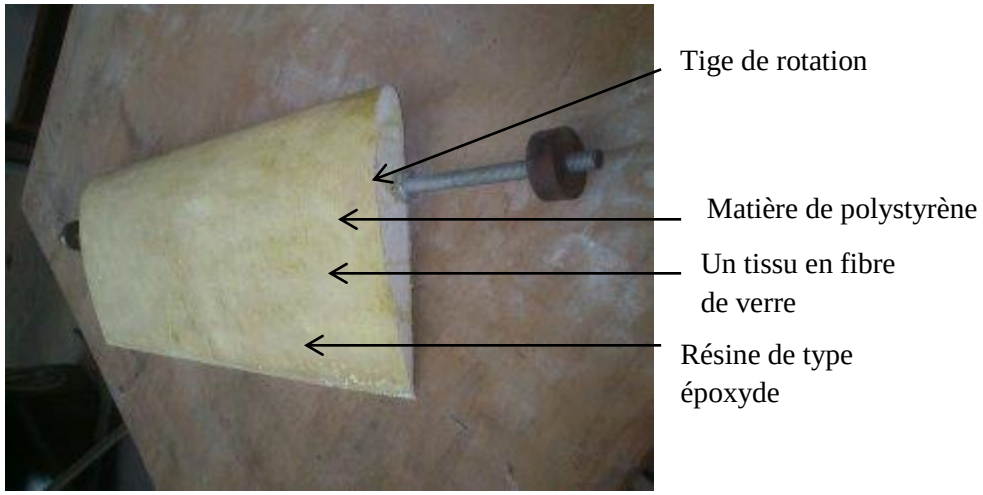


Figure 4. L'aile finale.

Caractérisation dynamique du banc d'essai par analyse vibratoire

Pour déterminer la fréquence naturelle de cette l'aile on a composé une chaine de mesure comme montre la figure 5.

Les signaux d'entrées et de sorties de la structure respectivement la force d'excitation et la réponse sous forme d'accélération sont traitées par l'Analyseur FFT et donne entre autre la fonction de transfert FRF (Frequency Respense Function) qui a présenté dans la figure 6 sous forme graphe.

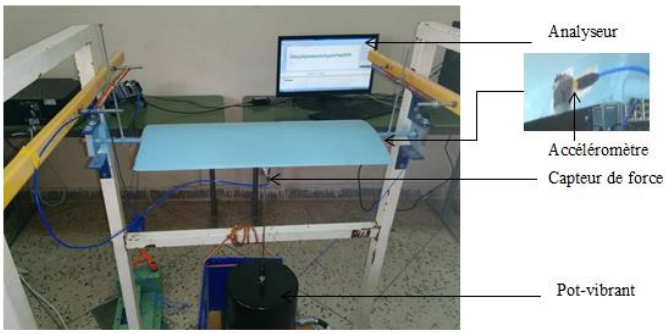


Figure 5. Montage expérimentale.

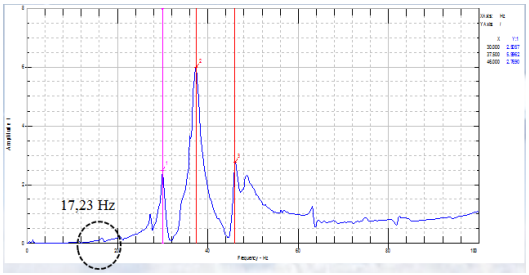


Figure 6. Fonction de réponse fréquentielle.

Détermination de la fréquence naturelle du mode rigide analytiquement.

Vu la complexité de la géométrie et l'hétérogénéité des matériaux de fabrication le calcul des différents moments d'inerties nécessaires à l'analyse et la raideur de l'aile sont déterminé expérimentalement et sont remplacé dans l'équation 1.

$$f = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{K_t}{I_0}} \quad (1),\ f = 17{,}33\ Hz$$

L'évolution de l'amplitude de cette fréquence a été suivie dans la réponse ou excitation par le vent dans la soufflerie

Détermination des forces aérodynamique et de la réponse dynamique de la structure dans la soufflerie.

Pour déterminer les forces aérodynamiques on a composé une chaine de mesure au niveau de la soufflerie comme montre la figure 7, tel que on a réglé à chaque fois une valeur de ΔH (3 valeurs) avec un changement l'angle d'incidence de 0° à 20° par un pas de 5° afin d'obtenir les valeurs de portance et de la trainée et on a remplacé dans les équations (2), (3) pour obtenir les valeurs des coefficients de portance et de trainée successivement.

La réponse vibratoire de la structure est mesurée à l'aide d'un analyseur de vibrations de la structure grâce à un accéléromètre (capteur) et l'excitation est fait par le vent de la soufflerie.

Pour accéder à ces résultats, on a réalisé un banc d'essai qui a muni d'un support de fixation (bâti) sur lequel est placé le profil d'aile. Cette structure comporte quatre ressorts placés parallèlement et deux roulements placés à l'extrémité sur le même sens de l'écoulement provenant d'une soufflerie.

Dans l'autre extrémité de la structure on a attaché le capteur dans la position horizontale et perpendiculaire à l'écoulement, les essais ont été effectués sur le profil d'aile en changeant l'angle d'incidence initial et la vitesse de l'écoulement comme montre la figure 8.

Et comme la vitesse d'écoulement est en fonction de la différence de pression ΔH (équation 2), nous avons calculé la variation de pression dans le tube de Pitot ΔH qui correspond aux vitesses allant de 5m/s à 25m/s avec un pas de 5 et en faisant varier l'angle d'incidence.

$$C_z = \frac{2.F_z}{\rho.V^2.S} \quad (2)$$

$$C_x = \frac{2.F_x}{\rho.V^2.S} \quad (3)$$

$$V = \sqrt{\frac{2\rho_{eau}.g.\Delta H}{\rho_{air}}} \quad (4)$$

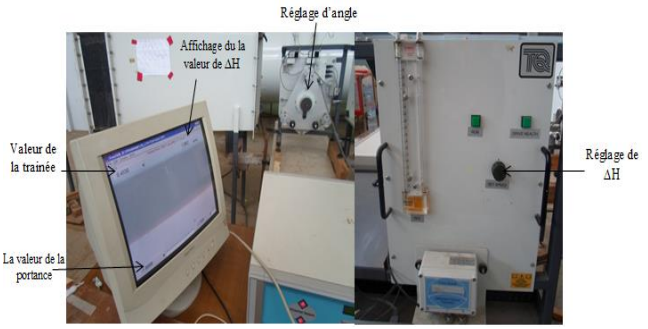


Figure 7. Détermination des forces aérodynamiques

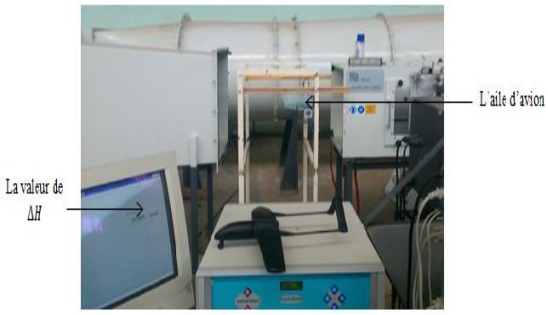
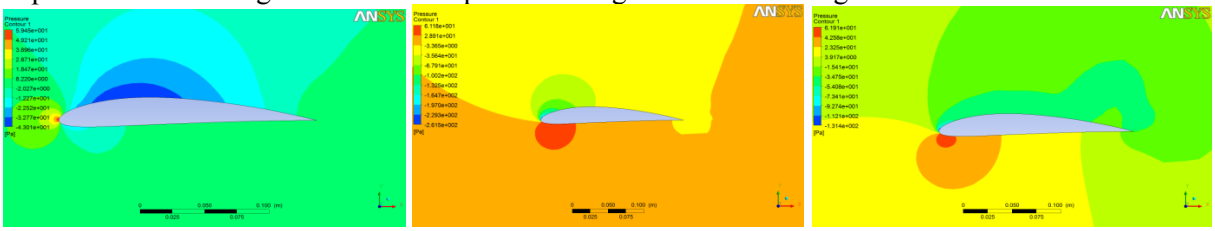


Figure 8. Le montage d'expérience dans la soufflerie

4. RESULTATS

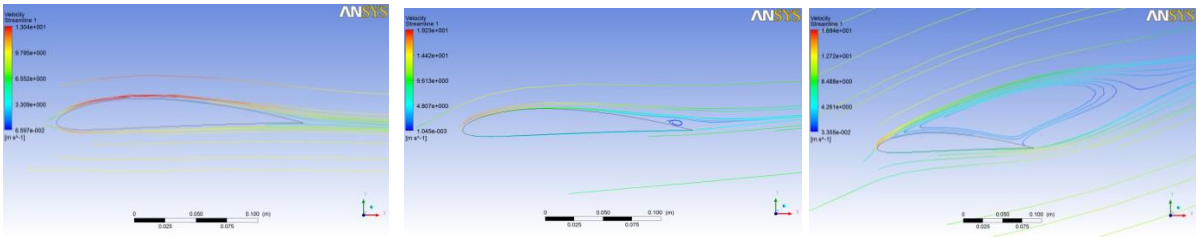
D'après les figures (a), (b) et (c) qui représentent la variation du champ de pression en fonction de la variation l'angle Alpha qui sont obtenus à partir d'un code du calcul ANSYS CFX, il apparait clair qu'il existe une zone de dépression sur l'extrados du profil pour tous les angles d'incidences avec une nette augmentation de la pression au voisinage du bord d'attaque avec l'augmentation du l'angle d'incidence.



(a) α =0°, V=10 m/s (b) α =15°, V=10 m/s (c) α =20°, V=10 m/s

Figure 9. Champ de pression pour différent α

L'écoulement passe autour de profile d'une façon symétrique pour l'angle 0° comme montre la figure 10 (a), et pour les autres différents angles de 5° à 20°, les lignes des courants changent sa formes c'est-à-dire la trajectoire de l'écoulement change est aussi leurs vitesse, lorsque on augmente l'angle d'attaque la vitesse des lignes des courants diminue à la surface de intrados plus moins que l'extrados et on a remarque aussi qu'il y a une zone de recirculation dans le cas de Alpha est égale 10.

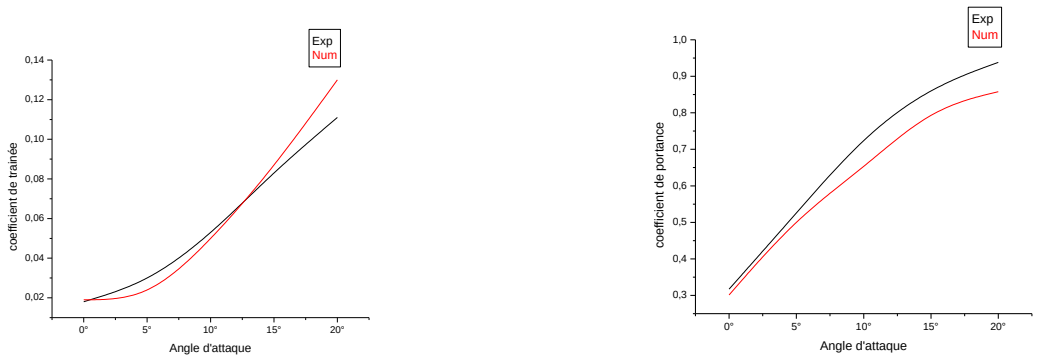


(a) α =0° (b) α =10° (c) α =20°

Figure 10. Lignes de courant pour différent α

Les graphes (a) et (b) de la figure (11) représente l'interprétation graphique des résultats numériques et expérimentaux de la variation des coefficients aérodynamiques (C_z, Cx) en fonction de l'angle d'incidence.
D'après ces graphes, on peut noter que:

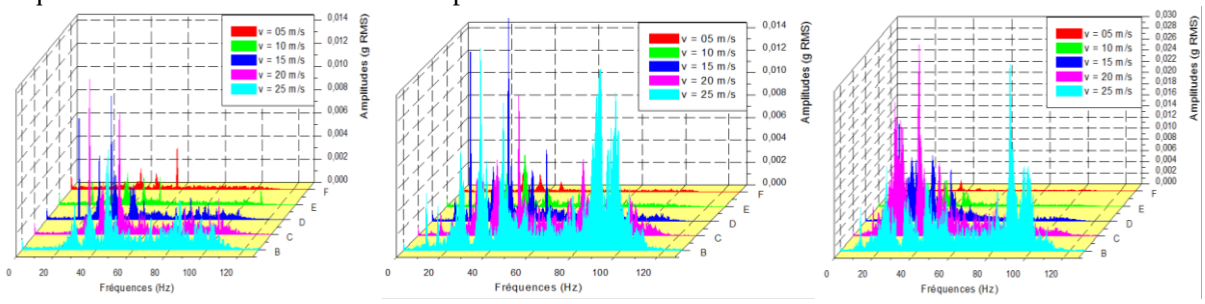
- Le coefficient de la trainée C_x et de la portance C_z augmentent lorsque l'angle d'incidence augmente.
- Le coefficient de frottement C_x max atteint sa valeur maximale pour l'angle 20° et une valeur minimale pour l'angle 0°.



(b) Courbe de trainée (a) Courbe de portance

Figure 11. Les caractéristiques aérodynamiques du profil d'aile.

Les graphes (a), (b) et (c) de la figure 12 illustre la variation des amplitudes en fonction des fréquences pour des différentes vitesses et pour chaque angle (a), (b) et (c) qui sont obtenu à partir d'une expérience au niveau de la soufflerie.
Dans cette expérience on a suivi les trois premiers fréquences qui sont illustré dans la figure 6, tel que on a remarqué que la première fréquence reste sensiblement constante pour la vitesse inférieure à 15 m/s mais elle augmente légèrement au alentour de 20m/s.
La deuxième fréquence décroit jusqu'à 15m/s puis elle se relève au voisinage de 20m/s, tandis que la troisième fréquence reste relativement constante puis elle chute au alentours de 20 m/s la courbe se redresse.

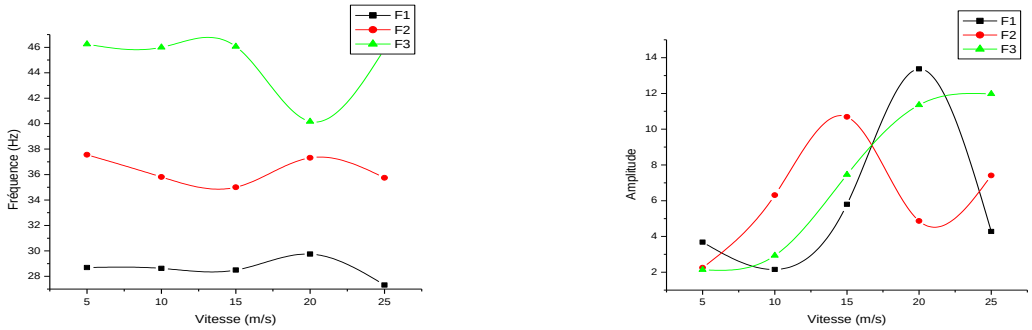


(a) α =0° (b) α =14° (c) α =25°

Figure 12. (a), (b), (c) Evolution des amplitudes relatives en fonction des fréquences

Grace à ces derniers graphes on a extrait les deux graphes de la figure 13 qui sont donné une remarque importante pour les deux fréquences f_1 et f_2 tel que, ils sont augmenté et se sont rapproché de la troisième

fréquence qui est baissé considérablement vers la vitesse d'écoulement de 20m/s. Et d'après les études d'aéroélasticités deux modes qui se rapprochent excite l'un l'autre et donnent lieu à une instabilité vibratoire qui provoque le phénomène aéroélastique connu sous le nom de flottement.
La vitesse qui correspond s'appelle la vitesse de flottement.



(a) (b)

Figure 13: Variation de la fréquence (a) et de l'amplitude (b) en fonction de la vitesse d'écoulement

5. CONCLUSIONS

Le présent travail montre une bonne concordance entre les résultats numériques et expérimentaux qui montrent que la modélisation de notre système est bonne.
En plus cette étude nous a permis de comprendre l'impact de l'angle d'incidence sur les paramètres aérodynamiques du profil et considérer l'angle usuel du vol, un changement important de la distribution de pression autour du profil, ce qui engendre une variation des forces agissant sur ce profil, ces études d'aéroélasticités on constate deux modes qui se rapprochent excite l'un à l'autre et donnent lieu à une instabilité vibratoire qui provoque le phénomène aéroélastique connu sous le nom de flottement. Ce phénomène a des conséquences catastrophiques sur la structure et la sécurité des passagers.

REFERENCES

[1] Laurent STAINER : Aéroélasticité (aéro 016), 2007. P (7-8).
[2] Dewey H.Hodges; G. Alvin Pierce: Introduction to structural dynamics and aeroelasticity, campridge aerospace series 2001.
[3] FUNG, Y.C: An introduction to the theory of aeroelasticity, Dover, New-York, 1993.
[4] Florian BLANC : Méthodes numériques pour l'aéroélasticité des surfaces de contrôle des avions, thèse de doctorat de l'université de Toulouse 2009. P (6-14).
[5] HOMAS Andrianne : Identification des coefficients de couplage aéroélastique d'une section de pont en soufflerie, mémoire d'Ingénieur, Université de Liège 2005. P (19).
[6] Roudakov.V-L : Aéroélasticité, édité par le ministère de l'enseignement supérieur de l'URSS.
[7] HASING, H, J: An Approximate True Damping Solution of the Flutter Equation by determinant iteration, Nov 1979.
[8] Subsonic Wind Tunnel, user guide. TQ education and training LTd 2004.

THE FOULING PHENOMENOM IN THE SHELL-TUBE HEAT EXCHANGERS OF ALGIERS REFINERY

R. HARCHE[1], A. MOUHEB[1]

[1]Laboratory of Heat Transfer Phenomenon, Department of Process Engineering, Faculty of Mechanical and Process Engineering, University of Sciences and Technology Houari Boumediene (USTHB), BP 32 EL-ALIA, 16111 Bab Ezzouar Algiers, Algeria

ABSTRACT

Crude oil fouling in refinery preheat exchangers is a chronic operating problem that compromises energy recovery in these systems. Progress is hindered by the lack of quantitative knowledge of the dynamic effects of fouling on heat exchanger transfer. Generally, crude oil flows through the tube side while various other hot streams and pump-around streams flow through the shell side in the heat exchangers. Fouling in heat exchangers has been the subject of intensive research by several groups of investigators. For that, in this study, we will consider the fouling phenomenon of the heat exchangers tubes for the preheat circuit of the Algiers refinery E101 CBA and FED, which are used for the heating of the crude oil before its division, are exposed to the problem of fouling at the tube side of heat exchangers.

Keywords: *Fouling, Crude oil, Heat exchanger, Fouling resistance, Heat transfer, Fluid temperature*

NOMENCLATURE

Symbols :

Rd	Fouling resistance, m². °C/kW
U_S	Total coefficients of surface heat transfer at the dirty state, kW/m². °C
U_p	Total coefficients of surface heat transfer at the clean state, kW/m². °C
M	The flow mass of the cold fluid (the crude oil), m^3/h
Cp	The heat-storage capacity, kJ/kg. °C
t_e , t_s	Output and input temperatures of the crude oil, respectively, °C
T_e , T_s	Output and input temperatures of the ebb of head respectively , °C
P_e, P_s	Inlet and outlet pressure of the crude oil respectively , bar
A	The external surface of heat transfer, m²
F ΔTm	The difference in the logarithmic temperature, °C
d_4^{15}	Density
h_0	Heat transfert coefficient of external film, kW/m². °C
hi_0	Heat transfert coefficient of internal film brought back to external surface, kW/m². °C.

1. INTRODUCTION

Development and research on thermal transfer in compact heat exchangers became significant during the last years. Although the number of compact heat exchangers applied to the industrial plants increases, such as the tube and calenders exchangers, there is always a lack of information about the heat exchange phenomenon along

the heat-transferring surface. The manufacturers reserve increasingly significant budgets in the search of a maximum capacity exchange and a high compactness [1].

One of the major problems with which the heat exchangers are confronted, intended for the chemical, oil, food industries is accumulation, on the heat-transferring surfaces of substance organics or of dissolved matters or present in suspension in the food fluid [2].

This phenomenon, called fouling, with correct operation of industrial plants and, in particular, of heat exchangers. It constitutes, so a major problem in the design and the operation of this equipment and that, since the beginning of century. As an example, the Algiers Refinery always suffers from problem of stopping tubes of heat exchanger. For that, an experimental study of this phenomenon has been undertaken in site on the cell of heat exchangers E101 CBA and E101 FED intended for crude heating before its fractionation, which are exposed to the fouling problem with dimensions tube of heat exchangers.

Many works were devoted to study the effect of the one thermophysical properties on the coefficient of transfer and the pressure loss. Indeed, R.M. Manglik and A.E. Bergles (2002) are interested in the study of the influence of the mass throughput on the temperatures of the two fluids and the coefficient of heat transfer along the heat-transferring surface [2]. The coefficient of heat transfer according to the quality of vapor to various heat fluxes.

Chagny et al. (2000) studied the influence of liquids properties on the thermal transfer for various values of Prandtl and a broad range of Reynolds number [3]. Sarma et al..(2002, 2003, 2005) presented a new approach to envisage the coefficient of heat transfer of convection in a tube for various tubular distributions, they proposed the correlations generalized for factors of forecast of friction and coefficients of heat transfer [4-5-6]. Naphon who studied the characteristics of thermal transfer and the loss of pressure in the horizontal of heat exchanger [7]. Manglik and Bergles devoted their studies to the correlations of thermal transfer and fall of pressure for streamline flows and turbulent [8-9]. Haraburda described a method of calculation of thermal transfer coefficient on the side calendre.

2. EXPERIMENTAL PROCEDURE

The study was made on the level of three cells of heat exchangers of the circuit preheats of the Algiers refinery (Fig.1). Vat of storage, the crude oil leaves at the ambient temperature, one of the three centrifugal pumps P 101, drives back it towards the atmospheric unit of distillation U101, while crossing the two circuits of the E101 battery: E101 CBA and E101 EFD, which is of type shell-tube with floating head. The crude crosses the battery with dimensions tube where it is heated using the backward flow head, which is a mixture of light products coming from the top of the fractionating column C101 on the level of the plate N46. Oil passes then by the electrostatic desalter by the addition of treated water and caustic soda. Treated water is injected at the entry of the E101 exchanger and the entry of the desalter, with an aim of washing the crude and of involved with it salts which are present there.

Each cell is made up of three heat exchangers of the type tube-calenders, laid out in series.

2.1 ASSUMPTION SIMPLIFYING

Being given the non existence of average adequate measurement techniques to separately treat each exchanger constituting the cells, the three exchangers in series were regarded as being only one exchanger.

Our experimental study is based on the following assumptions.

1. The same crude oil flow crosses the tube side for each exchanger,
2. The same backward flow crosses the calenders side for each exchanger,

3. The number of total tubes is the sum of the each heat exchanger tube,
4. The total number of tube side master keys is equal to three times of the number of tube side master keys for each heat exchanger,
5. The output and input temperatures of the two fluids are taken at the ends of the cell.

Fig. 1 Picture of the E101 CBA heat exchanger

3. CALCULATION METHOD

In the present study, the evolution according to the time of the fouling resistance of the crude oil passer by tubes was studied by considering each cell, consisted of three exchangers in series, as being only one exchanger with three master keys and twelve master keys with tube for each cell E101 CBA and E101 EDF.

The calculation of the fouling resistance was made by using the following relation:

$$Rd = \left(\frac{1}{U_S}\right) - \left(\frac{1}{U_P}\right) \quad (1)$$

U_S and U_P are the total coefficients of heat transfer of surface at the dirty state and the clean state, respectively.
The total coefficient of heat transfer of surface at the dirty state was given in the course of time, via the expression:

$$U_S = \frac{m.C_P.(ts-te)}{A.F.\Delta Tm} \quad (2)$$

m is the flow mass of the cold fluid (the crude oil), C_P is the heat-storage capacity, te and ts are the exit and inlet temperatures respectively, A the external surface of heat transfer, (F ΔTm) the difference in the logarithmic temperature and U_S is the total coefficient of heat transfer brought back to external surface.
This relation is drawn from the assessment of energy on the heat exchanger by supposing the isolated system and the physical properties of the two fluids, as well as, the coefficient of heat transfer remain constant along the exchanger.

3.1 Calculation of Up

In the Algiers refinery, the operating conditions at the boundaries of the E101 exchanger are variable, it is necessary to revalue the total coefficient of heat exchange in the proper conditions Up.

$$Up = h_0 h_{i0}/(h_0 + h_{i0}) \quad (3)$$

With:
h_0: The heat transfer coefficient of external film.
h_{i0}: The heat transfer coefficient of internal film brought back to the external surface.

4. RESULTS AND INTERPRETATION

The heat exchangers used in the Algiers refinery tend to support the chemical reaction fouling, much more than any other type of the fouling.
This is proven, in the present study, through the analyses carried out in laboratory. It showed that:

- The chemical reaction fouling is prevailing it, because of the strong presence of hydrocarbons in the deposits.
- The particulate fouling is negligible because of the weak presence of the sediments.
- The participation fouling: according to the analyses, the quantity of salts is very weak in the crude.
- The corrosion fouling: the weak presencein the crude of the corrosive elements: Cl^-, NaCl, mgCl....
- The Biological fouling: according to the analyses carried out on the water of washing used in the refinery, it was noted that there is a weak presence of bacteria in this water, from where a very light bacteriological development.

4.1 TEMPORAL EVOLUTION OF THE FOULING RESISTANCE

Fig. 2 shows the width of the damage caused by the fouling in Algiers Refinery.

Fig 2 Example of a fouling exchanger

All the results for the fouling resistance for both series are presented in the form of curves on Fig.3 and Fig. 4

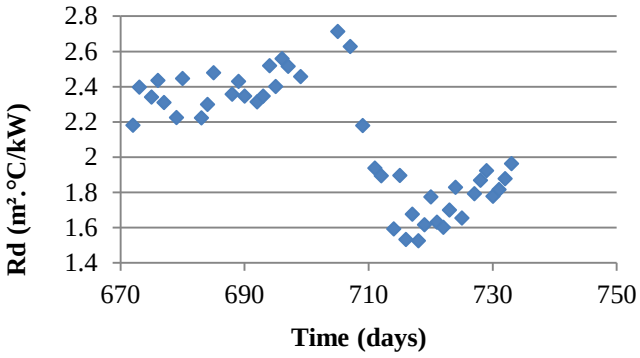


Figure 3. Temporal evolution of the fouling resistance for the E 101 CBA series

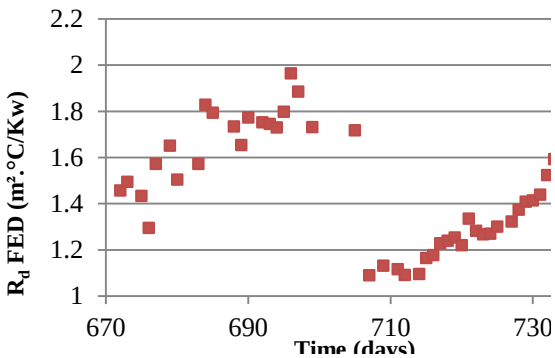


Figure 4. Temporal evolution of the fouling resistance for the E 101 FED series

According to the values of these resistances, which are the majority higher than zero, these series present a state of fouling.This is obvious since, as mentioned before, these exchangers were in service since more than one year, and according to the studies carried out on the same series by Dr. Oufer in the year 2000 [10], fouling starts with apparaitre after approximately 160 days of its startup.

The curves presented show that the temporal evolution of the fouling resistance, seems to follow an asymptotic evolution which conforms to the model of Kern and Seaton [11], with the absence of the induction period. That can be explained by the delay recorded between the last cleaning which corresponds to t=0, and the beginning of experiments. As it appears clearly as the fouling resistance represents increases with the time until reaching a maximum value about 2,7 m² °C/kW for the battery E 101 CBA and about 2 m² °C/kW for the serie E 101 FED; this in the first part of the curve which varies at the time from 670 to 705 days, beyond, one observes a reduction in the fouling resistance, compared to the first part of study. It attack the value of 1,9 m² °C/kW for the battery E101 CBA and about 1,6 m² °C/kW for the cell E 101 FED.

The reduction of the fouling resistance in the two curves of Fig. 3 and Fig. 4 is due to the need for a stop emergency for one exchanger of the series E101 CBA, and of the same with the variations of the operating conditions in the Algiers refinery, which are:

- Increase in the flow which is twice higher than that of the last year, from where increase the fluid speed (crud oil);
- The good quality of the crude oil: a very low content salts and sediments;
- The washing water of the crude oil is well water treated and does not pose a problem of tartar and corrosion.

The maximum values of the fouling resistance represent an asymptotic resistance, since the series functioned since more than one year, a sufficient period so that the resistance asymptotic value is reached. The fluctuations observed on these curves are due with the variation of flow which, while acting on the shear stress to the wall, causes réentrainement particles of the deposit or their deposition according to the sent flow value.

In the same way, according to the curve of Fig. 5, it appears clearly which the fouling resistance is higher in battery E 101 CBA than in battery E 101 FED; and this is right because of the position of the one batteries compared to the other (the first battery undergoes a higher flow of curde oil and the more fouling).

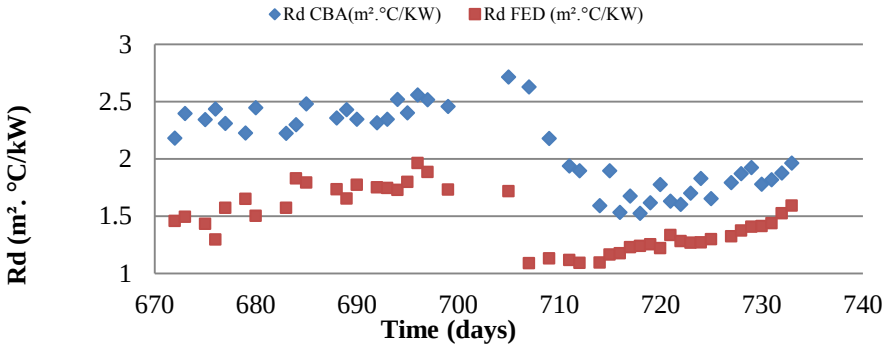


Figure 5. Temporal evolution of the fouling resistance for the two series of exchangers [12]

4. CONCLUSION

This study was devoted to the fouling phenomenon of three cells of exchangers of heat circuit preheats of crude of the Algiers refinery

The curves illustrating the evolution of the fouling resistance in the course of time followed an exponential pattern in conformity with the model of Kern & Seaton. The absence of the induction period was mainly the consequence of a bad cleaning, or shifts between the present study and the beginning of operation of the exchangers after the last stop.

The chemical analyses of the deposit showed that chemical reaction fouling is prevailing, because of the strong presence of hydrocarbons in the deposits.

REFERENCES

[1] G. Rigot, Echangeurs; l'évolution technologiques des échangeurs ailetés, Rev pratique froid conditionnement d'aire, 1993, 770, pp.30-34.
[2] R. M. Manglik, A. E. Bergles. E Advences in Heat transfer, 2002, 36, pp. 183-266.
[3] C. Chagny, C. Castelain, H. Peerhossaini, Applied Thermal Engineering, 2000, 20, pp. 1615-1648.
[4] P. K. Sarma, T. Subramanyam , P. S. Kishorea, V. D Rao, S. Kakac S, A new method to predict convective heat transfer in a tube with twisted tape inserts for turbulent flow, Int. J. therm. Sci, 2002, 41.,pp. 955-960.
[5] P. K. Sarma, P. S. Kishorea, V. D. Rao, S.Kakac, Laminar convective heat transfet with twisted tape inserts for tubulent flow, Int. J. therm. Sci, 2003, 42. pp. 821-828.
[6] P .K. Sarma, P. S. Kishorea, V. D. Rao, Subramanyam T, A combined approach to predict friction coefficients and convective heat transfert characteristics in A tube with twisted tape inserts for a wide range of Re and Pr, Int, J. Therm. Sci, 2005, 44, pp. 393-398.
[7] P. Naphon, Heat transfert and pressure drop in tne horizontal double pipes with without twisted tape insert, international communications in Heat and Mass Transfert, 2006, 33, pp. 166-175.
[8] R. M. Manglik, A. E. Bergles, Heat transfer and pressure drop correlations for twisted tape inserts in isothermal tubes: Part I- Laminar Flows, J. Heat Trans. T. ASME 1993, pp. 115: 881-889.
[9] R. M. Manglik, A. E. Bergles, Heat transfer and pressure drop correlations for twisted tape inserts in isothermal tubes: Part II- Transition and turbulent Flows, J. Heat Trans. T. ASME 1993, 115, pp. 890-896.
[10] L. Oufer, A. Mouheb, O. Kaci, F. Boukhelfa, Fouling of a shell and tube preheat in Refinery plant. International congress of chemistry and production, Praha, Czech Rep, 2000.
[11] D. Butterworth, Design of shell and tube heat exchangers when the fouling depends on local temperature and velocity. Applied Thermal engineering, 2002, 22, pp. 789–801.
[12] R. Harche, R. Absi, A. Mouheb, Study of the fouling deposit in the heat exchangers of Algiers refinery. Int J Ind Chem, 2014, 5 pp. 1-8.

L'INFLUENCE DU CISAILLEMENT TRANSVERSE ET DES DEFORMATION NORMALES SUR LE COMPORTEMENT DES FLECHES DES PLAQUE FGM

H. SAIDI[1], S. ABDELBARI[1], E. A. ADDABEDIA[1], A. TOUNSI[1]
[1]Laboratoires des matériaux et hydrologie, Université de Djillali liabes, Sidi Bel Abbes
E-mail: hayatsaidi2016@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Dans ce travail, une solution analytique de l'analyse de la flexion thermomécanique des plaques sandwiches en matériaux à gradient de propriété est présentée en utilisant une nouvelle théorie de déformation de cisaillement hyperbolique raffinée. Cette théorie prend en considération l'effet d'étirement de l'épaisseur. Le module d'élasticité de la plaque est supposé être varié selon la loi de distribution de puissance en fonction de la fraction volumique des matériaux constituants. La couche centrale est considérée être homogène est constituée d'un matériau isotrope en céramique. L'influence de l'épaisseur de la couche FGM, l'indice de la fraction volumique et les rapports des dimensions géométriques sur les flèches et les contraintes de la plaque sandwiche fonctionnellement gradué sont étudiées.

Mots Clés: *Thermomécanique, modélisation analytique, matériau à gradient de propriété, L'effet d'étirement.*

NOMENCLATURE

Symboles :

E(z) Module de Young en fonction de z

$\alpha(z)$ Coefficient dedilatation thermique

$V(z)$ Fraction volumique

Lettres grecques :

$\Psi(z)$ Fonction de gauchissement

$\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z$ Déformation dans la direction *x, y et z*

P_c, P_m Proprieté du céramique et métal

τ_{xz} , τ_{yz} Contraintes de cisaillement

$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ Contraintes normales

γ_{xz}, γ_{yz} Déformations de distorsion

Indices / Exposants :

k Paramètre du matériau

u, v, w Les déplacements dans les directions ***x , y , z***

$\varphi_x, \varphi_y, \varphi_z$ Les rotations autour des axes x, y et z,

a, b, h La longuer, la largeur et l'épaisseur de la plaque

1. INTRODUCTION

L'évaluation du comportement de déformation thermomécanique des structures de plaque à gradient de propriété dépend considérablement de la cinématique du modèle de plaque. Plusieurs théories des plaques sont disponibles pour analyser les déformations des plaques composites. Le problème important de l'utilisation de la théorie classique des plaques de Kirchhoff (CPT), est qu'elle ne tient pas compte des effets de cisaillement transversal et par conséquent elle fournit des résultats raisonnables pour des plaques relativement minces. Cependant, dans des plaques épaisses et moyennement épaisses, les déformations de cisaillement transversales doivent être prises en compte. Il existe de nombreuses théories des plaques qui incluent ces déformations [Reissner, 1945;Mindlin, 1951].Ces théories sont souvent appelées la théorie de la déformation de cisaillement du premier ordre (FSDT)

et un facteur de correction de cisaillement est nécessaire pour éliminer le problème de la distribution constante de la contrainte de cisaillement transversale.
L'objectif de ce travail est de développer une solution analytique pour l'analyse de la flexion
Thermomécanique des plaques sandwiches fonctionnellement graduées. Pour cela une nouvelle théorie hyperbolique raffinée de déformation de cisaillement incluant la déformation de cisaillement transverse et la déformation normale «l'effet de l'étirement de l'épaisseur» est proposé. Contrairement aux autres théories d'ordre élevé, la présente théorie contient six inconnus. Les faces de la plaque sandwiche sont constitués de deux matériaux isotropes (métal-céramique) variant à travers l'épaisseur selon une simple loi de distribution de puissance en fonction de la fraction volumique des constituants. Par conséquent les propriétés matérielles telles que le module d'élasticité et le coefficient de dilatation thermique sont supposés être variés aussi selon la même loi de distribution de puissance. La couche centrale est constituée complètement en céramique. Les résultats numériques pour les flèches et les contraintes sont obtenues et leurs précisions sont vérifiées en comparant les résultats obtenus avec ceux rapportés dans la littérature.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Considérons une plaque sandwiche en matériau à gradient de propriété composée de trois couches ayant les dimensions représentées dans la figure.1. Les faces (supérieure et inférieure) de la plaque sont à $\boldsymbol{z = \pm h/2}$, et les bords de la plaque sont parallèles aux axes $\boldsymbol{x}$ et $\boldsymbol{y}$. La plaque est composée de trois couches, « couche 1 », « couche 2 » et « couche 3 » de la partie basse à la partie haute. Les ordonnées verticales de la surface inférieure, des deux interfaces limitant la couche centrale, et de la surface supérieure de la plaque sont respectivement, $z=h_0$ $z=h_1$, $z=h_2$, $z=h_3$

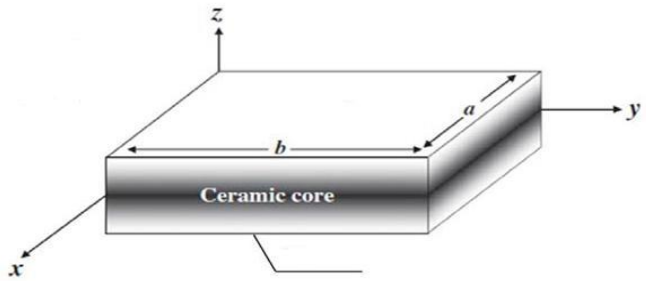


FIGURE1. Géométrie d'une plaque sandwiche en FGM dans le système de coordonnées

Les faces de la plaque sandwiche sont constituées de deux matériaux isotropes (métal céramique) Variant à travers l'épaisseur selon une simple loi de distribution de puissance en fonction de la fraction volumique *V(n)* des matériaux constituants. Par conséquent les propriétés matérielles telles que le module d'élasticité et le coefficient de dilatation thermique sont supposés être variés aussi selon la même loi de distribution de puissance. La couche centrale est constituée complètement en céramique. La fraction volumique *V(n)* à travers l'épaisseur de la plaque sandwiche est définie par :

$$V^{(1)} = \left(\frac{z-h_0}{h_1-h_0}\right)^k, \quad z \in [h_0, h_1]$$

$$V^{(2)} = 1\ , \quad z \in [h_1, h_2]$$

$$V^{(3)} = \left(\frac{z-h_3}{h_2-h_3}\right)^k, \quad z \in [h_2, h_3] \qquad (1)$$

Où *k* est un paramètre de matériau qui donne le profil de variation du matériau à travers l'épaisseur des couches de la plaque, qui prend des valeurs supérieures ou égales à zéro.
Les propriétés mécaniques et thermiques de la plaque sandwiche en FGM sont déterminées à

partir de la fraction volumique des matériaux constituants *V(n)* . Cependant, le module d'élasticité *E(z*) et le coefficient dilatation thermique α(*z*)à tout point de la plaque sont donnés par la loi de mélange [Zenkour, 2010, Houari, 2011].

$$P^{(n)}(z) = P_m + (P_c - P_m)V^{(n)} \tag{2}$$

Où $P^{(n)}(z)$ est la propriété matérielle effective de la couche *n* de la plaque sandwiche en FGM. Pm et Pc sont les propriétés des faces inférieure et supérieure de la couche 1 respectivement, et vice versa pour la couche 3 selon la fraction volumique *V(n)* (*n*=1,2,3).Notant que Pm et Pc sont respectivement les propriétés correspondantes au métal et au céramique de la plaque sandwiche.
La présente théorie est vibrationnelle, elle n'exige pas de facteur de correction de cisaillement, et donne une description hyperbolique de la contrainte de cisaillement à travers l'épaisseur tout en remplissant la condition des contraintes de cisaillement nulles sur les bords libres.et avec la prise en compte de la déformation normale (effet d'étirement de l'épaisseur) θz [Saidi et al, 2013].

Le champ de déplacement de n'importe quel point de la plaque s'écrit :

$$u(x,y,z) = u_0(x,y) - zw_{,x} + f(z)\theta_x \tag{3a}$$

$$v(x,y,z) = v_0(x,y) - zw_{,y} + f(z)\theta_y \tag{3b}$$

$$w(x,y,z) = w_0(x,y) + \grave{f}(z)\theta_z \tag{3c}$$

Le champ des déformations se déduit du champ des déplacements de l'équation (III.6) soit

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_x^0 \\ \varepsilon_y^0 \\ \gamma_{xy}^0 \end{Bmatrix} + z\begin{Bmatrix} k_x \\ k_y \\ k_{xy} \end{Bmatrix} + f(z)\begin{Bmatrix} \eta_x \\ \eta_y \\ \eta_{xy} \end{Bmatrix} \tag{4a}$$

$$\begin{Bmatrix} \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \end{Bmatrix} = f'(z)\begin{Bmatrix} \gamma_{yz}^0 \\ \gamma_{xz}^0 \end{Bmatrix} \tag{4b}$$

Le champ des contraintes s'écrit donc :

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{yz} \\ \tau_{xz} \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & Q_{13} & 0 & 0 & 0 \\ Q_{12} & Q_{22} & Q_{23} & 0 & 0 & 0 \\ Q_{13} & Q_{23} & Q_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & Q_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & Q_{66} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_x - \alpha T \\ \varepsilon_y - \alpha T \\ \varepsilon_z - \alpha T \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{xz} \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} \tag{5}$$

Où $(\sigma_x,\ \sigma_y,\ \tau_{xy},\ \tau_{yz},\ \tau_{yx})$ et $(\varepsilon_x,\ \varepsilon_y,\ \gamma_{xy},\ \gamma_{yz},\ \gamma_{yx})$ sont les composantes des contraintes et des déformations, respectivement.
Afin d'établir de façon systématique l'ensemble des équations d'équilibre ainsi que les conditions au limites, le principe des travaux virtuels est appliquée, celui-ci indique que, pour tout champ de contrainte en équilibre avec

les efforts extérieurs, la somme de travail des efforts internes et le travail des efforts externes est nulle pour tout champ virtuel. Le principe des travaux virtuels dans le cas présent peut s'écrire sous la forme suivante :

$$\int_{-h/2}^{h/2}\int_{\Omega}\left[\sigma_x\delta\varepsilon_x+\sigma_y\delta\varepsilon_y+\sigma_z\delta\varepsilon_z+\tau_{xy}\delta\gamma_{xy}+\tau_{yz}\delta\gamma_{yz}+\tau_{xz}\delta\gamma_{xz}\right]d\Omega\,dz-\int_{\Omega}q\delta w d\Omega=0 \tag{6}$$

Où Ω est la surface supérieure de la plaque.

A partir de la solution de Navier, on peut résoudre le problème du comportement thermomécanique de la flexion des plaques sandwiches en FGM.
les déplacements $u_0, v_0, w_0, w_s, \theta_x, \theta_y, \theta_z$ satisfaisant les conditions aux limites.

$$\begin{Bmatrix} u_0 \\ v_0 \\ w_0 \\ \theta_x \\ \theta_y \\ \theta_z \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} U\cos(\lambda x)\sin(\mu y) \\ V\sin(\lambda x)\cos(\mu y) \\ W\sin(\lambda x)\sin(\mu y) \\ X\cos(\lambda x)\sin(\mu y) \\ Y\sin(\lambda x)\cos(\mu y) \\ Z\sin(\lambda x)\sin(\mu y) \end{Bmatrix}, \tag{7}$$

Où

$U, V, W, X, Y,$ et Z sont des paramètres arbitraires représentent l'amplitude de chacun des termes dans les séries pour la solution de Navier déterminés sous la condition que la solution de l'équation III.30 doit vérifier l'équation III.22. On obtient l'opérateur suivant :

$$[C]\{\Delta\}=\{F\}, \tag{8}$$

Où $\{\Delta\}=\{U,V,W,X,Y,Z\}^t$ et $[C]$ c'est une matrice de rigidité

3. RESULTATS

Dans cette partie, on a étudié l'influence de quelques paramètres géométriques et matériels sur le comportement thermomécanique des plaques sandwiches en FG. Pour cela, des résultats numériques sont présentés dans les figures IV.2 – IV.5 en utilisant la présente théorie (RHSDT) avec la considération de l'effet d'étirement de l'épaisseur.
Les figures 2-3 montrent la variation de la flèche adimensionnelle $\bar{w}$ avec le rapport d'élancement (a/h) pour les deux types des plaques sandwiches avec différents épaisseur de la couche FGM (t_{FGM}). On remarque que la flèche de la plaque complètement métallique à la plus grande valeur et celle de la plaque complètement céramique prend la plus petite valeur. Les flèches des plaques sandwiches en FGM et des plaques homogènes diminuent lorsque le rapport (a/h) augmente.
Les figures 4-5 montrent les effets du rapport de dimension a/b sur la flèche non dimensionnelle $\bar{w}$. La flèche de la plaque céramique à la plus petite valeur par contre la plaque métallique a la plus grande valeur. L'augmentation du rapport a/b engendre une décroissance des flèches des plaques sandwiches homogènes et fonctionnellement gradués.

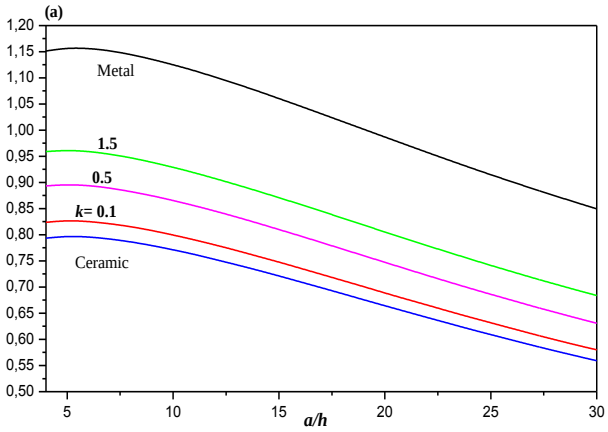


FIGURE2. La flèche centrale adimensionnelle $\bar{w}$ en fonction du rapport d'élancement a/h pour les deux types des plaques sandwiches en FGM t_{FGM} =0.4h ;

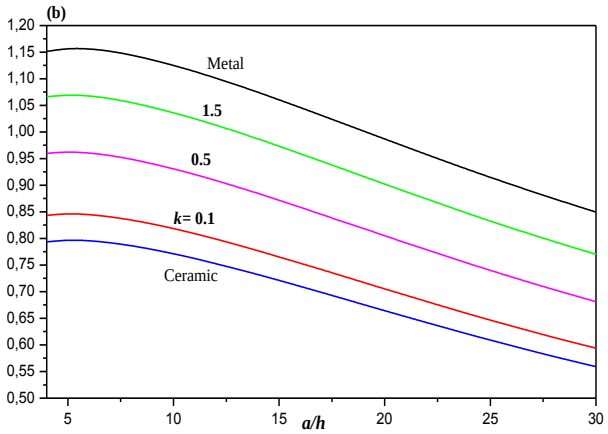


FIGURE3. La flèche centrale adimensionnelle $\bar{w}$ en fonction du rapport d'élancement a/h pour les deux types des plaques sandwiches en FGM t_{FGM} =0.8h

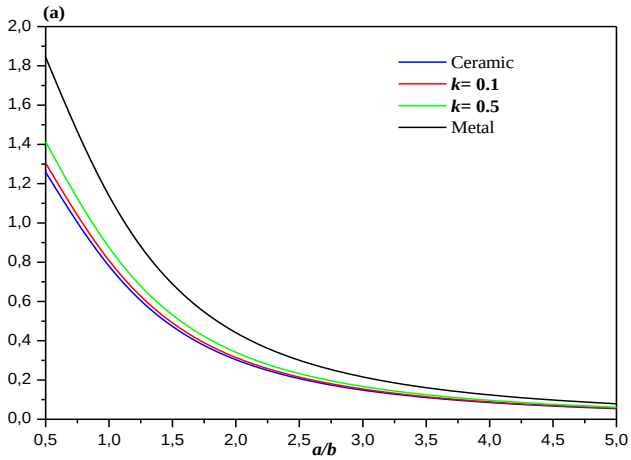


FIGURE4. La flèche centrale adimensionnelle $\bar{w}$ en fonction du rapport d'allongement a/b pour les deux types des plaques sandwiches en FGM t_{FGM} =0.4h

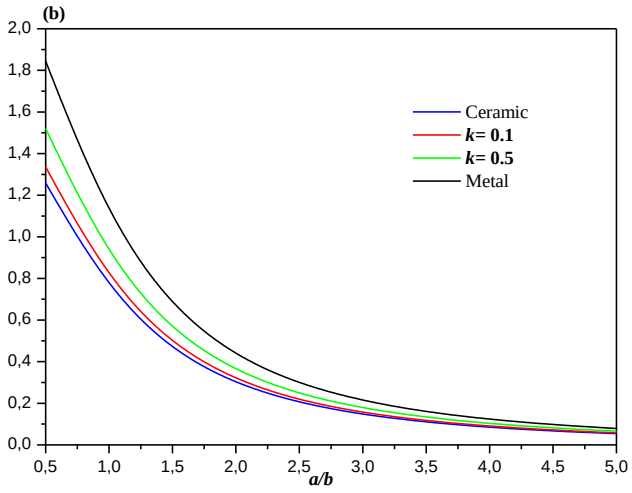


FIGURE5. La flèche centrale adimensionnelle $\overline{w}$ en fonction du rapport d'allongement a/b pour les deux types des plaques sandwiches en FGM t_{FGM} =0.8h

4. CONCLUSIONS

Une nouvelle théorie hyperbolique raffinée de la déformation de cisaillement est développée pour l'analyse thermomécanique de la flexion des plaques sandwiches en FGM.
Les résultats numériques pour les flèches sont obtenus, et étudiés pour les différentes configurations des plaques sandwiches en FGM. Il a été confirmé que l'inclusion de l'effet d'étirement de l'épaisseur rend la plaque plus rigide et par conséquent conduit à une réduction des déplacements.

REFERENCES

[1] E. Reissner: «The Effect of Transverse Shear Deformation on the Bending of Elastic Plates». *J. Appl. Mech*., Volume 12, pages: 69-77, 1945.

[2] R. D. Mindlin, 1951. Influence of rotary inertia and shear on flexural motion of isotropic elastic plates. *J. Appl. Mech.* 18, 31-38.

[3] A. M. Zenkour, Alghamdi, N. "A. Bending analysis of functionally graded sandwich plates under the effect of mechanical and thermal loads", *Mechanics of Advanced Materials and Structures*, **17**, 419–432, 2010.

[4] M. S. A Houari, Benyoucef, S., Mechab, I., Tounsi, A., Adda bedia, E.A., "Two variable refined plate theory for thermoelastic bending analysis of functionally graded sandwich plates", J. Thermal Stresses, 34, 315–334, 2011

[5] H. Saidi, Houari, M.S.A, Tounsi, A., Adda bedia, E.A., "Thermo-mechanical bending response with stretching effect of functionally graded sandwich plates using a novel shear deformation theory", *Steel and Composite Structures*, 15 N° 2, 221–245, 2013.

SYNTHESIS OF COBALT FERRITE NANOPARTICLES BY HYDROTHERMAL METHOD FOR SUPERCAPACITORS APPLICATION

H. KENNAZ[1,*] A. HARAT[1,], O. GUELLATI[1,2], N. MANYALA[3] AND M. GUERIOUNE[1]**

[1]LEREC Laboratory, Physics Department, Badji Mokhtar-Annaba University, BP.12, Annaba 23000, Algeria
[2] Mohamed Chérif Messaadia University, BP. 1553, Souk-Ahras 41000, Algeria
[3]Department of Physics, Institute of Applied Materials, SARChI Chair in Carbon Technology and Materials, University of Pretoria, Pretoria 0028, South Africa
(*) hibakennaz@yahoo.fr, (**) harat_aicha@univ-annaba.dz

ABSTRACT

Spinel cobalt ferrites $CoFe_2O_4$ nanoparticles (NPs) have been synthesized by hydrothermal method, with optimized growing conditions. The structural and morphological characterizations of the as-prepared material were investigated using X-ray diffraction (XRD), and field high resolution transmission electron microscopy (HRTEM). The obtained $CoFe_2O_4$ NPs are of single phase cubic spinel structure with nanoplatelet shape and an average particle size of 17 nm. The electrochemical performances were measured using three electrode configuration by cyclic voltammetry (CV) measures in 6M KOH electrolyte. CV tests have been performed for three different loading masses of the obtained $CoFe_2O_4$ as active material on a Ni foam current collector. These ferrites nanoparticles show high values of specific capacitance, the best result being obtained for the lowest loading mass, with 315 F/g.

Key words: *Cobalt ferrite NPs, hydrothermal, supercapacitors, electrodes, specific capacitance.*

Symbols :
C capacitance, F/g
i current, A
ΔV potential window, V
m mass, g
I current density, A/g
CV cyclic voltametric measures

Greek letters :
ν potential scan rate, mV/s

Indices / Exponents :
s specific

1. INTRODUCTION

Since several decades, a large panel of materials have been investigated as electrodes for Supercapacitors (SCs) applications in energy storage field. The SCs have a high power density, superior chemical stability, long cycle life and rapid charge-discharge rates as compared to batteries... SCs can be classified in terms of their energy storage mechanism, as: electrochemical double layer capacitors (EDLCs), where the electrode material is mainly carbonaceous, with non-faradaic accumulation of charge, and pseudocapacitors electrodes such as metal oxides materials, which generate charge storage due to the fast reversible redox (faradaic) process.
Recently, the spinel ferrites metals oxides are widely studied, such as $CuFe_2O_4$ [1], $CoFe_2O_4$ [2], $MnFe_2O_4$ [3]. In particular, cobalt ferrite has received renewed attention due to its low-cost price, high permeability, strong

anisotropy, high Curie temperature, good electrical resistivity, and remarkable mechanical hardness and chemical stability.

To date, many methods have been developed to obtain $CoFe_2O_4$ NPs such as co-precipitation [4], thermal decomposition [5],hydrothermal [6], and sol–gel techniques [7].However, hydrothermal method is preferable due to its higher yield and simplicity, low pollutant aspect associated to the use of water as reacting medium and higher degree of compositional control.

In this work, we synthesized $CoFe_2O_4$ NPs, using a hydrothermal technique. The electrochemical capacitance behavior of the obtained nanoparticles has been studied in 6M KOH using cyclic voltammetry (CV). The $CoFe_2O_4$ sample with different loading masses of active material show considerably higher specific capacitance value for the smallest mass.

2. EXPERIMENTAL METHOD

2.1 $CoFe_2O_4$ NPs SYNTHESIS:

Cobalt ferrite has been synthesized using hydrothermal method. Firstly, an aqueous solution is made by mixing 10 ml of 1 M $Fe(NO_3)_3.9H_2O$ to 10 ml of 0.5 M $Co(NO_3)_2.6H_2O$ (with atomic ratio Fe:Co = 2:1). Then, a solution of 10 ml of 6 M NaOH was added in the mixture. The final solution was kept under vigorous magnetic stirring for 30 minutes and was transferred into a Teflon-lined stainless steel autoclave which was introduced in a preheated oven at 200°C and 18 hours of times. The solution was filtered and washed several times with deionised water and the collected powder was dried at 80˚C overnight.

2.2 ELECTROCHEMICAL MEASUREMENTS:

The working electrodes (WE) were composed with the synthesized electroactive material $CoFe_2O_4$ NPs, mixed with carbon black and polyvinylidenefluoride (PVDF) at the mass ratio of 80 : 10 : 10 %, respectively. A few drops of N-methylpyrrolidone (NMP) were added to the last mixture to form slurry which was pasted onto sheets of Ni foam current collectors (1.0 ×1.0 cm). The prepared electrodes were dried at 60°C in an electric oven overnight. The loading masses of the obtained active materials are (0.8, 1.7, 3.2 mg).

The electrochemical performances of the samples were examined by CV tests in a conventional three-electrode configuration in 6 M KOH electrolyte. The CV tests were performed over the voltage range 0.0 to 0.4 V at 5mV/s of scan rate, using glassy carbon plate and Ag/AgCl (3 M KCl) as the counter and the reference electrode, respectively.

3. RESULTATS

3.1 STRUCTURAL AND MICROSTRUCTURAL ANALYSIS

Figure 1 shows the XRD pattern of the as-synthesized ferrite sample. The XRD spectra reveal that all the peaks correspond to the characteristic reflections of the single- phase cubic spinel type lattice of $CoFe_2O_4$ (space group Fd3m), which matches well with the standard XRD patterns (JCPDS. No: 22-1086). No additional phase was detected.

From the HRTEM micrograph (figure2) we observe that the powder consists of nanoplatelets (square shape) nanoparticles with an average particle size of about 17 nm.

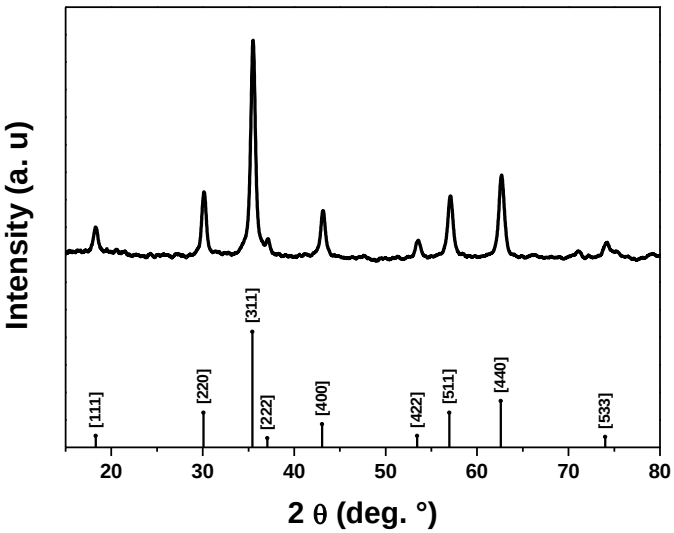


FIGURE 1. XRD patterns of $CoFe_2O_4$ NPs.

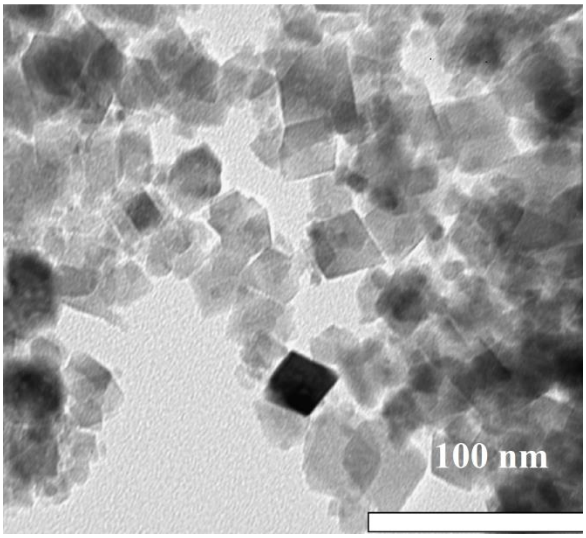


FIGURE 2. HRTEM micrograph of $CoFe_2O_4$ NPs.

3.2 ELECTROCHEMICAL ANALYSIS

Electrochemical measurements of the obtained $CoFe_2O_4$ NPs were performed by CV tests. Figure 3 shows the CV curves of NPs with three different loading masses recorded within the potential range of [0-0.4] V and at a scan rate of 5mV/s. One can notice the presence of typical peaks due to the faradaic redox reactions; and the increase of the integrated area and current density with the decrease of the loading mass, which indicates the good capacitance behaviour with lowest cost materials.

The specific capacitance (C_s) of our electrodes was calculated using the following equation:

$$C_s = \frac{\int i \, dV}{m \cdot v \cdot \Delta V}$$

Where i is the current (A), ΔV is the potential window (V), m is the loading mass of the active material (g) and ν is the potential scan rate (mV/s). According to figure 4, which represents the variation of the specific capacitance with loading mass, C_s increases as the mass decreases, which can be attributed to the fast ion diffusion in the lowest loading mass electrode, where the low thickness vacillate electrolyte penetration into the electrode and alkali cations diffusion to inner pores of $CoFe_2O_4$ nanostructure [8, 9, 10].

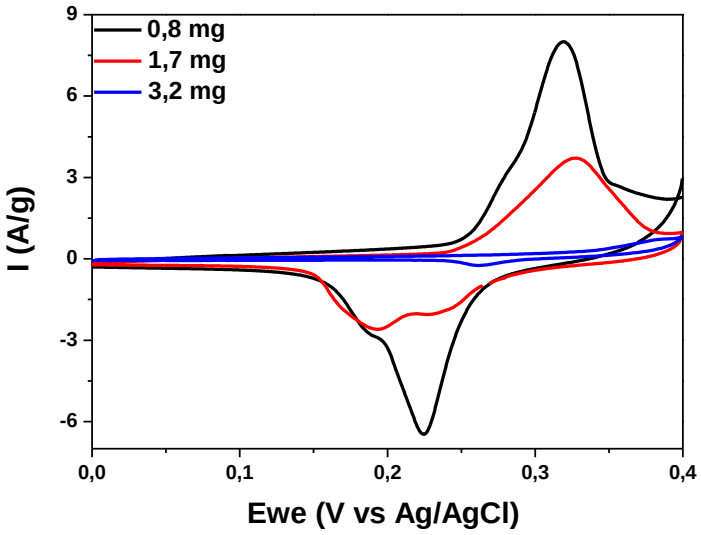


FIGURE 3. Cyclic Voltammetric curves of $CoFe_2O_4$ at different loading masses at scan rate of 5mV/s.

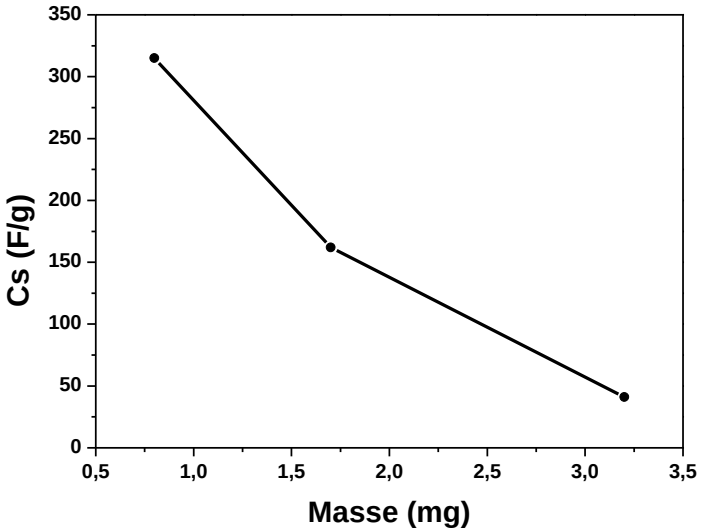


FIGURE 4. Variation of specific capacitance according to loading mass at 5 mV/s scan rate.

4. CONCLUSIONS

$CoFe_2O_4$ spinel ferrites NPs have been successively synthesized by hydrothermal method. Microstructural analysis (DRX) confirms the formation of the single-phase cubic spinel structure and the morphological studies (HRTEM) micrograph confirms the formation of nanoparticles with an average particle size of 17 nm. The

electrochemical properties of $CoFe_2O_4$ electrode material with 0.8 mg of mass evidence good faradaic type behaviour and higher specific capacitance value of 315 F/g at a scan rate of 5mV/s, which make it good candidate for supercapacitor application.

REFERENCES

[1] M. Zhu, D. Meng, C. Wang, G. Diao, Facile fabrication of hierarchically porous $CuFe_2O_4$ nanospheres with enhanced capacitance property, *ACS Appl Mater Interfaces,* 5, 6030-7, 2013.

[2] V.S. Kumbhar, A.D. Jagadale, N.M. Shinde, C.D. Lokhande, Chemical synthesis of spinel cobalt ferrite ($CoFe_2O_4$) nanoflakes for supercapacitor application, *Appl Surf Sci*, 259, 39-43, 2012.

[3] S.L. Kuo, J.F. Lee, N.L. Wu, Study on pseudocapacitance mechanism of aqueous $MnFe_2O_4$ supercapacitor, *J. Electrochem Soc,* 154, 34-8, 2007.

[4] Y.I. Kim, D. Kim, C.S. Lee, *Physica*, 337, 42, 2003.

[5] S. Prasad, A. Vijayalaksshimi, N.S. Gajbhiye, *J. Therm. Anal,* 52, 595, 1998.

[6] H. Wu, G. Liu, X. Wang, J. Zhang, Y. Chen, J. Shi, H. Yang, H. Hu, S. Yang, *Acta Biomaterialia*, 7, 3496, 2011.

[7] A. Hutlova, D. Niznansky, J.L. Rehspringer, C. Estournes, M. Kurmoo, *Adv. Mater*, 15, 1622, 2003.

[8] L. Z. Fan, J. Maier, High-performance polypyrrole electrode materials for redox supercapacitors, *Electrochemistry Communications*, 8, 937–940, 2006.

[9] K.R. Prasad, N. Miura, Electrochemical synthesis and characterization of nanostructured tin oxide for electrochemical redox supercapacitors, *Electrochemistry Communications*, 6, 849, 2004.

[10] C. Wan, L. Yuan, H. Shen, Effects of Electrode Mass-loading on the Electrochemical Properties of Porous MnO_2 for Electrochemical Supercapacitor, *Int. J. Electrochem.Sci*, 9, 4024- 4038, 2014.

ETUDE DE L'APPLIQUABILITÉ DU PROCÉDÉ D'ÉLECTROCOAGULATION POUR LE TRAITEMENT DE REJETS PÉTROLIERS

N. GOUSMI [1,2], K. BENSADOK[2]

[1] Centre de recherche en technologies industrielles CRTI ex CSC, BP 64 Cheraga 1614, Alger, Algérie, gousmin03@gmail.com
[2]Université des Sciences et de la Technologie H. Boumediene, B.P. 32 El - Alia 36111, Alger, Algérie.

RÉSUMÉ

Dans la présente étude, nous avons utilisé la technique d'électrocoagulation pour le traitement de rejets pétroliers (rejet synthétique), qui sont fortement chargés en matières organiques. Cette technique est appliquée pour étudier l'effet de certains paramètres opératoires, tels que l'intensité du courant, le temps d'électrolyse, la nature et la concentration de l'électrolyte. L'efficacité est suivie par la mesure de la DCO, la turbidité, et l'énergie électrique spécifique consommée. Pour un temps d'électrolyse de 60 minutes, une densité de courant de 60A/m^2, utilisant des électrodes en aluminium, l'élimination de la DCO et de la turbidité atteintes 83.52% et 99.59% respectivement. A ces conditions opératoires, la consommation énergétique correspond à 0.319 kWh/kg de DCO éliminée.

Mots Clés: *rejet pétrolier, électrocoagulation, DCO, énergie consommée, aluminium.*

1. INTRODUCTION

Les besoins en eau sont de plus en plus importants alors que les quantités rejetées sont élevées. Les origines de la pollution des eaux sont diverses et variées. La pollution industrielle des eaux est la plus importante aussi bien du point de vue quantitatif que qualitatif. Le traitement des eaux résiduaires huileuses est d'une grande importance dans la gestion des rejets industriels usagés. Les hydrocarbures sont considérés comme des déchets dangereux pouvant avoir un important impact négatif sur l'environnement. Toutefois, l'hydrocarbure ou l'huile peuvent être valorisés, récupérés ou recyclés à condition qu'ils soient séparés de l'eau. Plusieurs techniques peuvent être appliquées à la séparation huile/eau, mais compte tenu des caractéristiques des eaux résiduaires et des conditions de rejet, certaines sont plus appropriées que d'autres. L'objectif de ce travail est d'étudier l'applicabilité du procédé d'électrocoagulation au traitement d'un rejet pétrolier fortement chargé en matière organique. L'électrocoagulation consiste à générer directement en solution les réactifs nécessaires, par une oxydation d'une électrode (anode) dite sacrificielle. Néanmoins, ce procédé présente des limitations liées principalement à l'utilisation d'un courant continu et de la durée de vie des électrodes. L'électrocoagulation (EC) est un processus complexe impliquant beaucoup de phénomènes chimiques et physiques. L'efficacité de ce processus est contrôlée par l'effet des paramètres électrochimiques, physico-chimiques et hydrodynamiques (Poulet, 1995, Wei-Lung, 2009). Le procédé d'électrocoagulation est basé sur le principe des anodes solubles. Il s'agit, d'imposer un courant (ou potentiel) entre deux électrodes (fer ou aluminium) immergées dans un électrolyte contenu dans un réacteur pour générer, in situ, des ions (Fe^{2+} ou Al^{3+}). Les différentes espèces qui en sont issus, sont susceptibles de provoquer une coagulation et une floculation. Le dégagement du gaz d'hydrogène H_2 au voisinage de la cathode, sous la forme de microbulles, conduit à une flottation des particules éliminées par leur entrainement à la surface de la solution à traiter. Les principales réactions électrochimiques à l'intérieur de la cellule sont: (Poulet, 1995)

A l'anode : lieu d'oxydation, l'aluminium va passer de l'état solide à l'état ionique selon la réaction 1.

$$Al_{(s)} \rightarrow Al^{3+} + 3e^{-} \qquad (1)$$

A la cathode : les réactions pouvant avoir lieu dépendent du pH de la solution à traiter. A des pH neutres ou basiques, l'hydrogène est produit selon la réaction 2, alors qu'en milieu acide, l'équation 3 décrit le mieux l'évolution de l'hydrogène à la cathode.

$$2H_2O_{(l)} + 2e^{-} \rightarrow H_{2\,(g)} + 2\,OH^{-} \qquad (2)$$

$$2H^{+}_{(g)} + 2e^{-} \rightarrow H_{2\,(g)} \qquad (3)$$

2. METHODE EXPERIMENTALE

L'unité d'installation pour le traitement du rejet pétrolier, est composée d'un réacteur électrochimique (cellule) à fonctionnement en recirculation, sur laquelle deux électrodes en aluminium sont placées en parallèle dont leurs dimensions sont de 50 mm x100 mm. La distence inter-électrode est fixée à 10 mm. Les expériences ont été éffectuées à la température ambiante.

Protocole expérimental

Dans un réacteur de forme cylindrique de volume 2L, contenant 1L de la solution, et avec une agitation sans interruption de 150 tr/min, nous avons ajouté la quantité désirée de chlorure de sodium (NaCl), afin d'augm enter la conductivité du milieu. Après avoir réglé l'intensité du courant choisie, on déclenche l'expérience qui est suivie pendant une durée déterminée (temps d'électrolyse). Après une heure de décantation, la phase aqueuse est prélevée et analysée par la mesure de la DCO ainsi que la turbidité. Toutes les expériences ont été effectuées à la température ambiante (approximativement 23 ± 2°C).

3. RESULTATS

1. Effet de la densité du courant sur le temps d'électroyse

L'efficacité de traitement des eaux généralement, et des émulsions plus particulièrement est directement liée à la concentration du coagulant. Dans notre cas, le coagulant se produit par dissolution des électrodes, il est donc important de connaitre l'effet de la densité du courant appliquée aux bornes des électrodes.

Dans la présente étude, nous avons examiné l'effet de ce paramètre sur l'électrocoagulation. Pour cela, cinq densités de courant ont été examinées, en l'occurrence 20, 40, 60, 80 et 100A/m^2. Les figures 2, 3.a et 3.b représentent respectivement l'évolution de pH de la solution, d'abattement de la DCO et de la turbidité, en fonction du temps.

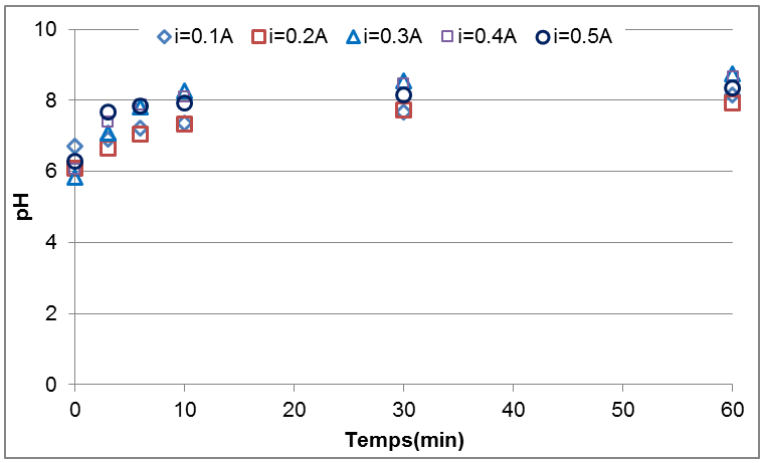


FIGURE 2: Evolution du pH en fonction du temps d'électrolyse.

Nous remarquons une légère augmentation de pH au cours du processus d'électrocoagulation. Cette augmentation due à la formation des ions hydroxydes produits à la cathode par la réduction de l'eau ou par la libération des ions OH^- issus de l'échange partiel des Cl^- avec les OH^- de $Al(OH)_3$ (Feng et al., 2007). Par ailleurs, nous avons suivi l'évolution des abattements de DCO et de turbidité en fonction de temps d'électrolyse. Les résultats sont représentés sur les figures 3.a et 3.b.

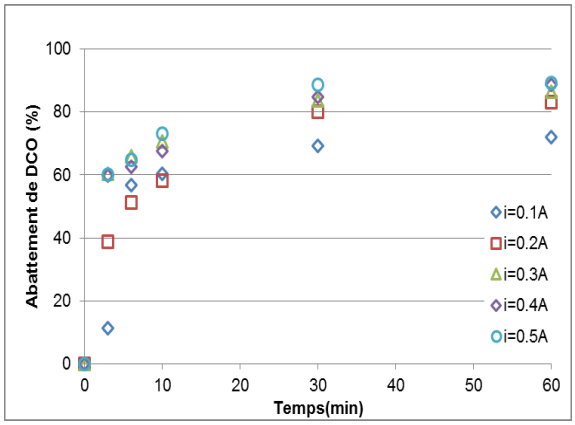


FIGURE 3.a : Evolution des abattements de DCO en fonction du temps

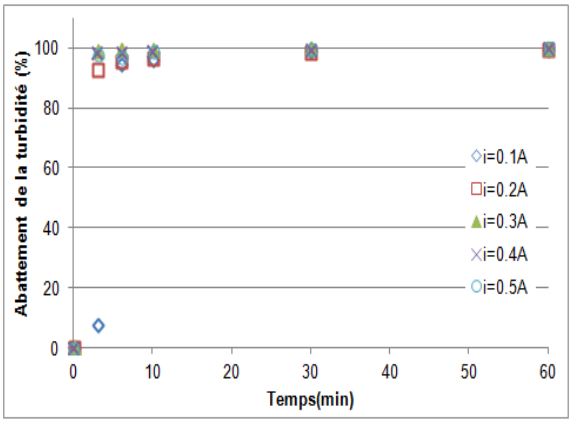


FIGURE 3.b: Evolution des abattements de turbidité en fonction du temps

D'après la figure 3.a, Nous constatons que, quel que soit la densité du courant, les abattements de la DCO présentent deux phases : (i) Une phase réactive, dans laquelle l'abattement de la DCO augmente rapidement en fonction du temps. (ii) Une phase stationnaire au bout de laquelle l'abattement de la DCO est quasi nul. Cette phase indique que, une dissolution supplémentaire de l'aluminium n'a pas d'effet sur le procédé.

Nous observons que, durant la phase réactive, l'abattement de la DCO croit avec la densité du courant. Ceci s'explique par le fait que la quantité d'ions Al^{3+} produites par dissolution de l'anode, augmente avec la densité de courant. Ce résultat est en accord avec ceux obtenus par différents auteurs (Khemis et al. 2006), plus la quantité d'aluminium produite est élevée, plus la coagulation est importante, donc la déstabilisation est plus significative. Le taux d'élimination maximum est observé à une intensité du courant de 0.5A.

D'autre part, d'après la figure 3.b, les résultats montrent que quelques soit la densité du courant, la turbidité est totalement éliminée, les taux d'élimination atteintes le maximum. Cette élimination due à l'agglomération des matières en suspension et à la formation de complexes hydroxydes qui jouent le rôle de coagulant dans l'élimination de polluants qui décantent ou flottent en surface (Ahlawat et al. 2008). Au bout de 3 minutes, pour une intensité du courant de 0.5 A, le taux d'élimination de la turbidité est de 97.6 %.

2. Effet de la densité de courant sur la consommation énergétique

Les électrodes en aluminium consommées dans le procédé d'EC, les frais d'exploitation du processus sont considérés comme directement reliés à la consommation énergétique pendant l'électrocoagulation (Şengil et Ozacar, 2006 ; Alaton et al, 2008). La consommation d'énergie électrique est définie comme étant la quantité d'énergie électrique consommée par la masse d'unité de la quantité de matière enlevée.

Après 30 minutes d'électrolyse, nous avons calculé l'EESC pour différentes intensités de courant, les résultats sont regroupés dans le tableau 2.

Intensité du courant (A)	Abatement de DCO (%)	Énergie consommé (kwh/kg)
0.1	69.33	0.083
0.2	79.91	0.212
0.3	83.52	0.319
0.4	84.64	0.505
0.5	88.64	0.936

D'après les valeurs de l'EESC calculée, nous remarquons que cette dernière augmente avec l'intensité du courant. D'autre part nous pouvons considérer que 0.3A est l'intensité optimale, dont le rendement atteint 83.52%.

2. Effet de la nature et la concentration de l'électrolyte

L'influence de la nature et de la concentration de l'électrolyte dans les procédés d'EC a été étudié (Daneshvar et al, 2007 ; Alaton et al, 2008). Dans le cas de l'utilisation d'électrodes en aluminium, plusieurs types d'électrolytes ont été utilisés, tels que NaCl (Kabdas et al, 2009), Na_2SO_4 (Tezcan et al, 2009) et $CaCl_2$ (Yilmaz et al, 2007)….etc.

Souvent, l'utilisation du chlorure de sodium (NaCl) est privilégiée du fait que les ions chlorures réduisent de manière significative les effets indésirables d'autres anions tels que HCO_3^- et SO_4^{2-}, en évitant la précipitation du carbonate de calcium contenu dans une eau calcaire, qui pourrait former une couche isolante sur la surface des électrodes et augmenter la résistance de la cellule.

Pour une densité de courant de 0.3A, nous avons varié la concentration de NaCl dont le but de voir son effet sur l'élimination de la DCO. Les résultats sont reportés sur les figure 4.a et 4.b.

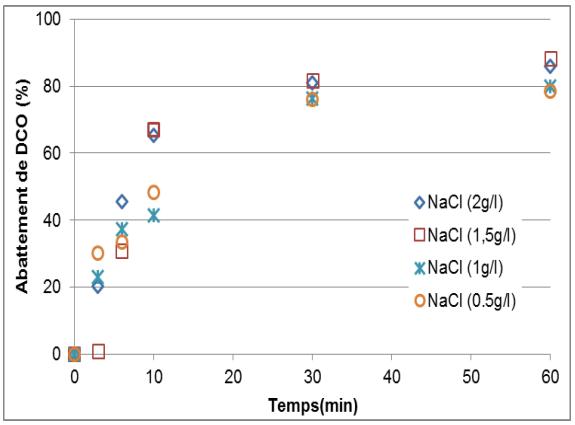


FIGURE 4.a : Evolution des abattements de DCO en fonction du temps

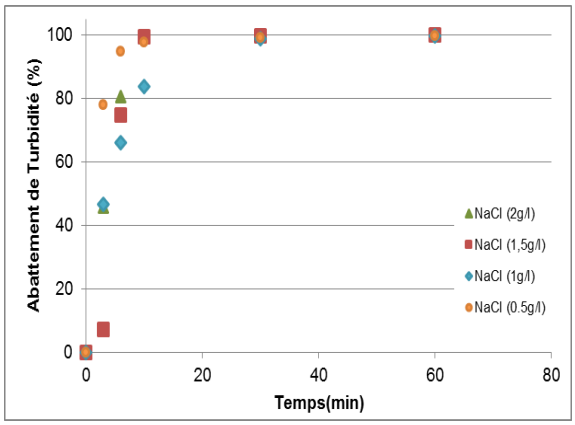


FIGURE 4.b: Evolution des abattements de turbidité en fonction du temps

Les résultats présentés dans la figure 4.a, montrent que le taux d'élimination de la DCO est croît avec l'augmentation de la concentration en électrolyte. Aprés une heure d'électrolyse l'abattement atteint 88.38%. Les ions chlorures étant corrosifs, ils attaquent les électrodes et de ce fait augmente la dissolution de ces dernières, ce qui a pour effet une augmentation de l'efficacité du procédé (Chih-TaWanga. 2009).

Par ailleurs, nous avons suivi l'évolution de l'abattement de la turbidité en fonction du temps. Les résultats sont représentés sur la figure 4.b. Après 10min d'électrolyse, l'ajout de l'électrolyte de 0.5 à 1.5 g/L, a conduit à une augmentation de l'efficacité de traitement qui atteint 99.43%. Lorsque la concentration de 2 g/L en NaCl, l'efficacité d'élimination de la turbidité a légèrement diminuée ; ceci s'explique par l'éccès de l'ajout de NaCl.

4. CONCLUSIONS

Les résultats obtenus dans ce travail, nous a permis de déduire que le procédé d'électrocoagulation a une bonne efficacité de traitement. Pour une intensité du courant de 0.5 A, et une concentration de 1.5 g/L de NaCl, l'élimination de la DCO et de turbidité atteintes 83.52% et 99.59% respectivement. En effet, l'électrocoagulation a permis une réduction effective de la turbidité. Donc une meilleure pour la séparation des émulsions huile-eau par électrocoagulation.

REFERENCES

R. Ahlawat, V.C. Srivastava, I.D. Mall, S. Sinha, Investigation of the electrocoagulation using mild steel electrodes, *Journal of Hazardous Materials*, 137, 1197-1205. 2008.

I. Arslan-Alaton, I. Kabdasli, D. Hanbaba, E. Kuybu, Electrocoagulation of a real reactive dyebath effluent using aluminum and stainless steel electrodes, *Journal of Hazardous Materials*, 150, 166–173. 2008.

W. Chih-Ta, C. Wei-Lung, K. Yi-Ming, Removal of COD from laundry wastewater by electrocoagulation, *Separation and Purification Technology*, 19, 65-76. 2009.

N. Daneshvar, A.R. Khataee, A.R.A. Ghadim, M.H. Rasoulifard, Decolorization of C.I. Acide yellow 23 solution by electrocoagulation process: Investigation of operational parameters and evaluation of specific electrical energy consumption (SEEC), *Journal of Hazardous Materials*, 148, 566-572. 2007.

Feng Qi-yan, Li Xiang-dong, Cheng Yu-jie, Meng Lei, Meng Qing-jun. Removal of Humic Acid from Groundwater by Electrocoagulation, *Journal of China University of Mining & Technology*, 17, 513-515, 2007.

I. Kabdaş, T. Arslan, T. Ölmez-Hanc, I. Arslan-Alaton, O. Tünay, Complexing agent and heavy metal removals from metal plating effluent by electrocoagulation with stainless steel electrodes, *Journal of Hazardous Materials*, 165, 838–845. 2009.

M. Khemis, J.P. Lecter, G. Tanguy, G. Valentin, F. Lapicque, Treatment of industrial liquide wastes by electrocoagulation. Experimental investigation and interpretaton model, *Chemical Engineering Science*, 61, 3602-3609. 2006.

M. F. Poulet, and A. Grasmick, Urban wastewater treatment by electrocoagulation and flotation, Water science and technology, 31 (3-4), 275-281.1995.

Şengil, Mahmut özacar, Treatment of dairy wastewaters by electrocoagulation using mild steel electrodes, *Journal of Hazardous Materials*, 137. 1197-1205. 2006.

U. Tezcan, A. Savas Koparal, U. Bakir Ogutveren, Electrocoagulation of vegetable oil refinery wastewater using aluminum electrodes, *Journal of Environmental Management* 90, 428-433. 2009.

Wei-Lung Chou, Yen-Hsiang Huang, Electrochemical removal of indium ions from aqueous solution using iron electrodes, *Journal of Hazardous Materials*, 172 (2009) 46–53.

A. E. Yilmaz, R. Boncukcuoglu, M. Kocakerim, A quantitative comparison between electrocoagulation and chemical coagulation for boron removal from boron containing solution, Journal of Hazardous Materials, 149,475-481. 2007.

APPORT DES FIBRES SUR LES CARACTÉRISTIQUES DU BÉTON AUTOPLAÇANT DURCI

CHAIB Sihem[1], LASSOUED Rachid[2]

[1]Laboratoire des Matériaux et Durabilité des Constructions, Université des Frères Mentouri, Constantine, Algérie, sihem.chaib@yahoo.fr
[2]Laboratoire des Matériaux et Durabilité des Constructions, Université des Frères Mentouri, Constantine, Algérie, rachid_lassoued@yahoo.fr

RÉSUMÉ

L'objectif de cette étude est d'introduire des sous-produits tels que les copeaux métalliques, issues de la société nationale des chemins de fer de Constantine "Est Algérie", dans des Bétons Autoplaçant 'BAP' afin d'étudier leurs performances mécaniques, notamment à la compression et à la flexion à trois points. Les résultats des BAP avec copeaux seront confrontés à ceux des BAP renforcés de fibres métalliques ondulées, ou de fibres synthétiques de polypropylène et ainsi qu'au BAP ordinaire . L'optique d'utiliser des sous-produit copeaux métalliques dans le domaine du Génie Civil, nous a permis de contribuer d'une manière assez humble à la valorisation de ces matériaux, l'utilisation des déchets industriels comme renforcement des bétons par des fibres à faible coût est d'un apport certain à l'économie nationale et peut aussi atténuer les problèmes environnementaux.

Mots Clés: *Béton Autoplaçant, Fibre d'Acier, Fibre Polypropylène, Copeaux Métalliques, Caractérisation à l'Etat Durci*

NOMENCLATURE

Symboles :

BAP	béton autoplaçant
BAPF	BAP renforcé de fibres
PP	fibre de polypropylène
CP	copeaux métalliques
FM	fibre métallique
BAP-PP	BAP de polypropylène
BAP-CP	BAP renforcé de copeau
BAP-FM	BAP de fibre métallique

1. INTRODUCTION

Le béton, matériau par excellence plus que centenaire, subit d' incessantes évolutions tant dans l'amélioration de ses performances intrinsèques que dans ses utilisations en association avec d'autres matériaux qui lui confèrent des propriétés souhaitées [01]. Toutefois, même si le développement de ce composite est qualifié de prometteur cette progression est néanmoins jalonnée de quelques contraintes à surmonter [01]. Les progrès obtenus en traction n'allaient pas de paire avec l'augmentation des autres performances, le matériau amélioré présente une fragilité accrue en traction.Ces améliorations n'ont pas pu aussi surmonté les problèmes causés par un

ferraillage dense « Béton armé » dans les differents éléments de structure. Cette densité de ferraillage peut engendrer des problemes de ségrégation et implicitement la corrosion des armatures.Donc le rajout d'autres éléments de la même échelle que les granulats : des fibres de différents types, tailles et densités dans le but d'améliorer les performances de ce matériau composite multiphasique qu'est le béton devient un défi majeur.Les fibres contribuent à un renforcement tri-directionnel, une réduction des coûts de mise en œuvre (gain de temps) et de transport (petites quantités d'armatures), une quantité de béton réduite dans le cas de chapes de compression : pas de surépaisseur due aux seuls recouvrements des treillis, conditions de travail plus confortables, moins de risque d'accident de travail.Elles peuvent permettre de supprimer les armatures dans des pièces faiblement sollicitées en traction ou de reprendre des efforts secondaires sans l'ajout d'armatures complémentaires [01]. Les matériaux composites à fibres, depuis leur apparition ont montré à la fois leur importance historique et leur intérêt aussi bien technologique que scientifique, n'ont pas livrés tous leurs secrets et sont encore potentiellement améliorable. L'objectif de cette étude est d'introduire des sous-produits tels que les copeaux métalliques, issues de la société nationale des chemins de fer de Constantine "Est Algérie",dans des Bétons Autoplaçant 'BAP'afin d'étudier leurs performances mécaniques, notamment à la compression et à la flexion à. Les résultats des BAP avec copeaux seront confrontés à ceux des BAP renforcés de fibres métalliques ondulées,ou de fibres synthétiques de polypropylène et ainsi qu'au BAP ordinaire. L'optique d'utiliser des sous-produit copeaux métalliques dans le domaine du Génie Civil, nous a permis de contribuer d'une manière assez humble à la valorisation de ces matériaux, l'utilisation des déchets industriels comme renforcement des bétons par des fibres à faible coût est d'un apport certain à l'économie nationale et peut aussi atténuer lesproblèmes environnementaux.

2. METHODE EXPERIMENTALE

Cette étude préliminaire sur la caractérisation à l'état durci des bétons autoplaçants renforcés avec des fibres, et afin d'être suffisamment pertinente dans notre analyse quatre compositions de BAP ont été testé dans le but d'évaluer l'apport des fibres d'acier ondulées, fibres de polypropylène ou des copeaux métalliques sur le comportement des BAP. Les mélanges retenues et à étudiés :

- Béton autoplaçant non fibré (BAP témoin);
- Béton autoplaçant renforcé par des fibres métalliques ondulées « BAP-FM »;
- Béton autoplaçant renforcé par des fibres de polypropylène « BAP-PP »;
- Béton autoplaçant renforcé par des fibres de copeaux métalliques « BAP-CP ».

2.1. MATERIAUX ET PROPORTION DES MELANGES

Avant d'entamer une formulation d'un béton il est nécessaire de connaître les matériaux utilisés à cet effet : Le ciment utilisé est un ciment portland CPJ-CEMII/A 42.5, le Filler calcaire du classe F15, les Granulats qui sont des matériaux concassés de classes granulaires: du sable (0/4) et des gravillons de classes (4/8, 8/16), l'eau du robinet qui alimente notre laboratoire d'LMDC ; l'Adjuvant utilisé SIKA VISCOCRETE TEMPO 12 (fourni par SICA) est un super-plastifiant/haut réducteur d'eau.

Les fibres utilisées dans notre travail sont illustrées respectivement dans la FIGURE1:

- GRANIFIBRES : (fourni par GRANITEX) Sont des fibres synthétiques en polypropylène caractérisées d'une longueur de 12mm.

- MEDAFAC : (fourni par GRANITEX) est une fibre d'acier ondulée ses caractéristiques techniques lui permettent d'améliorer les résistances mécaniques du béton surtout en flexion, caractérisée d'une longueur de 50 mm.
- Sous-produit industriels « les copeaux d'acier » sont lisses, de longueur variée entre 30mm et 50mm, Ces sous-produits considérés comme renforts pour notre étude proviennent de déchets d'usinage de pièces mécaniques, provenant des tourneurs de la société nationale des chemins de fer (commune de Constantine).

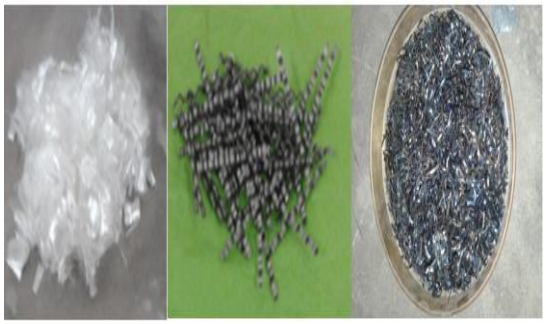


FIGURE 1. Fibres « polypropylène, ondulées d'acier, copeaux métalliques » utilisées dans le renfort des BAP

2.2. OPTIMISATION DES MELANGES

Pour la conception du béton autoplaçant témoin (sans fibres), nous avons utilisé la méthode japonaise de formulation, afin d'éviter tout problème de blocage des gravillons. En ce qui concerne la formulation des BAP renforcés de fibres, on garde les compositions de référence, celle du témoin, à l'exception du volume du gros granulat on substitut 0.25% du volume de ce dernier par le volume des fibres. Le TABLEAU 1 montre les proportions des mélanges à étudiés :

Matériaux	Ciment	Filler	Sable	Gravier	Eau	Super-plastifiant
BAP	400	40	737.95	737.95	180	08
BAP-FM	400	40	737.95	735.45	200	08
BAP-CP	400	40	737.95	735.45	200	08
BAP-PP	400	40	737.95	735.45	200	08

TABLEAU 1. Proportions des bétons étudiés (kg/m^3)

2.3. CARACTERISATION DES BETONS A L'ETAT DURCI

Les résistances mécaniques en compression et en flexion sont des caractéristiques essentielles des bétons, et des paramètres fondamentaux de notre étude, par conséquent leur évolution a été suivie pour tous les bétons étudiés. La mise en place des éprouvettes s'est effectuée dans différents moules destinés aux corps d'épreuve

correspondants aux essais programmés:

- Eprouvette cylindrique d'élancement : 10×20 cm^3.
- Eprouvette prismatique d'élancement : 7×7×28 cm^3.

Avant le remplissage des moules on applique un lubrifiant sur les parois. Les bétons autoplaçant n'ont subi aucune vibration. Toutes les éprouvettes ont été démoulées 24 heures après la fabrication. Elles ont ensuite étés placées dans les conditions ambiantes du laboratoire jusqu'au moment de l'essai qui s'effectue à 7, 14 et 28 jours. FIGURE 2.

FIGURE 2. Moules destiné aux essais programmés et conservation des échantillons

3. RESULTS

Notre approche consiste à comparer des bétons optimisés répondant aux mêmes exigences : constituants et même volume de pâte.

3.1. RESISTANCE A LA COMPRESSION DES BAP

La FIGURE 3. Présente l'évolution avec l'âge des résistances à la compression des BAP étudiés :

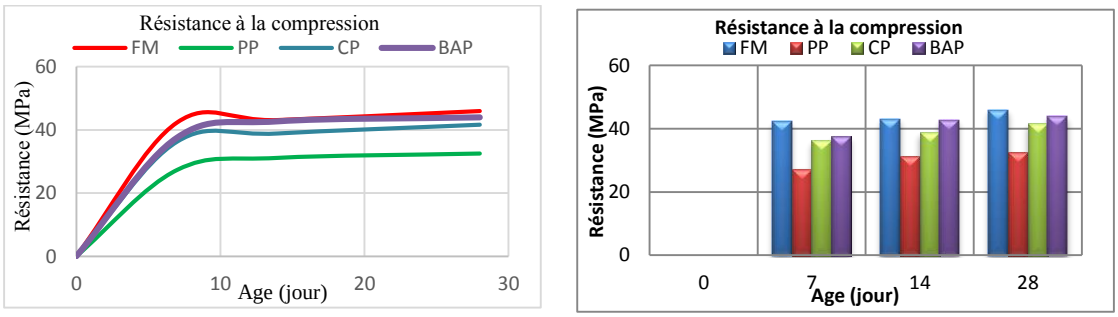


FIGURE 3. Evolution de la résistance des BAP étudiés à la compression.

D'après les résultats illustrés dans les graphes et l'histogramme de la FIGURE 3, nous remarquons que tous les mélanges des bétons étudiés ont subi une amélioration régulière de la résistance à la compression avec l'âge. Alors que les fibres de polypropylène ont provoqué une chute de la résistance du béton par apport au BAP non fibré, les fibres d'acier ondulées ont accru une amélioration de la résistance à la compression [1] [2], tendis aussi que le BAP-CP a présenté une légère dégradation de sa résistance en comparaison au BAP témoins ce que [3] a aussi distingué, mais cette résistance reste supérieure à celle du BAP-PP.

3.2. RESISTANCE A LA FLEXION TROIS POINTS

La FIGURE 4. Présente l'évolution de la résistance à la flexion à trois points des mélanges étudiés :

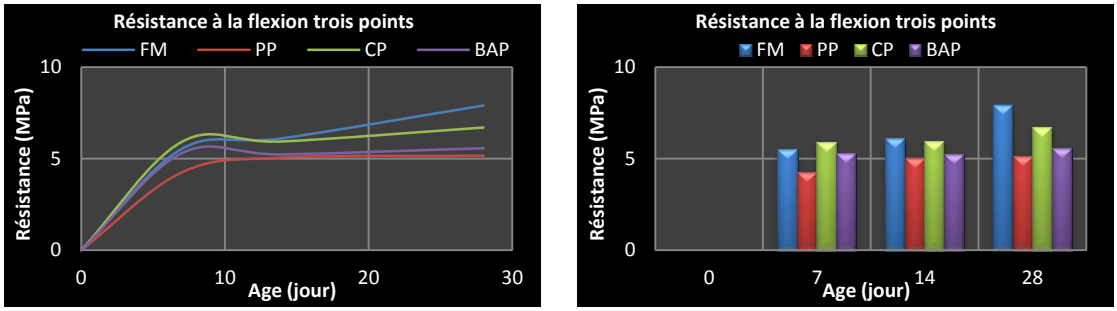


FIGURE 4. Evolution de la résistance des BAP étudiés à la flexion trois points

L'évaluation des résultats présentés dans ces graphes et l'histogramme nous permis de distinguer que : tous les mélanges étudiés ont subi une amélioration de la résistance à la flexion avec l'âge. Nous remarquons aussi une contribution des fibres métalliques et les copeaux dans l'augmentation de la résistance des BAP, tandis que les fibres Polypropylènes ont provoqué une chute de résistance de ce dernier, ce qui est aussi distingué par A. Djumbong [3] que les fibres de polypropylène peuvent avoir pour conséquence la diminution des résistances à cause de l'augmentation de l'hétérogénéité. Les BAP-CP ont marqué une résistance supérieure de la résistance du BAP témoint et la résistance des BAP-PP. Donc les sous-produit copeaux métalliques ont atribué à l'amélioration de la resistance du BAP à la flexion.

4. CONCLUSIONS

Les résultats des essais expérimentaux «de compression et de flexion à trois points sur des éprouvettes à 7, 14 et 28 jours », effectués sur des BAP renforcé avec de variabilité de types de fibres ont permis de conclure : que tous les mélanges des BAP étudiés ont subi une amélioration régulière de la résistance à la compression et à la flexion avec l'âge. L'ajout des fibres a aboutis à modifier le comportement des BAP, les BAP renforcé avec les fibres métalliques ont subi une amélioration de la résistance à la compression et à la flexion en comparaison au BAP témoin, et les copeaux n'ont pas accrue un effet favorable sur la résistance à la compression, alors que les fibres de polypropylène ont provoquées une chute des résistances. Les sous-produits « copeaux métallique » ont atribuées à l'amélioration de la résistance à la flexion du BAP. Utiliser des sous-produit copeaux métalliques dans le domaine du Génie Civil, peut permettre de contribuer d'une manière assez humble à la valorisation de ces matériaux, l'utilisation des déchets industriels comme renforcement des bétons par des fibres à faible coût est d'un apport certain à l'économie nationale et peut aussi atténuer les problèmes environnementaux.

REFERENCES

[1] H. Oucif, Les bétons autoplaçants a fibrage mixte : leur réponse mécanique et bases de leur optimisation, *These présentée en vue de l'obtention du diplôme de doctorat d'état,* 2006.

[2] P. Casanova, Bétons renforcés de fibres métalliques : du matériau à la structure. Etude expérimentale et analyse du comportement de poutres soumises à la flexion et à l'effort tranchant, *Doctorat de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées,* 1995.

[3] A. Djumbong; Influence des fibres synthétiques et métalliques sur le comportement post-élastique des poteaux en béton à hautes performances, *Thèse de doctorat Spécialité : génie civil, Sherbrooke (Québec) Canada,* 2011.

[4] Z. Zamanzadeh, L. Lourenço and J. Barros ; Recycled Steel Fibre Reinforced Concrete failing in bending and in shear, *Construction and Building Materials* 85 (2015) 195–207, 2015.

[5] R.S.Edwin, M. Schepper, E.ruyaert and N. Belie effect of copper slag as supplementary cementitious materials SCM in ultra-high performance mortar UHPM, *int. Conference on Sustainable Structure Concrete, La Plata Argentina,* 2015.

PROPERTIES OF PASSIVE FILMS FORMED ON TIN IN SODIUM SULFIDE AND SODIUM HYDROXIDE SOLUTION BY EIS

KABOUCHE Said[1], KAIZRA Salima[2], LOUAFI Yamina[3], M.TRARI[4]

[1,2,3,4] Laboratory of Electrochemistry-Corrosion, Metallurgy and Inorganic Chemistry, Faculty of Chemistry, U.S.T.H.B., BP 32 El-Alia, Algiers 16111, Algeria
[2] Ecole Normale Supérieure Bp 92 Kouba, Algiers, Algéria Email : kaizra salima @yahoo.fr
3 Ecole Normale Supérieure Bp 92 Kouba, Algiers, Algéria Email : elouafiamina@yahoo.fr

ABSTRACT

Passive films formed anodically on tin, in 0.5 M NaOH and in 0.5 M Na_2S have been characterised by electrochemical impedance spectroscopy (EIS) and cyclic potentiodynamic polarization. The observation of the film formed at surface was done by scanning electron microscopy. In bothes cases the semiconductor properties of the passive films were investigated by Mott Schottky plots. The two passive films exhibit n-type semiconductor behavior. It was seen the differences is found concerning thickness of the space charge region and the second in the concentration of donors.

Keywords: SnS, SnO, Passivation; Electrochemical impedance spectroscopy; Semiconductor properties.

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.

Symboles :

D diametre de l'échantillon,m	Csc Capacité de la charge d'espace
T température, K	R_{el} resistance de l'electrolyte
v vitesse de balayage, V/s	R_{gb} resistance de grain boundary
C_{dl} capacité,F/cm^2	E_{fb}, potentiel de la bande plate,Volt
V tension,V	N_D concentration d'électrons
C concentration,mol/l	R_p resistance de polarisaion Ω/cm^{-2}

1. INTRODUCTION

Tin is interesting to study since it exhibits two oxidation states, and a special interest has been directed toward understanding the passivation process, which is still a topic of debate in terms of oxidation products [1.2]. SnS and SnO have received much interest due to its applications in optoelectronic [3]. The formation of has been reported within the active potential domain in alkaline medium. The mechanisms of tin passivation are somewhat contro- versial but most contributions agree that, upon anodic polarization. The potential must be controlled and the current does not exceed a critical value to preclude the competitive oxygen evolution followed by peeling of films. So, the deposition potential is selected from the polarization curves and the potentiostatic technique we employed differs slightly

Electrochemical impedance spectroscopy (EIS) has been widely used to study and characterise passive films anodically formed on pure metals [4,5].

2.Experimental

SnO and SnS film must be well adhered to the substrate and the electrochemical deposition is an economic technique with controlled growth rate and good area uniformity. Polycrystalline Sn disks (Merck, extra pure) of 0.5 cm diam., used as substrates, are encapsulated in glass holders with epoxy resin. The experiments are performed in a glass cell using a three-electrode configuration; a saturated calomel electrode (SCE) and a platinum electrode are used as reference and auxiliary electrodes respectively. The temperature is maintained at 20 ± 1°C using a thermostated bath. The polarization curves, the film growth and the impedance measurements are carried out with a PGZ 301 potentiostat (Radiometer analytical). The chemical plating bath consists of NaOH and Na_2S (0.1 M) . Prior to electrochemical study, the electrode is polished to a mirror finish down to 3 µm with Al_2O_3 polishing disks and thoroughly rinsed with water.

3. Results and discussion

Thin films preparation by electrochemical route has shown increasing interest owing to low energy consumption. Because of its amphoteric nature, a variety of oxides and sulfides are involved according to the potential-pHdiagram [6].
The SnO and SnS grow this complex and Fig. 1 show the cyclic polarization curve of a freshly polished Sn-electrode in alkaline solution.
As expected, the curve displays two anodic peaks followed by plateau region preceding the oxygen evolution.

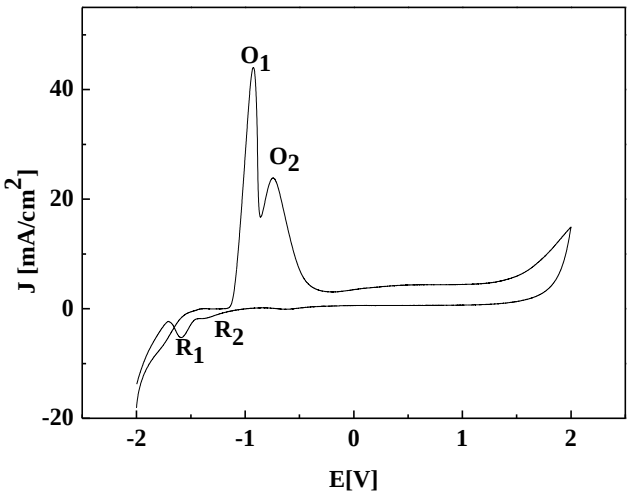


Fig.1. Cyclic voltammetry in 0.1 M NaOH of a freshly polished Sn electrode at a scan rate of 0.01 V s^{-1}.

Impedance measurement

The first case is Nyquist plots obtained at dark and under illumination for SnS sulfide tin immersed in Na_2SO_4 solution are observed in fig. 2 . the present diagram show one depressed semi-circle in the complex impedance plane, whose nature confirms the predominance of the bulk effect; which would be considered as the capacitance of the double layer between metal and the film . In bothes cases, the associated capacitance to this layer has value equal to 0.000 558F/cm^2 under illumination and 0.001490 F/cm^2 at the dark, these value are higher than the value of the usual double layer capacitance [7], meaning that the film is non-homogeneous and

more heterogeneous under illumination and that mechanism processes of tin sulfide in alkaline medium is controlled by charge and matter transfer. Its clear that R_p value is affected by the intensity light, a consequence it value of R_{pdark} is higher than the value of R_{plight} .

The shape of the diagrams obtained at dark is not different from this obtained under illumination, it can be concluded the process is not modified by intensity light. Fitting of the spectra was done by an equivalent electrical circuit.

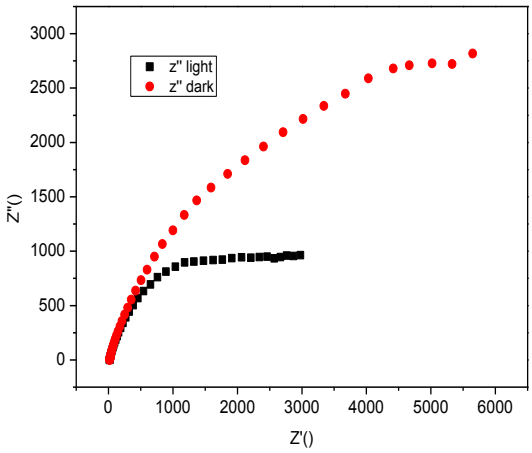


Figure.2. Complex impedance plots of SnS film formed at -1 V in Na_2SO_4 (0.1 M) solution.

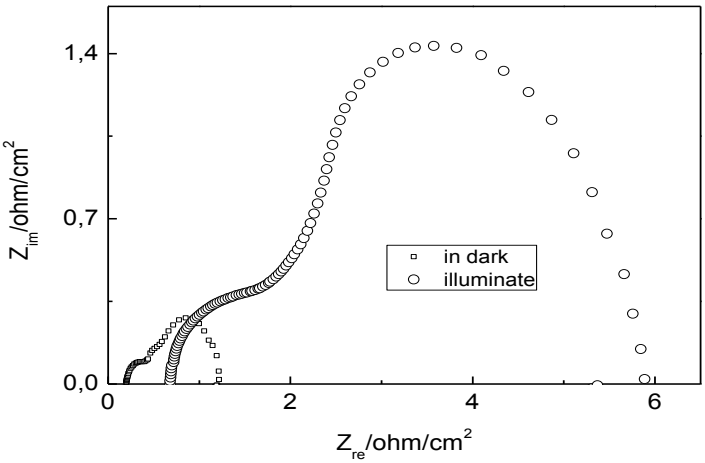


Figure 3. Complex impedance plots of SnS film formed at -1 V in Na_2SO_4 (0.1 M) solution.

The second case SnO, EIS measurement is done at the open circuit potential in alkaline medium to quantify the contributions of the electrolyte, bulk and grain boundaries. The Nyquist diagram of the junction SnO/NaOH (Fig.3) reveals two overlapped semicircles whose centers are localized below the abscissa axis, indicating that the charge transfer occurs via two successive steps. The valus (R_{ct}= 0.34 kΩ cm^2,C_{dl} =88µF/cm^2) while the second one is due to grain boundaries contribution (R_{gb}= 0.44 kΩ cm^2,C_{dl} =25µF/cm^2) [8]. CPE is proposed to account for the non-ideal capacitive behavior of the double layer which can be due to a roughness of electrode,

surface states with the gap region and non-uniform current distribution. The slight offset near the origin is due to the electrolyte resistance (R_{el}= 190 Ωcm^2, NaOH 0.1 M) because of the high molar conductivity of OH^- .

Photoelectrochemistry properties

The semi-conducting properties of SnO and SnS are elucidated from the capacitance(C) measurements.

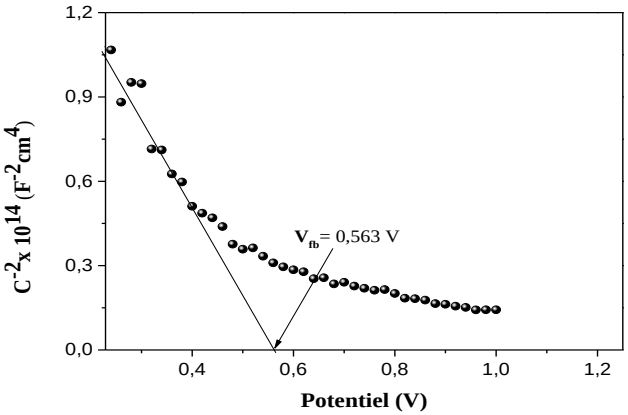


Figure.4 Mott–Schottky plot of the system SnS film/Na_2SO_4 (0.1 M).

The flat band potential (V_{fb}) and the electrons concentration (ND) of the film are extracted from the Mott–Schottky relation:

The flat band potential (E_{fb}) and the electron concentration (N_D) of the film are extracted from the Mott–Schottky relation:

$$C^{-2}_{SC} = [2/ e\varepsilon\varepsilon_o S^2 N_A] \times (E-E_{fb})$$

The intercept of linear plot to C^{-2}_{sc}= 0 and the slope give respectively a potential E_{fb} of 0.56 V and a density N_A of 9.75×10^{20} $cm^{-3}$for SnS.

The intercept of the plot with the potential axis and the slope give respectively a potential V_{fb} of -0.09 V and a density N_D of 1.45×10^{18} cm^{-3} (Fig. 8).

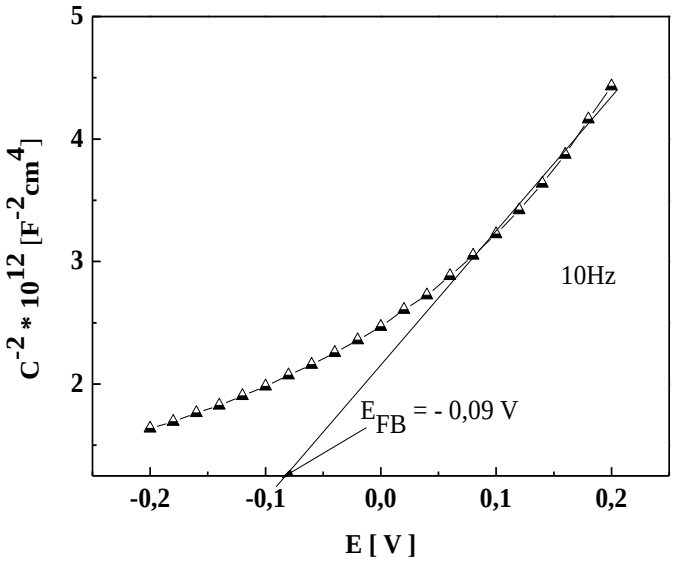


Figure.5 Mott schottky representation of the interfacial capacitance of SnO

5. Conclusions

- The electrochemical behavior of Sn electrode in an alkaline medium is described with in a large potential range covering both the active and passive regimes.
- At Open potential the value of polarization resistance obtained by EIS for SnO is higher than obtained by SnS meaning the SnS has better corrosion resistance than SnO.
- The SnS film is more heterogenous than the SnO.
- the charge transfer occurs via two successive steps for SnO and one step for SnS.
- The E_{fb} value should give rise to a large band bending at the semiconductor film/interface.

References

[1] B. Ghosh, M. Das, P. Banerjee, S. Das, Fabrication of vacuum-evaporated SnS/CdS heterojunction for PV applications, Solar Energy Materials & Solar Cells 92,1099– 1104, 2008.

[2] X. L. Gou, J. Chen, P. W. Shen, Gou Synthesis, characterization and application of SnSx (x= 1, 2) nanoparticles, Materials Chemistry and Physics 93 557–566, 2005.

[3] N. Haustrup, G.M.O' Connor, The influence of thin film grain size on the size of nanoparticles generated during UV femtosecond laser ablation of thin gold films, Appl. Surf. Sci. 278,86,2013.

[4] E.M.A. Martini, I.L. Muller, Corros. Sci. 42 443,2000.

[5] D. Wallinder, J. Pan, C. Leygraf, A. Delblanc-Bauer, Corros. Sci. 41 275,1999.

[6] M. Pourbaix, Atlas of Electrochimical Equilibria in Aqueous Solutions. Pergamon Press, Oxford,1965.

[7] Truc TA, Pebere N, Hang TTX, Hervaud Y, Boutevin B (2002) 481 Corros Sci 44:2055

[8] L.A. Errico, Ab initio FP-LAPW study of the semiconductors SnO and SnO_2, Physica. B. 389140-144, 2007.

ÉTUDE THERMO-ELASTIQUE EN FLEXIONS DES PLAQUES EN MATERIAUX FONCTIONNELLEMENT GRADUES FGM.

MERDACI Slimane[1], BELGHOUL Hakima[2], BENYOUCEF.S[1], TOUNSI.A[1], E.A. ADDA BEDIA[1]

[1]USBA/FT/DGC&TP/LM&H, BP 89 Cité Ben M'hidi22000 S.B.A, Algérie, slimanem2016@gmail.com
[2]USBA/FT/DGM/LMPM, BP 89 Cité Ben M'hidi22000 S.B.A, Algérie.

RÉSUMÉ

Des difficultés actuelles des structures en matériaux fonctionnellement gradués **FGM** est l'analyse de la distribution du champ de déplacement et des contraintes d'origine thermiques dans l'épaisseur. L'intérêt de cette étude est l'analyse du comportement thermo-élastique de la flexion des plaques en **FGM** (Functionally Graded Materials) en utilisant des théories de déplacement des plaques de troisième ordre, la théorie sinusoïdale et faire une étude comparative entre les différents modèles de la littérature. Dans cet article nous utilisant un type de plaque en **FGM** « Métal / Céramique / Métal » matériaux composites. On suppose que les propriétés matérielles et le coefficient de dilatation thermique de la plaque varient sans interruption dans la direction de l'épaisseur selon une simple distribution de loi de puissance en fonction de la fraction volumique des constituants. On peut dire que la théorie proposée est précise et simple pour résoudre le comportement thermo-élastique de la flexion des plaques **FGM**.

Mots Clés: *FGM, Matériaux composites, Comportement Thermo-élastique, Théorie de déplacement (TSDPT et SSDPT), Flexion.*

NOMENCLATURE

Symboles :

E_m module de Young de la face supérieure la couche 1
Ec module de Young du centre couche 2 ($h_2 \leq z \leq h_3$).
V fraction volumique
Ω surface supérieure
u, v, w déplacements de la surface moyenne et membrane
ϕ_x, ϕ_y, ϕ_z, rotations autour des axes x, y et z
f (z) fonction de cisaillement transverse
CLPT la théorie classique de plaque
FSDPT la théorie de premier ordre
SSDPT la théorie sinusoïdale

Indices / Exposants :

n l'indice de fraction volumique
k l'indice de fraction volumique
ν Le coefficient de Poisson

1. INTRODUCTION

De nombreux milieux naturels présentent des variations unidirectionnelles et continues de leurs propriétés élastiques. Les tissus vivants, la croûte terrestre, les océans ou encore l'os cortical en font partie. Tirant leur inspiration de la nature qui les entoure, les scientifiques , se sont préférer sur les avantages que présentaient ce type de matériaux en terme de comportement mécanique et c'est ainsi que l'on vite apparaître, dans les années 1980. Ils permettent par exemple de reproduire les propriétés structurales et matérielles des tissus biologiques tels que l'os à différentes étapes de son évolution (croissance, vieillissement ou pathologie).

Les matériaux fonctionnellement gradués **FGM**(Functionally Graded Materials), sont de type de matériaux composites produit en changeant sans interruption les fractions de volume dans la direction d'épaisseur pour obtenir un profil bien déterminé. Ces types des matériaux, ont suscité beaucoup d'attention récemment en raison des avantages de diminuer la disparité dans les propriétés matérielles et de réduire les contraintes thermiques [12].La variation continue des propriétés mécaniques confère au matériau un comportement optimisé. Les **FGMs** sont particulièrement utilisés dans les applications de haute technologique: aéronautique, aérospatiale, nucléaire, semi-conducteurs, et en génie civil et trouvent également des applications biomédicales [2].

L'analyse des contraintes thermiques des structures isotropes été étudie par plusieurs chercheurs. Des contributions importantes ont été faites par [8-4]. La plupart des recherches de domaine des structures composites ont été concerné avec le problème thermique. Une méthode analytique a été diriger par [10-11] pour étudier les déformations thermiques dans les stratifiés symétriques et antisymétriques.

Une plaque rectangulaire simplement appuyée homogène et isotrope soumise à la distribution de température était analysé à l'aide de la procédure de Rayleigh-Ritz. Les températures critiques pour les différents types de composites ont été comparées avec celle de la plaque d'aluminium en utilisant la formulation de l'énergie. Les problèmes statiques linéaires associés à l'analyse thermo-élastique des plaques stratifiées ont été largement étudiés [5-11] qui a tiré les équations régissant le déplacement transversal d'une plaque mince est étudié le problème de la flexion thermique des plaques anisotropes.

Plusieurs théories de premier ordre et d'ordre supérieur a été développés pour l'analyse des problèmes isothermes des plaques sandwiches, et étendues pour inclure les effets thermo-élastiques [6]et[12]. En fait, un facteur de correction de cisaillement est introduit dans toutes les précédentes théories du premier ordre.

Dans cet article, une théorie associée de cisaillement et déformation des plaques épaisses est développé pour l'analyse de la flexion thermo-élastique des plaques en **FGM**. Cette théorie est simplifiée par l'application des conditions aux limites de traction libres à la plaque. Les effets de déformations de cisaillement sont toutes inclus, des solutions exactes pour les plaques symétriques et non symétrique en **FGM** sont présentées. Les effets de champ de température sur les contraintes normales et les contraintes tangentielles de la plaque en **FGM** sont étudiés.

2. APPROCHE THEORIQUE

Prenons le cas d'une plaque en **FGM** composé de trois couches comme le montre la figure 1. Plusieurs hypothèses visant à simplifier la complexité du problème sont introduits. Ce sont:
(*) Les couches de surface de la plaque sont en matériaux à gradation évaluée ayant des propriétés matérielles variant suivant la direction z (épaisseurs). La couche de cœur est faite d'un matériau isotrope homogène.
(*)La plaque est symétrique par rapport au plan médian z = 0.
(*)La couche inférieure et supérieure de la plaque est totalement en métal et la couche centrale est une couche entièrement en céramique.

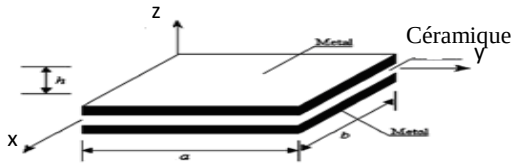


FIGURE 1. Les dimensions de la plaque rectangulaire **FGM**.

(*) Les propriétés des matériaux efficaces pour les couches, comme le module de Young, coefficient de Poisson, et le coefficient de dilatation thermique, peut être exprimée comme :

$$E^{(n)}(z) = E_m + \left(E_c - E_m\right) V^{(n)} \qquad (1)$$

Récemment, Chehel Amirani et al. [3] ont étudié la vibration libre de la poutre sandwiche, et il est montré qu'il y a une différence négligeable entre les résultats obtenus par ces deux techniques. La fraction volumique dont cet article supposée transmettre à une fonction en loi de puissance le long de la direction de l'épaisseur:

$$V^{(1)}=\left(\frac{z-h_1}{h_2-h_1}\right)^k, \quad z\in[h_1,h_2] \tag{2a}$$

$$V^{(2)}=1, \quad z\in[h_2,h_3] \tag{2b}$$

$$V^{(3)}=\left(\frac{z-h_4}{h_3-h_4}\right)^k, \quad z\in[h_3,h_4] \tag{2c}$$

3. CHAMP DU DEPLACEMENT ET LES EQUATIONS CONSTITUTIVES

Le champ du déplacement de la plaque **FGM** s'écrit sous la forme suivante :

$$\begin{aligned} u(x,y,z)&=u_0(x,y)-z\frac{\partial w_b}{\partial x}-f(z)\frac{\partial w_s}{\partial x}\\ v(x,y,z)&=v_0(x,y)-z\frac{\partial w_b}{\partial y}-f(z)\frac{\partial w_s}{\partial y}\\ w(x,y,z)&=w_b(x,y)+w_s(x,y)\end{aligned} \tag{3}$$

f(z) est une fonction de cisaillement transverse caractérisant les théories correspondantes. En effet, (**CLPT**) est obtenue par en prenant f(z)=0 et $\phi_z=0$, alors que (**FSDPT**) peut être obtenue par f(z)=z et $\phi_z=0$.

En outre, le champ de déplacement de (**TSDPT**) de Reddy [6] est obtenu par :

$$f(z)=z\left[1-\frac{4}{3}\left(\frac{z}{h}\right)^2\right], \text{ et } \phi_z=0 \tag{4}$$

Dans cette étude le champ de déplacement de la théorie sinusoïdale (**SSDPT**) des plaques est obtenu par :

$$f(z)=\frac{h}{\pi}\sin\left(\frac{\pi z}{h}\right), \quad \text{et} \quad \phi_z=0 \tag{5}$$

Dans le cadre des petites déformations le tenseur de déformations est obtenu par la dérivé du champ de déplacement [14] et s'écrit :

$$\begin{aligned} \varepsilon_x&=\varepsilon_x^0+z\,k_x+f(z)\,\eta_x\\ \varepsilon_y&=\varepsilon_y^0+z\,k_y+f(z)\,\eta_y\\ \varepsilon_z&=f''(z)\varepsilon_z^0\\ \gamma_{xy}&=\gamma_{xy}^0+z\,k_{xy}+f(z)\,\eta_{xy}\\ \gamma_{yz}&=f'(z)\,\gamma_{yz}^0\\ \gamma_{xz}&=f'(z)\,\gamma_{xz}^0\end{aligned} \tag{6}$$

4. ÉQUATIONS D'EQUILIBRE

Les équations d'équilibres sont obtenues en utilisant le principe de travail virtuel, qui peut être écrit comme suit :

$$\int_{-h/2}^{h/2}\int_\Omega\left[\sigma_x\delta\varepsilon_x+\sigma_y\delta\varepsilon_y+\sigma_z\delta\varepsilon_z+\tau_{xy}\delta\gamma_{xy}+\tau_{yz}\delta\gamma_{yz}+\tau_{xz}\delta\gamma_{xz}\right]d\Omega\,dz=0 \tag{7}$$

On peut obtenir l'équation d'équilibre associée à la théorie des déformations et de cisaillement présente :

$$\begin{aligned} &\frac{\partial N_x}{\partial x}+\frac{\partial N_{xy}}{\partial y}=0\\ &\frac{\partial N_{xy}}{\partial x}+\frac{\partial N_y}{\partial y}=0\\ &\frac{\partial^2 M_x}{\partial x^2}+2\frac{\partial^2 M_{xy}}{\partial x\partial y}+\frac{\partial^2 M_y}{\partial y^2}=0\\ &\frac{\partial S_x}{\partial x}+\frac{\partial S_{xy}}{\partial y}-Q_{xz}=0\\ &\frac{\partial S_{xy}}{\partial x}+\frac{\partial S_y}{\partial y}-Q_{yz}=0\\ &Q_{xz,x}+Q_{yz,y}-N_{zz}=0\end{aligned}$$

(8)

La résultante des contraintes d'une plaque composée de trois couches peuvent être liés aux couches totales par :

$$\begin{Bmatrix} N \\ M \\ S \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B & B^S \\ A & D & D^S \\ B^S & D^S & H^S \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon \\ k \\ \eta \end{Bmatrix} + \delta \begin{bmatrix} L \\ L^a \\ R \end{bmatrix} \varepsilon_z^0 - \begin{Bmatrix} N^T \\ M^T \\ S^T \end{Bmatrix}, Q = A^S \gamma, \; N_{ZZ} = R^a \phi_Z + L(\varepsilon_x^0 + \varepsilon_y^0) + L^a(k_X + k_Y) + R(\eta_X + \eta_Y) - N_{ZZ}^T \quad (9)$$

Les composantes du vecteur force généralisé sont donnée par :

$$f_1 = \frac{\partial N_X{}^T}{\partial x}, \; f_2 = \frac{\partial N_Y{}^T}{\partial y}, \; f_3 = \frac{\partial^2 M_X{}^T}{\partial x^2} - \frac{\partial^2 M_Y^T}{\partial y^2}, \; f_4 = \frac{\partial S_X^T}{\partial x}, \; f_5 = \frac{\partial S_Y^T}{\partial y}, \; f_6 = N_Z^T \; . \quad (10)$$

5. SOLUTION NUMERIQUE

Les plaques rectangulaires sont généralement classées en fonction du type de support utilisé. Nous sommes ici concernés avec la solution exacte des équations. pour une plaque **FGM** simplement appuyée. Navier a présenté la température transversale T_1 , T_2 et T_3 sous la forme d'une double série trigonométrique:

$$\begin{Bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \bar{T}_1 \\ \bar{T}_2 \\ \bar{T}_3 \end{Bmatrix} \sin(\lambda x)\sin(\mu y), \quad (11)$$

Où $\lambda = m\pi / a$ et $\mu = n\pi / b$. Pour le cas d'une charge distribuée sinusoïdalement, nous avons $m = n = 1$. À la suite de la procédure de solution de Navier, nous supposons que la forme de solution pour la suite ($u, v, w, \phi_x, \phi_y, \phi_z$) satisfait les conditions aux limites,

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \\ \phi_x \\ \phi_y \\ \phi_z \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} U\cos(\lambda x)\sin(\mu y) \\ V\sin(\lambda x)\cos(\mu y) \\ W\sin(\lambda x)\sin(\mu y) \\ X\cos(\lambda x)\sin(\mu y) \\ Y\sin(\lambda x)\cos(\mu y) \\ Z\sin(\lambda x)\sin(\mu y) \end{Bmatrix}, \quad (12)$$

6. RESULTATS ET DISCUSSION

La plaque **FGM** est considérée comme étant en aluminium et d'alumine avec les propriétés des matériaux suivants:

- Métaux (aluminium, Al): $\mathbf{E_m = 66.2 \times 10^9 \; N/m^2}$;
- Céramique (alumine, Al_2O_3): $\mathbf{E_C = 117.0 \times 10^9 \; N/m^2}$ et $\mathbf{E_0 = 1 \times 10^9 \; N/m^2}$,
- Le coefficient de Poisson égale $\nu = 0.3$; On prend le rapport: **a/h=10** ; $\alpha_m = 10.3 \times 10^{-6}$/K , $\alpha_c = 7.11 \times 10^{-6}$/K et $\alpha_0 = \mathbf{10^{-6}/K}$.

Les différents paramètres sans dimensions sont :

$$\text{Déplacement :} \quad W = \frac{h}{a^2 \alpha_0 \bar{T}_2} w\left(\frac{a}{2}, \frac{b}{2}\right), \quad (13)$$

$$\text{Contrainte axiale :} \quad \sigma_{xx} = \frac{h^2}{a^2 \alpha_0 \bar{T}_2 E_0} \sigma_x\left(\frac{a}{2}, \frac{b}{2}, \frac{h}{2}\right), \quad (14)$$

$$\text{Contrainte de cisaillement :} \quad \tau_{xz} = \frac{10h}{\alpha_0 \bar{T}_2 E_0 a} \tau_{xz}\left(0, \frac{b}{2}, 0\right), \quad (15)$$

- La plaque (a): La plaque est symétrique, deux couches d'épaisseur égale. Ainsi, $h_1 = h_2 = 0$.
- La plaque (b): La plaque.sym, l'épaisseur de l'âme est la moitié de l'épaisseur de la face. $h_1 = -h/10$, $h_2 = h/10$.
- La plaque (c): Dans ce cas, la plaque n'est pas symétrique. Ainsi, $h_1 = -h/10$, $h_2 = 3h/10$.

Dans le tableaux.1 en utilisant différentes théories des plaques. On reporte les valeurs de la flèche maximale adimensionnelle au centre de la plaque pour les différents types des plaques **FGM** . Le chargement thermique est supposé varier linéairement à travers l'épaisseur (T_3=0).

K	Théorie	La plaque (a)	La plaque (b)	La plaque (c)
0	**FSDPT**	0.480262	0.480262	0.480262
	TSDPT	0.480262	0.480262	0.480262
	SSDPT	0.461634	0.461634	0.461634
1	**FSDPT**	0.636667	0.620792	0.592239
	TSDPT	0.636891	0.621067	0.592568
	SSDPT	0.614565	0.599933	0.573327
2	**FSDPT**	0.671339	0.655893	0.621215
	TSDPT	0.671486	0.656115	0.621544
	SSDPT	0.647135	0.633340	0.601843
3	**FSDPT**	0.683467	0.670077	0.633826
	TSDPT	0.683560	0.670253	0.634139
	SSDPT	0.658153	0.646475	0.614122
4	**FSDPT**	0.688734	0.677160	0.640607
	TSDPT	0.688795	0.677303	0.640905
	SSDPT	0.662811	0.652890	0.620540
5	**FSDPT**	0.691373	0.681207	0.644749
	TSDPT	0.691415	0.681327	0.645036
	SSDPT	0.665083	0.656635	0.586699

TABLEAU 1. L'effet de la flèche adimensionnelle pour différentes plaques en FGM (T_3=0).

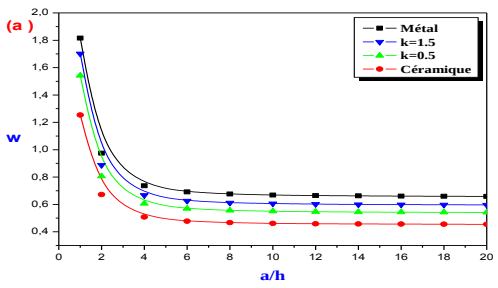


FIGURE 2. Influence de l'épaisseur (**a/h**) plaque **FGM**.

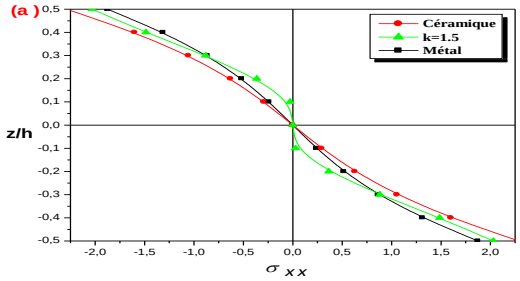


FIGURE 3. Variation de la contrainte axiale σ_{xx}.

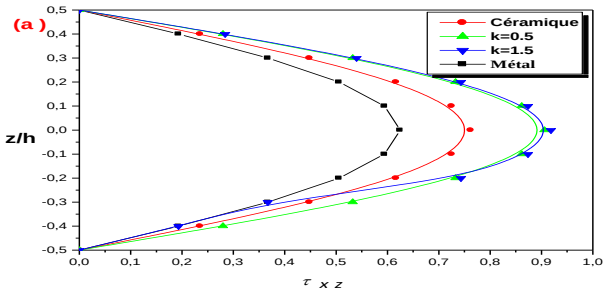


FIGURE 4. Variation de la contrainte de cisaillement pour différentes valeurs de **k** et différents plaques **FGM**.

La **Fig.2**, montre que la variation de déplacement diminue par rapport à l'épaisseur pour la plaque **FGM**. La diminution se situe entre celles des plaques en céramique ($\mathbf{Al_2O_3}$) et le métal (**Al**). On peut observer que la déflexion de la plaque **FGM** riche en métaux est plus grande par rapport à la plaque en céramique.

Fig.3, contient la contrainte axiale $\boldsymbol{\sigma_{xx}}$ à travers l'épaisseur de la plaque **FGM**. Les contraintes sont à la traction au-dessus du plan médian et à la compression en dessous du plan médian. Les résultats démontrent une non-linéarité de la variation de la contrainte axiale de l'épaisseur de la plaque en **FGM**. Il est important d'observer que la contrainte maximale dépend de la valeur de l'exposant de la fraction volumique **k**.

Dans la **Fig.4**, on a tracé les contraintes de cisaillement transversal $\boldsymbol{\tau xz}$ à travers la distribution de l'épaisseur. La valeur maximale se produit à un point sur le plan médian de la plaque, et son portée pour une plaque **FGM** est plus grand que, pour une plaque homogène.

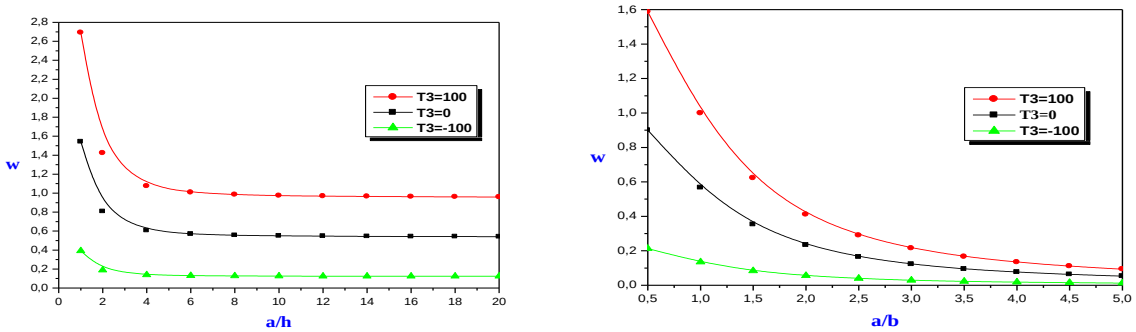


FIGURE 5. Le rapport de l'épaisseur (**a/h**) et de l'allongement (**a/b**) par rapport au déplacement de la plaque **FGM** pour (**k = 0,5**).

Fig.5 montre les effets du rapport de l'épaisseur et de l'allongement sur la dimension centrale de déplacement pour la plaque **FGM** pour (**k = 0,5**) et qui soumis à un champ de distribution non uniforme de température. On le constate que l'effet de rapport d'épaisseur et d'allongement sont exprimés la variation de déplacement de la plaque sous la distribution uniforme de la température $\mathbf{T_3}$ **=100**; et il est moins prononcé à la plaque non uniforme de température $\mathbf{T_3}$**=-100**. Mais quand $\mathbf{T_3}$ **= 0**, le déplacement au centre de la plaque prend des valeurs intermédiaires entre non uniforme et uniforme de la plaque thermique.

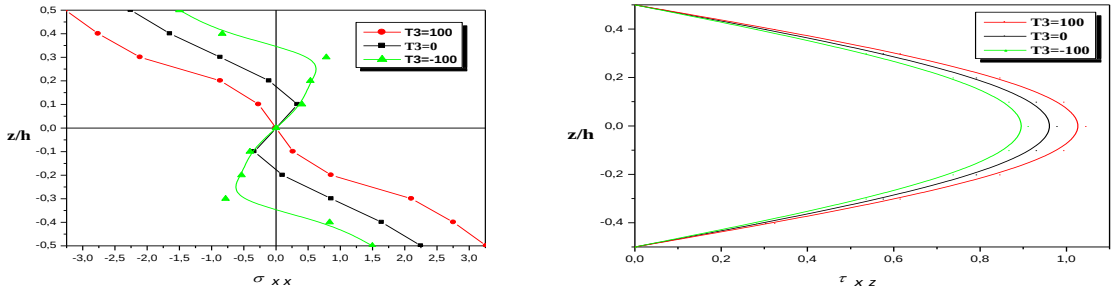


FIGURE 6. Distribution des contraintes à travers l'épaisseur de la plaque **FGM** pour (**k = 1,5**).

la **Fig.6**, montre que la variation des contraintes est très sensible à la variation de la charge thermique $\mathbf{T_3}$.

7. CONCLUSIONS

Dans cette étude, nous avons développé et proposé une solution générale du comportement thermo-élastique de la flexion des plaques en matériaux fonctionnellement gradués « **FGM** » en utilisant les différentes méthodes. La théorie présentée à une forte similitude avec la théorie classique des plaques dans de nombreux aspects, et donne

une description parabolique des contraintes de cisaillement à travers l'épaisseur tout en remplissant la condition de contraintes de cisaillement nulles sur les bords libres.

Des solutions analytiques pour les plaques en **FGM** sont développées en utilisant la procédure de Navier. Les résultats du cisaillement et déformation sont comparés entre eux. Le présent **SSDPT**, offre des solutions précises et fiables pour l'analyse des plaques **FGM** en comparant avec les d'autres théories de déformation de cisaillement. On voit que les déviations des plaques qui correspondent aux propriétés intermédiaires à celle du métal et de céramique nécessairement situent entre celui de la céramique et le métal. La contrainte axiale est trouvé pour prendre la compression maximale à la {traction minimale} au sommet {inférieure} surface de la couche centrale. Cependant, la contrainte de cisaillement transversale se trouve à prendre la valeur maximale à un point sur le plan médian de la plaque **FGM**. Enfin, l'inclusion de la couche normale transversale augmente la contrainte de cisaillement et diminue à la fois de déflexion et l'effort axial.

REFERENCES

[1] Boley BA, Weiner JH (1997) Theory of thermal stresses.

[2] Baron.C, S. Naili, Propagation d'ondes élastiques au sein d'un guide d'ondes élastiquesanisotrope à gradientunidirectionnel sous chargement fluide, Compte Rendue Mécanique ; 336 (9) : 722–730, 2008.

[3] Chehel Amirani,M., Khalili, S.M.R., Nemati, N.: Free vibration analysis of sandwich beam with FG core using the element free Galerkin method. Compos. Struct. 90, 373–379 (2009).

[4] Nowacki .W (1986) Thermoelasticity. Pergamon, London.

[5] Pell.WH (1946) Q Appl Math 4:27.

[6] Reddy. JN, Hsu YS (1980) J Therm Stresses 3:475.

[7] Stavsky.Y (1963) J Eng Mech Div Proc ASCE 89:89.

[8] Timoshenko SP, Woinowsky-Krieger S (1959) Theory of plates and shells. McGraw-Hill, New York.

[9]. Tauchert TR (1980) J Therm Stresses 3:117.

[10] Wu CH, Tauchert TR (1980) J Therm Stresses 3:247 and 3:365.

[11] Zenkour AM, Fares ME (2000) J Therm Stresses 23:505.

[12] Zhong.Z, T. Yu, Analytical solution of cantilever functionally graded beam. Composites Science and Technology; 67 (3-4): 481-488, 2007.

[13] S.Merdaci , A.Tounsi , M.S.A.Houari , I.Mechab ·,H.Hebali ,S.Benyoucef : Two new refined shear displacement models for functionally graded sandwich platesJournal of Springer-Verlag 2010.

[14] S.Merdaci, S.Benyoucef , A.Tounsi, E.A.A.Bedia. : Calcul des Déplacements et les Contraintes de Cisaillement pour les Plaques Sandwich à Gradient Variable « FGM » Séminaire National JM'08 2012 Ecole Militaire Polytechnique Huitièmes Journées de Mécanique 10-11 Avril 2012 , Bordj El Bahri.

[15] Nemati, N.: Free vibration analysis of sandwich beam with FG core using the element free Galerkin method. Compos. Struct. 90, 373–379 (2009).

[16] Sallai, B.O., Tounsi, A., Mechab, I., Bachir, B.M., Meradjah, M., Adda, E.A.: A theoretical analysis of flexional bending of Al/Al2O3 S-FGM thick beams. Comput. Mater. Sci. 44, 1344–1350 (2009).

[17] Meradjah.M, Benyoucef.S, Tounsi.A ,E.A.Adda Bedia and Merdaci.S. Interfacial Stresses in Plated Beams with Exponentially-Varying Properties, Journal of Adhesion Science and Technology 0 (2010) 1–19.

IMMOBILISATION DES DECHETS RICHES EN METAUX LOURDS DANS LA STRUCTURE DES MATERIAUX CIMENTAIRES : CAS DES DECHETS DE L'UNITE SANIAK

C. BELEBCHOUCHE[1], K. MOUSSACEB[2], A. HAMMOUDI[3] & A. TAHAKOURT[4]

[1]Laboratoire Matériaux et Durabilité des Constructions LMDC, Université des frères Mentouri, Constantine 1, 25000 Constantine, belebchouche_c@hotmail.fr
[2]Laboratoire de Technologie des Matériaux et de Génie des Procédés LTMGP, 06000 Bejaia, karimmoussaceb@yahoo.fr
[3]Laboratoire de Technologie des Matériaux et de Génie des Procédés LTMGP, 06000 Bejaia, abdelkader_hammoudi@hotmail.com
[4]Laboratoire de Génie de la Construction et Architecture LAGC, 06000 Bejaia, abdelkader.tahakourt@univ-bejaia.dz

ABSTRACT

Cette étude, porte sur l'utilisation du ciment CEM I comme agent de fixation des métaux lourds contenus dans les déchets ultimes de l'unité SANIAK de l'industrie Algérienne. Pour ce faire, des pâtes cimentaires ont été utilisées avec différents rapports déchet/ciment. La résistance en compression des formulations étudiées a été évaluée à 7 jours ainsi qu'à 28 jours de cure. Les formulations étudiées ont été soumises au test de lixiviation sur monolithe (TLM) pour évaluer l'efficacité d'immobilisation des métaux lourds dans la structure des martiaux cimentaires. L'analyse DRX a été employée pour illustrer les nouvelles phases formées dans les matériaux dopés par le déchet. Les résultats obtenus pour le test TLM montrent l'efficacité d'immobilisation des métaux lourds par le ciment. L'analyse DRX montre la formation de nouvelles phases complexes dans les matériaux dopés par le déchet ce qui justifie la rétention des métaux lourds dans la structure des matériaux cimentaires.

Key Words: *Métaux Lourds, Ciment CEM I, Immobilisation, Test TLM, Analyse DRX.*

NOMENCLATURE

Symboles :

L Volume du lixiviant, cm^3
S Surface du monolithe, m^2

1. INTRODUCTION

L'activité industrielle dans différents domaines génère différents types de déchets, parmi ces déchets, les Déchets Ultimes Dangereux [1]. Un déchet ultime est un résidu qui n'est plus susceptible d'être traité dans les conditions techniques et économiques du moment, notamment par extraction de la part valorisable ou par réduction de son caractère polluant ou dangereux [2]. Cependant, ces déchets ne cessent pas à s'accroître en quantité et deviennent une source de danger pour la vie des êtres humains et l'environnement. Toutes ces menaces ont permis l'essor des techniques de traitement afin de restaurer un

environnement verdoyant, parmi ces techniques : le chaulage, la vitrification et l'immobilisation par les liants hydrauliques notamment le ciment Portland [3].

L'immobilisation des déchets ultimes par le ciment s'avère la plus utilisée dans le monde pour le traitement final des déchets dangereux en raison de leurs avantages : coût économique faible et la facilité de mise en œuvre. Le procédé d'immobilisation combine deux fonctions différentes [4]:

- La stabilisation, qui se traduit par une fixation chimique des polluants : consiste à rendre les polluants sous une forme stable, peu soluble et peu mobilisable par l'environnement ;
- Et la solidification, qui se traduit par la transformation du résidu traité (pulvérulent, pâteux, granuleux...etc.) en une matrice peu poreuse, peu perméable et de propriété mécanique relativement élevée (solide massif).

Les déchets immobilisés par le ciment peuvent représenter une source de pollution dans le milieu de stockage. La pollution provoquée par ces déchets immobilisés impose une durabilité sur des périodes longues jusqu'à la mise au point de nouveaux procédés permettant une valorisation avantageuse dans le futur, car ces déchets stabilisés/solidifiés sont influencés non seulement par les chargements mécaniques mais aussi par l'environnement (gel-dégel, pluie acide, eaux salines et agressives …etc.) [5], d'où, une caractérisation à la lixiviation est nécessaire pour prédire l'immobilisation de ces déchets traités à long terme.

Les déchets générés par l'unité SANIAK (Société de Fabrication d'Accessoires Industriels et Sanitaires) sont classés comme déchet industriel ultime et doivent être caractérisés en détail selon la réglementation en vigueur. Selon la norme en vigueur (normes Algériennes), si le déchet est classé comme dangereux, les propriétaires d'installations ne sont pas autorisés à l'éliminer ou de le mettre dans les décharges municipales de déchets solides, sauf s'ils sont immobilisés [2].

Dans cet article, nous allons effectuer, dans un premier temps, une caractérisation approfondie sur les déchets de l'unité SANIAK. Dans un deuxième temps, nous nous consacrons à l'étude de la faisabilité d'immobilisation de ces déchets par les liants hydrauliques (ciment Portland) afin de prédire la pérennité du confinement des métaux lourds toxiques à l'intérieur de la matrice cimentaire.

2. METHODES EXPERIMENTALES

Les formulations étudiées dans cette étude sont à base de ciment Portland CEM I et du déchet de l'unité SANIAK. Le rejet de l'unité SANIAK est obtenu dans la zone d'épuration sous forme des boues friables après filtration à haute pression des eaux d'argentage traitées par les acides et les alcalins. La composition chimique élémentaire du déchet a été déterminée par la mise en solution par attaque acide selon la norme NF X31-147 [6]. L'immobilisation du déchet de l'unité SANIAK a été effectuée par le ciment CEM I avec un rapport eau/ciment égal à 0.5, pour favoriser le relargage des éléments chimiques [7], et pour différents rapports déchet/ciment. Les formulations confectionnées dans cette étude sont présentées dans le tableau 1.

Formulation	P 1	P 2	P 3	P 4	P 5	P 6
Ciment (g)	1350	1350	1350	1350	1350	1350
Eau (g)	675	675	675	675	675	675
Déchet (g)	0	135	270	405	540	675
Rapport (déchet/ciment)	0%	10%	20%	30%	40%	50%

TABLEAU 1. Formulations des pâtes de ciment

Les mélanges à base de ciment ont été moulés pour préparer des éprouvettes avec des dimensions de 4×4×16 cm^3 pour les essais mécaniques à 7 jours ainsi qu'à 28 jours et des éprouvettes de 8×8×21 cm^3 pour préparer des blocs monolithiques pour le test TLM. La résistance mécanique à la compression a été réalisée sur une presse de type 65-L11M2 selon la norme EN196-1[8]. Le test de lixiviation sur monolithe TLM a été utilisé pour évaluer la quantité disponible lixiviable des métaux lourds dangereux qui pourra être solubilisée et susceptible d'être relarguées dans 1'environnement lors du contact avec le lixiviant jusqu'à ce que son épuisement soit atteint.

Pour le test TLM [9], un bloc monolithique de dimensions connues est mis en contact avec une solution de lixiviation de volume fixe. Le lixiviant est renouvelé à des durées de contact choisies de manière à pouvoir déterminer l'intensité et la dynamique de relargage de certains éléments par l'analyse des lixiviats obtenus. A chaque renouvellement de la solution de lixiviation, le ratio Liquide/Surface (L/S) est maintenu constant sur le long du test, L/S = 10cm^3/cm^2. Les cubes monolithiques soumis à la lixiviation sont obtenus par tronçonnage à sec des éprouvettes de 8×8×21 cm^3 de manière à obtenir des cubes d'arêtes de 4 cm. L'expérience est réalisée à température ambiante (23 ± 1°C) et à l'abri de la lumière. Le rythme de changement des solutions est imposée par les temps de contact matrice/solution de 6 h, 18 h, 1j, 2 j, 5 j, 7 j, 20 j et 28 jours, soit un total de 64 jours de lixiviation continue, cette durée est l'équivalent de 96 ans de lixiviation à l'échelle réelle. A la fin du test, on obtient huit solutions de lixiviation à caractériser pour calculer le pourcentage des métaux lourds relargués. Le lixiviants utilisé dans cette étude est l'eau déminéralisée.

Un diffractomètre de type X'Pert PRO PANalytical a été utilisé pour l'analyse des matériaux étudiés (sous forme de poudres fines < 100µm) dont les conditions de mesures sont les suivantes : 2° < 2θ < 100° et un pas de 0,017°. Les diffractogrammes sont traités avec le logiciel X'Pert HighScore pour la détermination de la composition cristallographique de l'échantillon analysé avant et après l'incorporation du déchet dans le mélange.

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

Le déchet de l'unité SANIAK a été caractérisé par la mise en solution par attaque acide à l'état brut, afin de déterminer son potentiel polluant. Les résultats obtenus sur la matière brute sont consignés dans le tableau 2.

Elément	Concentration (mg/kg)	Norme [6] (mg/kg)	Elément	Concentration (mg/kg)	Norme [6] (mg/kg)
Ni^{2+}	345.1	50	Fe^{2+}	0.837	-
Pb^{2+}	145.6	50	Mg^{2+}	0.009	-
Cr^{3+}	59.17	50	Na^{2+}	1.758	-
Cu^{2+}	0.079	-	Ca^{2+}	632.5	-
Zn^{2+}	0.002	250	K^{+}	0.038	-
As^{3+}	0.052	10	Cr^{VI+}	0.156	5
Hg^{+}	-	5	Ag^{+}	99.36	-

TABLEAU 2. Composition chimique élémentaire du déchet de l'unité SANIAK

Les résultats enregistrés dans le tableau 2 montrent que les concentrations moyennes des métaux lourds dangereux, à savoir: le nickel, le chrome et le plomb, sont très importantes et dépassent de très loin les normes exigées par la réglementation en vigueur [6]. A travers cette caractérisation chimique, on conclut que ce déchet est classé comme déchet dangereux, toxique et ultime. A cet effet, le déchet de l'unité SANIAK doit subir un traitement d'immobilisation par le ciment afin de diminuer son potentiel polluant. Une fois les formulations pâtes ont été confectionnées selon le protocole expérimental, les matériaux obtenus après une période de cure de 7 et 28 jours ont subi un tas de tests. Les résultats obtenus sont illustrés dans ce qui suit.

Les résistances à la compression des formulations confectionnées ont été déterminées à 7 jours ainsi qu'à 28 jours de cure. La figure 1 représente l'évolution de des résistances mécaniques des formulations confectionnées en fonction de la quantité du déchet.

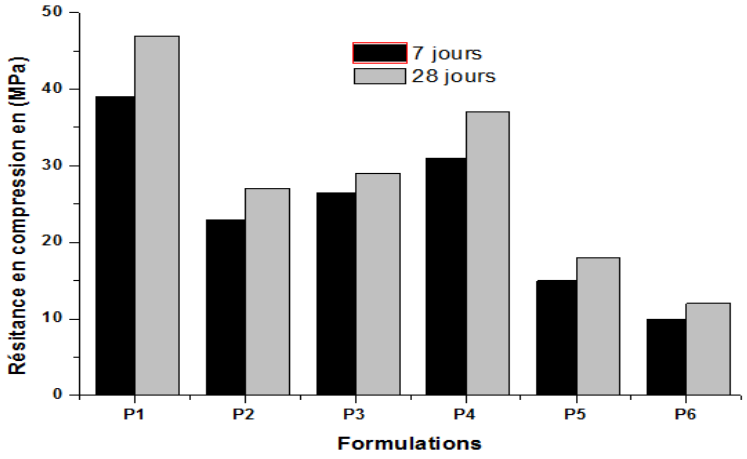


FIGURE 1. Evolution de la résistance mécanique des formulations confectionnées

Les résistances des éprouvettes des formulations confectionnées sont supérieures à celle recommandée par la norme XP X 31-211 [6] qui est égale à 1MPa. Il a été observé que le matériau témoin présente une résistance mécanique plus élevée par rapport aux formulations dopées par le déchet. En général, Il parut que la résistance des formulations étudiées augmente avec la quantité du déchet jusqu'à un point maximale, cette augmentation est due à la présence du nickel et du chrome en grande quantité dans le déchet qui accélère l'hydratation du C_3S dans les formulations dopés par le déchet [10-11]. Au-delà d'un pourcentage de 30%, on enregistre une chute de résistance en fonction de l'augmentation de la quantité du déchet et cela est dû l'excès de la quantité de déchet dans le matériau qui empêche la formation de la portlandite et le silicate de calcium hydraté C-S-H qui confèrent une meilleure résistance mécanique aux matériaux.

Le test de lixiviation sur monolithe TLM a été réalisé sur les matrices cimentaires âgées de 28 jours dont le but de suivre le pourcentage retenu des éléments polluants immobilisés par le ciment. Les résultats obtenus sont représentés dans tableau 3.

Désignation	P 1	P 2	P 3	P 4	P 5	P 6
Pb^{2+} (%)	-	80.03	85.71	88.94	46.55	23.52
Cr^{3+} (%)	-	84.42	90.70	95.32	61.44	42.15

Ni^{2+} (%)	-	72.18	73.04	79.64	53.22	37.37

TABLEAU 3. Taux des métaux lourds retenus après le test TLM

Les résultats du tableau 3 montrent l'absence des métaux lourds dans la formulation témoin, ceci justifie l'inexistence des métaux lourds dans le ciment utilisé.

D'après les résultats du tableau 3, on observe que les concentrations en métaux lourds dans les formulations dopées par le déchet ont été diminuées par rapport aux concentrations des éléments relargués à partir du déchet brut. La formulation P 4 présente les meilleurs pourcentages en métaux lourds retenus, ils sont de l'ordre de 88.94%, 95.32% et 79.64% pour le Pb^{+2}, le Cr^{+3} et le Ni^{+2} respectivement.

A cet effet, on conclut que le procédé d'immobilisation des métaux lourds par le ciment CEM I appliqué sur le déchet brut de l'unité SANIAK a permis de diminuer considérablement le caractère polluant et le relargage des métaux lourds toxiques vers le milieu environnant. Afin de mieux illustrer le mécanisme d'immobilisation des métaux lourds dans la structure des matériaux cimentaires, une analyse DRX a été réalisée sur la formulation témoin (P 1) et la meilleure formulation sélectionnée lors le test TLM (P 4). Les résultats obtenus sont illustrés sur la figure 2.

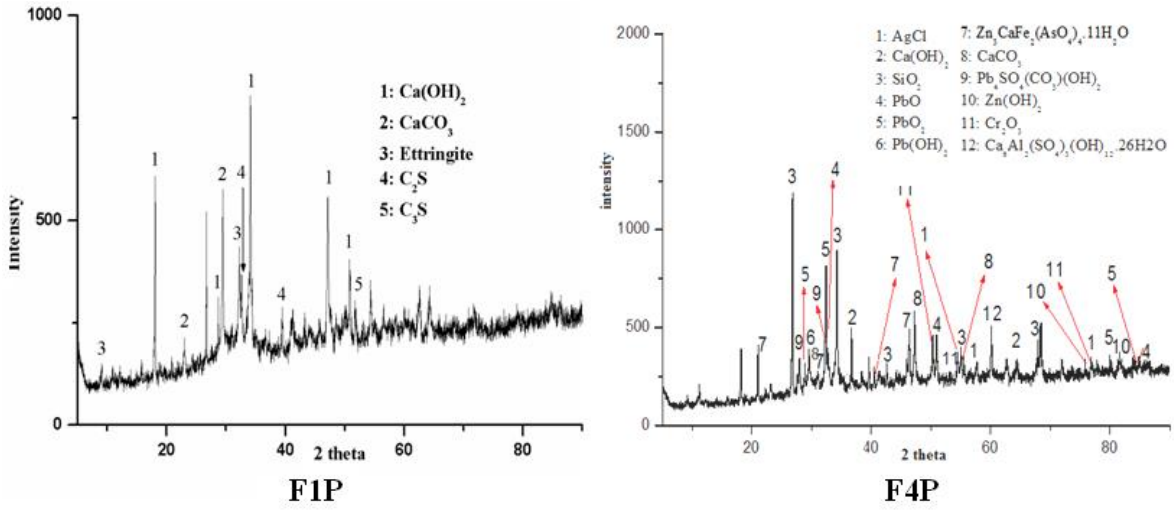


FIGURE 2. Analyse DRX du F1P et F4P

L'analyse DRX des échantillons sélectionnés montre la présence de la portlandite $Ca(OH)_2$, et l'ettringite qui sont le résultat de réactions d'hydratations. L'alite (C_3S) et la bélite (C_2S) ont été observés indiquant la présence des grains de ciment anhydre. $Zn(OH)_2$ et $Pb(OH)_2$ ont été détectés grâce à la solution basique présente pendant l'hydratation du ciment qui favorise la substitution du calcium avec le zinc et le plomb [12]. Aussi, elle montre la présence du Nickel, du Chrome, du Plomb et du Zinc sous formes complexes dans la structure des matériaux expliquant la formations de nouvelles phases complexes qui diffèrent à celles détectées dans la formulation témoin, ce changement des phases est dû à l'effet de l'hydratation du ciment. Ces conclusions obtenues reflètent l'efficacité du procédé utilisé dans le piégeage et l'immobilisation des métaux lourds à l'intérieure des formulations confectionnées, ce phénomène réduit considérablement le caractère polluant du déchet brut de l'unité SANIAK.

4. CONCLUSIONS

L'exploitation des résultats des tests appliqués sur le déchet et les matériaux obtenus par le procédé utilisé, nous permet de tirer les conclusions suivantes:

- La caractérisation du déchet par la mise en solution par attaque acide montre que le déchet de l'unité SANIAK contient des concentrations importantes de nickel, de chrome et de plomb. De ce fait, le déchet brut de l'unité SANIAK est classé comme un déchet ultime dangereux et doit subir un traitement d'immobilisation par ciment CEM I afin de réduire son caractère polluant ;
- La formulation témoin (sans l'ajout de déchet) a présenté de meilleures résistances mécaniques par rapport aux formulations dopées par le déchet. Cependant, les résistances des formulations dopées par le déchet restent supérieures à celle recommandée par la norme XP X 31-212 ;
- Les résultats obtenus en termes de quantités des métaux lourds retenus pendant 64 jours (test normalisé équivalent à 96 ans de relargage) par rapport au contenu total du déchet à l'état brut, démontrent l'efficacité du procédé adopté pour l'immobilisation des métaux lourds contenus dans le déchet de l'unité SANIAK par le ciment CEM I ;
- L'analyse des matériaux par DRX nous a permis d'identifier les principales phases du ciment hydraté (portlandite et ettringite), ainsi l'apparition des métaux lourds sous forme des phases complexes pour les matériaux dopés par le déchet, ceci justifie les résultats obtenus lors le test TLM.

REFERENCES

[1] E. Koller, *Traitement des pollutions industrielles Eau. Air. Déchets. Sols. Boues*, 2ème édition, Dunod, 2009.

[2] Ministère de l'aménagement du territoire et de l'environnement-Algérie, *Principaux textes législatifs et réglementaires*, 2014.

[3] A. Bouchelaghem, and M.C. Magnié, Inertage et mise en forme des déchets industriels, *Les techniques de l'ingénieur*, Doc. J 3 968, 2001.

[4] R. Barna, and D. Blanc, Stabilisation-solidification des déchets, *Les techniques de l'ingénieur*, Doc. G 2 080, 2011.

[5] M. Alexander, A. Bertron, and N. De-Belie, *Performance of cement-based materials in aggressive aqueous environments*, RILEM TC 211-PAE Springer, 2013.

[6] NF X31-211, *Caractérisation du déchet-Essai de lixiviation d'un déchet solide initialement massif ou généré par un procédé de solidification*, AFNOR, 2012.

[7] R. Malviya and R. Chaudhary, Factors affecting hazardous waste solidification/stabilization: a review, *Journal of Hazardous Materials*, B137, 267-76, 2006.

[8] NF EN196-1, *Méthodes d'essais des ciments: Partie 1: détermination des résistances mécaniques*, AFNOR, 2006.

[9] NEN 7375:2004, *Leaching characteristics of moulded or monolithic building and waste materials: determination of leaching of inorganic components with the diffusion test 'the tank test' based on a translation of the Netherlands Normalisation Institute Standard*, Environment Agency, 2005.

[10] M.A. Trezza, and A.N. Scian, Waste with chrome in the Portland cement clinker production, Journal of Hazardous Materials, 147, 188-96, 2007.

[11] E.E. Hekal, W.S. Hegazi, E.A. Kishar, and M.R. Mohamed, Solidification/stabilization of Ni(II) by various cement pastes, *Construction and Building Materials*, 25, 109-14, 2011.

[12] T. Deschamps, M, Benzaazoua, B. Bussière, T. Belem, and M. Mbonimpa, Mécanismes de rétention des métaux lourds en phase solide: cas de la stabilisation des sols contaminés et des déchets industriels, *VertigO*, 7, Article numéro 2, 2006.

SIMULATION NUMERIQUE DU TRANSFERT DE CHALEUR DE NANOFLUIDE DANS UN CANAL

BOUHEZZA Aicha[1 *], BOUBEGGAR Saousene[1], BOUKERMA Karima[1]

[1]Département de Technologie, Faculté de Technologie, Université 20 Août 1955 Skikda, 21000 Skikda, Algérie.
E-mail : Phy_bouhezza@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Dans le présent travail, on étudie numériquement la convection mixte des nanafluides dans un canal plan vertical. Les équations différentielles régissantes sont discrétisées par méthode des volumes finis. La viscosité dynamique et la conductivité thermique effective du nanofluide sont approximées respectivement par le modèle de Brinkman et de Maxwell-Garnetts. Les simulations numériques sont effectuées dans le cas de l'eau pure et des mélanges d'eau et des nanoparticules (Cu et TiO_2) pour une fraction volumique des nanoparticules (ø) comprise entre 0 et 0,2 et un nombre de Richardson égale à 1. Les résultats obtenus montrent que l'augmentation de la fraction volumique des nanoparticules (ø) favorise le transfert thermique, et le nanofluide Cu – eau est un bon conducteur de chaleur par rapport au nanofluide TiO_2 – eau.

Mots Clés: *Transfert de Chaleur, Convection Mixte, Nanofluide, Nanoparticule, Canal plan, Cu, TiO_2.*

NOMENCLATURE

C_p	chaleur spécifique à pression constante	[J.kg^{-1}.K^{-1}]	X	coordonnée adimensionnée dans la direction x	
Gr	nombre de Grashof		Y	coordonnée adimensionnée dans la direction y	
g	accélération de la pesanteur	[m.s^{-2}]		***Symboles grecques***	
K	conductivité thermique	[W.m^{-1}.K^{-1}]	α	diffusivité thermique du fluide	[m^2.s^{-1}]
H	largeur du canal	[m]	υ	viscosité cinématique	[m^2.s^{-1}]
L	longueur du canal	[m]	μ	viscosité dynamique	[Kg.m^{-1}.s^{-1}]
Nu	nombre de Nusselt		ρ	masse volumique	[kg.m^{-3}]
P	pression adimensionnelle		θ	température adimensionnelle	
p	pression	[Pa]	β	coefficient d'expansion thermique	[K^{-1}]
Pr	nombre de Prandtl		ø	fraction volumique	
Re	nombre de Reynolds			***Indices***	
Ri	nombre de Richardson		1	paroi gauche	
U	composante de la vitesse adimensionnée dans la direction x		2	paroi droite	
V_0	vitesse du fluide à l'entrée		nf	nanofluide	
V	composante de la vitesse adimensionnée dans la direction y		f	fluide de base	
T_0	température du fluide à l'entrée	[K]	s	nanoparticule	
T_w	température imposée à la paroi	[K]			

1. INTRODUCTION

Les écoulements de fluides avec transferts de chaleur est un sujet qui continue à susciter beaucoup d'intérêt. Cet intérêt se traduit par de nombreuses applications technologiques et industrielles. Dans ces applications, le besoin d'améliorer le transfert de chaleur par convection est le but principal de plusieurs recherches. Parmi les méthodes utilisées pour améliorer les changes thermiques on trouve celle de l'ajout de nanoparticules dans un fluide (nanofluide). En raison de l'importance du problème, un grand nombre d'études numériques et expérimentales [1-8] portent sur ce problème dans différentes configurations géométriques.
Dans cette étude nous nous intéressons à l'étude de la convection mixte des nanofluides dans un canal. Pour les nanofluides utilisés dans cette étude, nous avons considéré deux différentes nanoparticules (Cu (Cuivre), Oxyde de Titanium (TiO2)) dans un fluide de base, l'eau.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Le modèle physique considéré est schématisé sur la figure 1. On considère un canal rectangulaire plan et vertical dans lequel s'écoule un nanofluide en écoulement laminaire. La paroi gauche du canal est soumise à une température constante (T_1) et la paroi droite est maintenue à une température constante ($T_2 > T_1$). L'écoulement est supposé ascendant entrant à une température $T_0 = T_1$ et une vitesse uniforme V_0. Le fluide de base utilisé est newtonien, l'écoulement est incompressible, bidimensionnel et stationnaire. La dissipation visqueuse est négligeable, les propriétés thermophysiques des nanofluides sont constantes, sauf pour la variation de la masse volumique qui est estimée par l'approximation de Boussinesq.

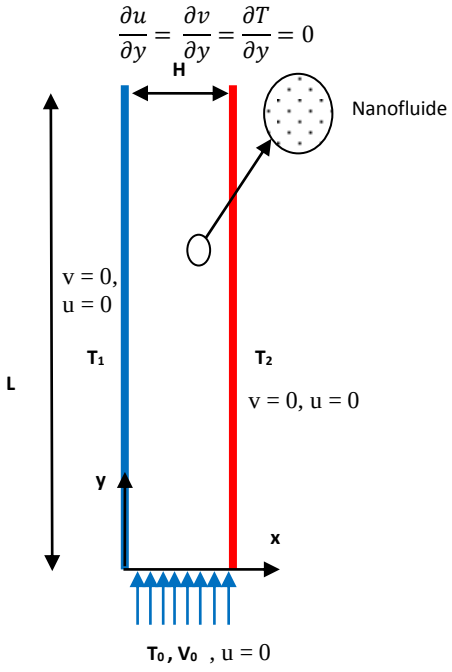


FIGURE 1. La géométrie du problème étudie et les conditions aux limites

Dans notre travail on utilise le modèle à une seule phase qui considère le nanofluide comme milieu continu. En supposant que les nanoparticules sont bien dispersées dans le fluide de base, on peut donc calculer les propriétés du nanofluide par les formules suivantes :

La masse volumique : $\rho_{nf} = (1-\phi)\rho_f + \phi\rho_s$ (1)

La chaleur spécifique : $(\rho c_p)_{nf} = (1-\phi)(\rho c_p)_f + \phi(\rho c_p)_s$ (2)

Le coefficient de dilatation thermique : $(\rho\beta)_{nf} = (1-\phi)(\rho\beta)_f + \phi(\rho\beta)_s$ (3)

La diffusivité thermique : $\alpha_{nf} = \frac{k_{nf}}{(\rho c_p)_{nf}}$ (4)

La viscosité du nanofluide est donnée par Brinkman [9] : $\mu_{nf} = \frac{\mu_f}{(1-\phi)^{2,5}}$ (5)

La conductivité thermique effective du nanofluide est déterminée par le modèle de Maxwell-Garnetts [10] :

$$\frac{k_{nf}}{k_f} = \frac{k_s + 2k_f - 2\phi(k_f - k_s)}{k_s + 2k_f + \phi(k_f - k_s)} \quad (6)$$

Les propriétés thermophysiques du fluide pure et des nanoparticules sont regroupées dans le tableau 1 [8] .

	Eau pure	Cu	TiO_2
Pr	6,2	-	-
ρ ($kg.m^{-3}$)	997.1	8933	4250
Cp ($J.kg^{-1}.K^{-1}$)	4179	385	686,2
k ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	0,613	400	8,9538
β (K^{-1})	21×10^{-5}	1,67 × 10-5	$0,9 \times 10^{-5}$
α ($m^2.s^{-1}$)	$1,47 \times 10^{-7}$	$1163,1 \times 10^{-7}$	$30,7 \times 10^{-7}$

TABLEAU 1. Propriétés thermophysiques de l'eau et des nanoparticules

Les équations adimensionnelles régissant cet écoulement en coordonnées cartésiennes s'écrivent :

$$\frac{\partial U}{\partial X} + \frac{\partial V}{\partial Y} = 0 \quad (7)$$

$$U\frac{\partial U}{\partial X} + V\frac{\partial U}{\partial Y} = -\frac{\partial P}{\partial X} + \frac{1}{Re}\frac{\rho_f}{\rho_{nf}}\frac{1}{(1-\phi)^{2,5}}\left[\frac{\partial^2 U}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial Y^2}\right] \quad (8)$$

$$U\frac{\partial V}{\partial X} + V\frac{\partial V}{\partial Y} = -\frac{\partial P}{\partial Y} + \frac{1}{Re}\frac{\rho_f}{\rho_{nf}}\frac{1}{(1-\phi)^{2,5}}\left[\frac{\partial^2 V}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 V}{\partial Y^2}\right] + \frac{(\rho\beta)_{nf}}{\rho_{nf}\beta_f} Ri\,\theta \quad (9)$$

$$U\frac{\partial \theta}{\partial X} + V\frac{\partial \theta}{\partial Y} = \frac{\alpha_{nf}}{\alpha_f}\frac{1}{RePr}\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2}\right) \quad (10)$$

Les variables des équations précédentes sont adimensionnalisées comme suit :

$$X = \frac{x}{H}, Y = \frac{y}{H}, \quad U = \frac{u}{v_0}, V = \frac{v}{v_0}, P = \frac{p}{\rho_{nf} v_0^2}, \quad \theta = \frac{T - T_0}{\Delta T}$$

$$Re = \frac{v_0 H}{\nu_f}, Pr = \frac{\nu_f}{\alpha_f}, Gr = \frac{g\beta_f H^3 \Delta T}{\nu_f^2}, Ri = \frac{Gr}{Re^2} \quad (11)$$

Le nombre de Nusselt est défini par : $$Nu = -\left(\frac{k_{nf}}{k_f}\right)\left(\frac{\partial \theta}{\partial X}\right)_{X=1} \quad (12)$$

Le nombre de Nusselt moyen est défini par : $$\overline{Nu} = \frac{1}{L}\int_0^L Nu\,dY \quad (13)$$

3. METHODE NUMERIQUE

Le système d'équations différentielles obtenu avec les conditions aux limites associes est discrétisé par la méthode des volumes finis, pour donner un système d'équations algébriques. Les flux convectifs aux faces de volume de contrôle sont calculés à partir d'un schéma loi de puissance [11]. Le couplage vitesse-pression est

traité par l'algorithme SIMPLER [11]. Les équations algébriques sont résolues itérativement à l'aide de l'algorithme de Thomas.

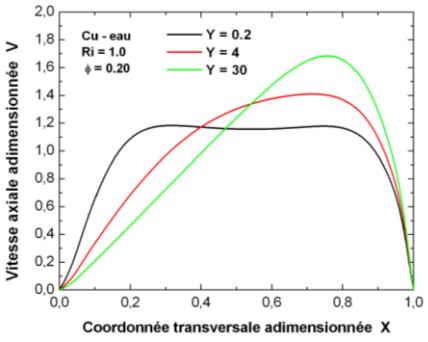
4. RESULTATS

Les résultats, sont obtenus pour l'eau comme fluide pure (Pr = 6,2), les mélanges Cu–eau et TiO_2–eau avec le nombre de Reynolds Re = 100, le nombre de Richardson Ri = 1,0 et la fraction volumique des nanoparticules (Ø) variant de 0,00 à 0,20.

4. 1. Effet du type des nanoparticules

La figure 2 représente les évolutions axiales des profils de vitesse axiale. Proche de l'entrée du canal, ces profils sont uniformes dans la partie centrale et symétriques par rapport à l'axe du canal et essentiellement identiques pour les deux cas. En s'éloignant de l'entrée, ces profils uniformes sont de plus en plus déformés, et ils perdent leurs symétries. La convection naturelle induit par les forces d'Archimède a une influence directe sur la vitesse axiale et entraîne un déplacement du maximum de la vitesse axiale vers la moitié droite du canal (proche de la paroi la plus chaude). Cette accélération du fluide dans la moitié droite est accompagnée d'une décélération dans la moitié gauche du canal (proche de la paroi la plus froide).

L'effet du type des nanoparticules sur l'évolution axiale du nombre de Nusselt est présenté sur la figure 3. Cette figure montre que, proche de l'entrée du canal, l'effet du type des nanoparticules sur le transfert thermique est inexistant et les deux courbes de Nu diminuent en accord avec la courbe correspondante à l'eau pure. À mesure qu'on avance dans le canal, les courbes correspondantes aux nanofluides se décrochent pour prendre des valeurs nettement supérieures. Par ailleurs, ces nanoparticules causent un perfectionnement du transfert thermique. En comparant les différents cas, on constate que les valeurs du nombre de Nusselt pour le nanofluide Cu – eau sont supérieures à celles du nanofluide TiO_2 – eau. Ce qui montre que le Cu est un bon conducteur de chaleur par rapport au TiO_2.



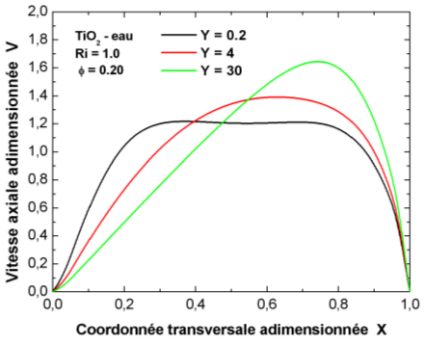


FIGURE 2. Développement axial des profils de la vitesse axiale

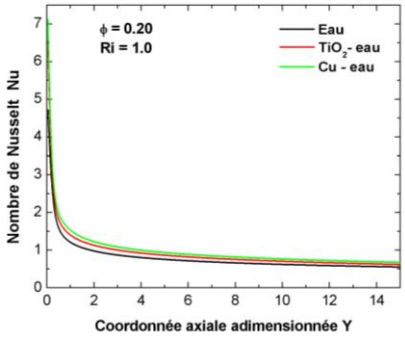


FIGURE 3. Effet du nanofluide sur le développement axial du nombre de Nusselt

4. 2.Effet de la fraction volumique Ø des nanoparticules

La figure 4 montre l'effet de la fraction volumique des nanoparticules sur la distribution de la vitesse axiale. On observe que l'augmentation de la fraction volumique des nanoparticules entraîne une diminution de la valeur maximale de la vitesse axiale et son emplacement se déplace légèrement vers la zone centrale du canal. Ceci peut s'expliquer par l'importante des forces visqueuses par rapport aux forces d'Archimède dans le cas des nanofluides.

L'effet de la fraction volumique des nanoparticules Ø sur l'évolution axiale du nombre de Nusselt pour les deux nanofluides est illustré sur la figure 5. On voit clairement que l'augmentation de la fraction volumique

favorise le transfert thermique entre le fluide et la paroi chaude. Ceci est dû à l'amélioration de la conductivité thermique du nanofluide, lorsque la fraction volumique des nanoparticules augmente.

La figure 6 représente la variation du nombre de Nusselt moyen ($\overline{Nu}$) en fonction de la fraction volumique des nanoparticules pour différentes nanofluides. On remarque que le nombre de Nusselt moyen augmente avec la fraction volumique en nanoparticules. Cette figure montre aussi l'effet du type des nanoparticules sur la variation du nombre de Nusselt moyen, nous observons que le taux de transfert de chaleur est maximum pour le nanofluide *Cu – eau.*

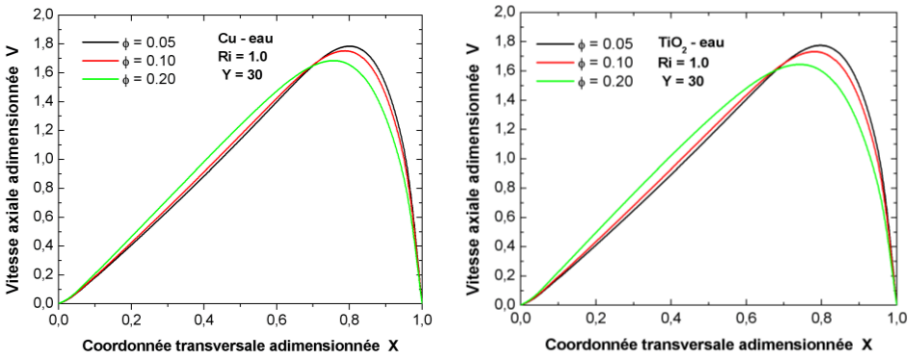


FIGURE 4. Effet de la fraction volumique (∅) sur les profils de la vitesse axiale

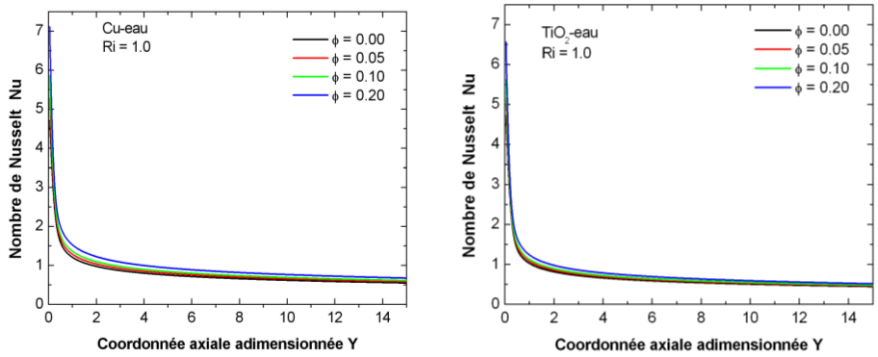


FIGURE 5. Effet de la fraction volumique (∅) sur le développement axial du nombre de Nusselt

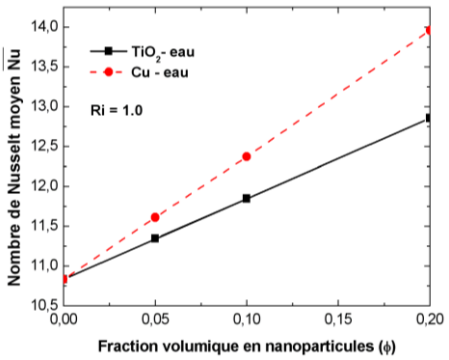


FIGURE 6. Effet de la fraction volumique (∅) sur le nombre de Nusselt moyen ($\overline{Nu}$) pour les deux nanofluides

4. CONCLUSIONS

Dans ce travail, nous avons présenté une étude numérique de la convection mixte des nanofluides dans un canal. Pour les nanofluides utilisés dans cette étude, nous avons considéré deux différentes nanoparticules (Cu (Cuivre), Oxyde de Titanium (TiO_2)) dans un fluide de base, comme l'eau. L'effet de certains paramètres tels que, le type des nanoparticules et la fraction volumique en nanoparticules, sur le champs dynamique et le transfert de chaleur a été étudié.

Les résultats obtenus peuvent être résumés comme suit :

- L'augmentation de la fraction volumique des nanoparticules (Ø) décélère l'écoulement et favorise le transfert thermique entre le fluide et la paroi chaude du canal.
- Le transfert de chaleur en présence des nanoparticules de Cu est amélioré comparativement aux résultats obtenus avec des nanoparticules de TiO_2.

REFERENCES

[1] A. Raisi, B. Ghasemi, and S. M. A minossadati, A numerical study on the forced convection of laminar nanofluid in a microchannel with both slip and no-slip conditions, *Numerical Heat Transfer*, Part A, 59: 114–129, 2011.

[2] M.Kh. Abdolbaqi, C.S.N. Azwadi, R. Mamat, Heat transfer augmentation in the straight channel by using nanofluids, *Case Studies in Thermal Engineering*, 3, 59–67, 2014.

[3] HangXu, Ioan Pop, Fully developed mixed convection flow in a vertical channel filled with nanofluids, *International Communications in Heat and Mass Transfer*, 39, 1086–1092, 2012.

[4] Oronzio Manca, Sergio Nardini, Daniele Ricci, A numerical study of nanofluid forced convection in ribbed channels, *Applied Thermal Engineering*, 37 ,280 – 292, 2012.

[5] M. Sheikholeslami, D.D. Ganji, Heat transfer of Cu-water nanofluid flow between parallel plates, *Powder Technology* , 235, 873–879, 2013.

[6] Alireza Beheshti, Mostafa Keshavarz Moraveji, Majid Hejazian , Comparative Numerical Study of Nanofluid Heat Transfer through an Annular Channel, *Numerical Heat Transfer*, Part A, 67: 100–117, 2015

[7] Heidary H., Hosseini, R., Pirmohammadi M., Kermani, M.J. Numerical study of magnetic field effect on nano-fluid forced convection in a channel, *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 374, pp. 11–17, 2015.

[8] Mohamed EL HATTAB, M., MIR, R., EL HAMMAMI, Y., MEDIOUNI, T., Simulation numérique de la convection naturelle des nanofluides Dans une enceinte carrée chauffée par une source de chaleur, *Revue internationale d'héliotechnique*, 45, pp. 51-59, 2013

[9] Brinkman, H.C., The viscosity of concentrated suspensions and solution. J. Chem. Phys., 20, 571–581, 1952.

[10] Maxwell, C., A Treatise on Electricity and Magnetism. *Oxford University Press, Cambridge*,UK., 1904.

[11] Patankar S.V. Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, *Hemisphere Publishing*, New York, 1980.

COMPORTEMENT TRIBOLOGIQUE DU COUPLE ACIER-ACIER : 42CRMO4-20MNCR5

H. BOUHABILA[1, 2], A. BOUCHOUCHA[2], R. BENZERGA[3], C. LE PAVEN[3]

[1]Laboratoire de mécanique, Département de Génie Mécanique, Faculté des Sciences de la Technologie, Université Les Frères Mentouri, Constantine, Algérie, hamoudi_bouhabila@yahoo.fr
[2]Département de Génie Mécanique, Faculté des Sciences de l'ingénieur, Université Boumerdes, Algérie
[3]Département Science et Génie des Matériaux, IUT de Saint Brieuc, Université de Rennes 1, 22004 Saint Brieuc CEDEX, France

RÉSUMÉ

Le degré de finition des pièces usinées caractérise la qualité des surfaces qui est principalement déterminée par les erreurs de forme et induite par les différents facteurs impliqués dans le processus de la coupe. Il est donc nécessaire de définir l'influence de ces paramètres (paramètres de coupe) afin d'en choisir les plus appropriés qui permettent d'optimiser le coefficient d'usure des surfaces en contact. Dans ce travail, on étudie l'influence de la rugosité sur le comportement en frottement et en usure du couple acier-acier à sec ou lubrifié, dans des conditions atmosphériques. Pour ce faire, des essais tribologiques ont été réalisés à l'aide d'un tribomètre pion-cylindre, suivi d'une analyse morphologique de ce contact en MEB et en EDX.

Mots Clés:, *Rugosité, Qualité de surface, Contact des surfaces, Frottement, Usure, Tribologie.*

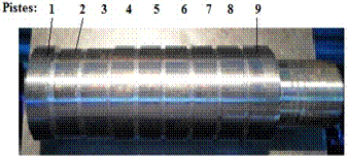
1. INTRODUCTION

Dans la production industrielle, quelque soit le mode d'usinage par enlèvement de matière, le but final est d'obtenir un produit dont la qualité d'exécution sera caractérisée par une précision dimensionnelle des formes géométriques et un degré de finition des surfaces lié directement à la notion de la rugosité [1]. L'état de surface est l'un des caractéristiques les plus pertinentes des opérations d'usinage, puisqu'il représente la phase de contrôle finale du cycle de production. L'étude tribologique du couple acier-acier à sec ou lubrifié [2], a été réalisée en fonction de la rugosité (Ra, Rt, Rz) du cylindre en rotation monté sur le mandrin d'un tour. Le coefficient de frottement (sec ou lubrifié) μ et l'usure W (perte de masse du pion) sont déterminés grâce à un dispositif d'acquisition.

2. ETUDE EXPÉRIMENTALE

2.1. Eprouvettes

Le disque de forme cylindrique de diamètre (ϕ = 40 mm) et de longueur (L = 134 mm) est fixée à l'aide d'un montage mixte sur un tour parallèle de puissance P = 4.9 KW. 9 pistes ont été usinées avec différents paramètres de coupe choisis : la vitesse de coupe (Vc) variant de 800 à 1600 m.min^{-1}, une vitesse d'avance d'outil (f) variant de 0.1 à 0.2 mm.tr^{-1} et un rayon de bec de l'outil (Rc) variant de 0.5 à 1.5 mm. L'opération effectuée est le chariotage de 0.5 mm de passe. La deuxième pièce est un pion (9 pions ont été usinées suivant le nombre de pistes testées) de dimensions (ϕ = 10 mm, L = 20 mm). La pièce usinée ainsi que le pion sont montrés figure1.



(a) (b)

FIGURE 1. (a) Cylindre de nuance 42CrMo4 et (b) Pion de nuance 20MnCr5

2.2. Matériaux

Deux aciers, de nuances différentes, ont été choisis pour cette étude. Le 42CrMo4 (pour le disque) est un acier traité prés à l'emploi utilisé pour les pièces de transmission chargées, arbres, vérins, pignons et les couronnes, et le 20MnCr5 (pour le pion) est un acier de traitement plus ou moins dur et résistant, souvent utilisé pour les bagues, les pignons à chaines et les axes [3].

Les propriétés mécaniques et la composition chimique des différents aciers utilisés sont présentées dans Tab. 1 et Tab. 2.

Désignation Elément d'addition	C %	Mn %	Si %	Cr %	Mo %
Valeur Expérimental 20MnCr5	0.12	1.07	0.24	1.0	0.014
Valeur Expérimental 42CrMo4	0.41	0.86	0.22	1.11	0.22

TABLEAU 1. Composition chimiques

Norme	Limite Elastique ≥[N/mm2]	Résistance à la traction [N/mm2]	Allongement %	Striction à la Rupture %	Résilience [J]	Dureté [HV] 20Kg de charge
Désignation 20MnCr5	240	450-600	24	45	27	240-270
Désignation 42CrMo4	650	900-1100	12	50	35	340-355

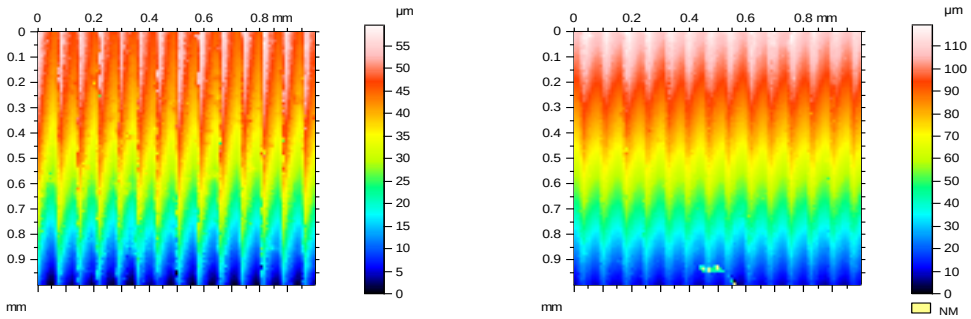
TABLEAU 2. Caractéristiques mécaniques

2.3. Mesure de la rugosité

Pour cette étude, un profilomètre (Alti Serf 500) équipé d'un logiciel de traitement d'image en 3D et du profil de la rugosité en 2D a été utilisé (Fig.2). Deux mesures de la rugosité arithmétique moyenne Ra ont été réalisées, la première issue de l'opération de chariotage en finition de chaque piste en fonction des différents paramètres de coupe utilisés (Fig.3), et la deuxième après essai tribologique (Fig. 5).

(a) (b)

FIGURE 2. Profilomètre type Alti Surf 500

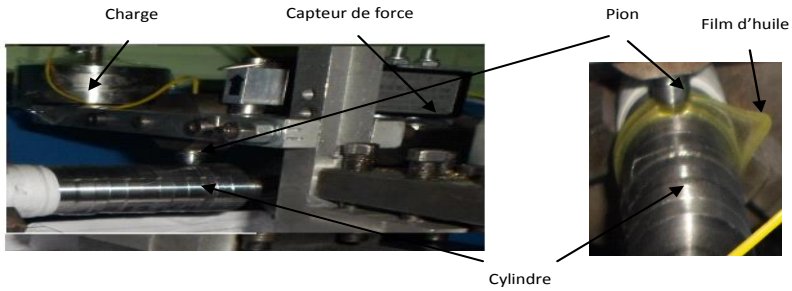


(a) (b)

FIGURE 3. Profil de la rugosité, Ra du disque (42CrMo4), après usinage
(a) Vc = 800 m.min^{-1}, Ra = 1.83 µm et (b) Vc = 1600 m.min^{-1}, Ra = 1.63 µm

2.4. Tribomètre

L'étude tribologique du couple acier-acier de nuances (42CrMo4 et 20MnCr5) a été réalisée en utilisant un tribomètre pion-cylindre équipé d'un dispositif d'acquisition figure 2. Les essais se sont déroulés dans une ambiance atmosphérique. Les essais secs ont permis d'obtenir des valeurs du coefficient de frottement (µ proche de 0.8). C'est la raison pour laquelle, on a utilisé de l'huile commerciale 20W40 pour lubrifier le contact dynamique [4]. Dans ces conditions, µ diminue (µ = 0.3) figure 4 (b).

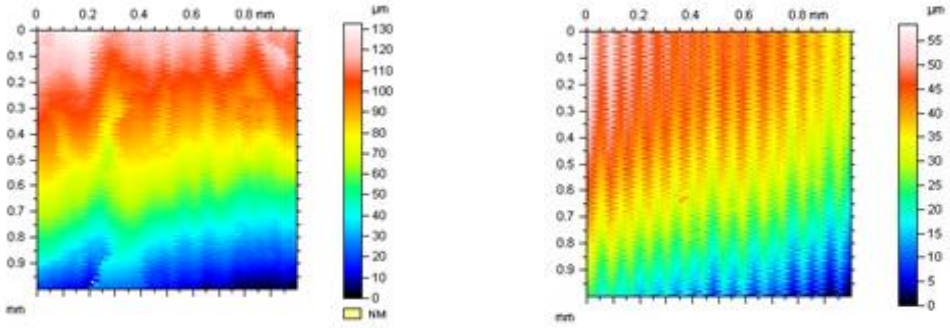


(a) Contact sec (b) Contact lubrifié

FIGURE 4. Contact pion-cylindre

3. RÉSULTATS ET DISCUSSION

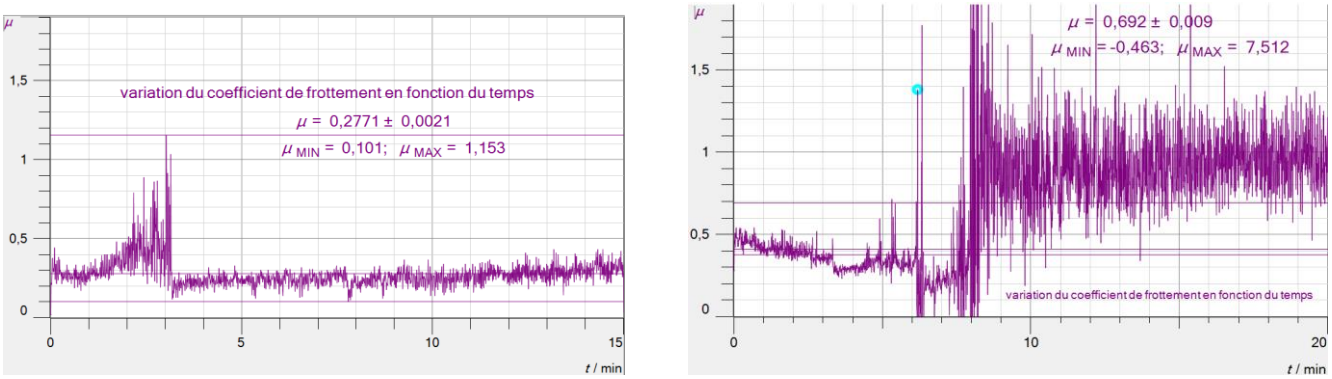
✓ On constate, d'après les résultats obtenus par le profilomètre après les essais tribologiques, que la valeur de la rugosité Ra diminue de 1.83 µm à 0.98 µm lors du contact à sec et de 1.63 µm à 1.5 µm lors du contact lubrifié. Ceci explique la disparition des pics de la rugosité et l'augmentation du coefficient d'usure de la pièce tournante (cylindre), lors du contact à sec (Fig.5 (a) et (b)).



(a) (b)

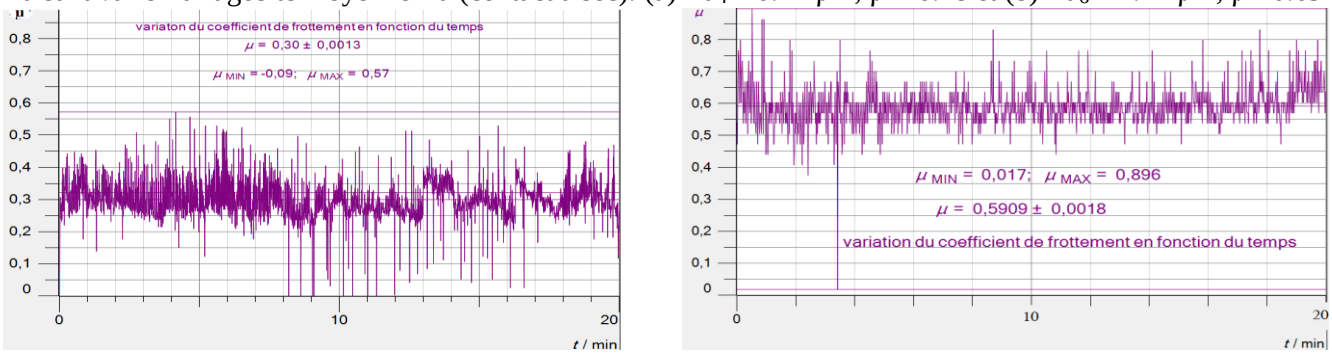
FIGURE 5. Profil de la rugosité, Ra du disque (42CrMo4), après essai tribologique avec et sans lubrifiant, Vc = 750 m.min^{-1}, (a) à sec, Ra = 0.98 µm et (b) avec lubrifiant, Ra = 1.5 µm

✓ Pour une charge et une vitesse données, le coefficient de frottement μ varie en fonction du temps (Fig.6, 7). Ces figures montrent que le coefficient de frottement demeure pratiquement constant pendant toute la durée de l'essai et que sa valeur varie selon la rugosité initial du disque utilisée (μ_{sec} = 0.3 à 0.8 et $\mu_{lubrifié}$ = 0.3 à 0.59). La figure 8 présente l'évolution du coefficient de frottement en fonction de la rugosité pour les deux cas testés (sans et avec lubrification), en effet, μ augmente lorsque la rugosité augmente également. On abouti a un résultat connu, la rugosité du cylindre a une influence sur le coefficient de frottement.



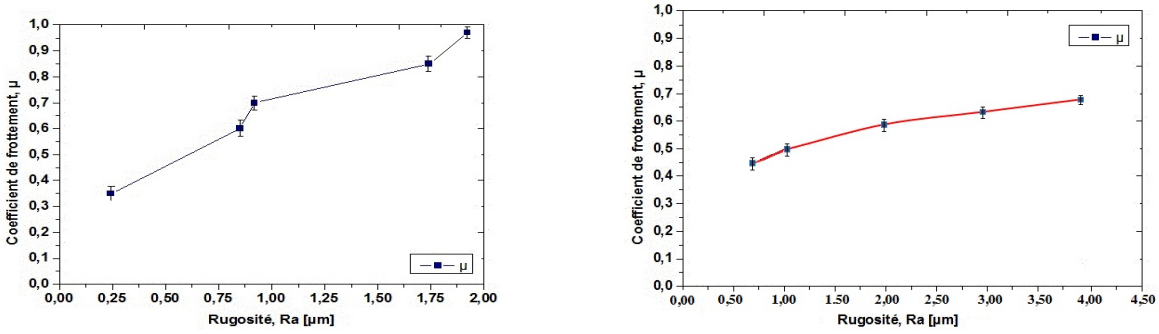
(a) (b)

FIGURE 6. Variation du coefficient de frottement en fonction du temps, pour P= 12N et V = 740 tr.min^{-1} en faisant varier la rugosité moyenne Ra (contact à sec): (a) Ra_4 = 0.24 µm, μ = 0.28 et (b) Ra_6 = 1.74 µm, μ= 0.69



(a) (b)

FIGURE 7. Variation du coefficient de frottement en fonction du temps, pour P= 12N et V= 740 tr.min^{-1} en faisant varier la rugosité moyenne Ra (contact lubrifié): (a) Ra_1=1.5 µm, μ=0.3 et (b) Ra_3=3.94 µm, μ=0.59

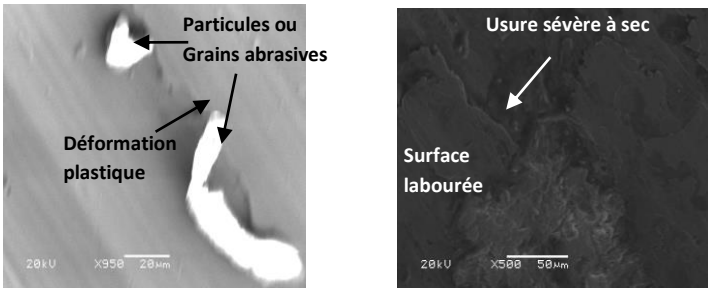


(a) (b)

FIGURE 8. Variation du coefficient de frottement μ en fonction de la Rugosité Ra
(a) contact à sec et (b) contact lubrifié

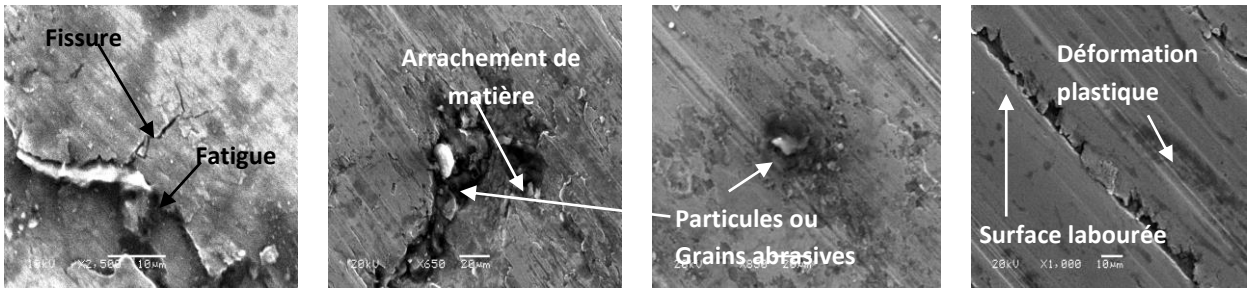
✓ A travers les résultats obtenus, trois principales phases distinctes enregistrées pendant le déroulement de l'essai tribologique du couple acier-acier à sec des coefficients de frottement en fonction du temps, pour une charge normale appliquée et à une vitesse linéaire fixe :

❖ Phase primaire: c'est une phase de rodage (transitoire) premier contacte des aspérités des surfaces qui dure environ 3 minutes et au cours de laquelle le coefficient de frottement varie entre (0.2 à 0.5) (Fig. 9) suivant la rugosité de la piste choisie.
❖ Phase Secondaire: c'est une phase perturbée qui dure environ 2 minutes où les aspérités des antagonistes s'enchevêtrent augmentant ainsi le contact et l'adhésion (usure par adhésion, $\mu = 0.6$ à 1.3). Les pics du disque, plus dures que la contre face s'enfoncent dans la surface du métal du pion, labourant cette dernière le long de contact et en arrachant de la matière qui forment des bourrelets au bords de la surface (Fig. 10) [5]. La déformation plastique entraîne une élévation de la température à l'interface [6]. Cette dernière a été relevée, en utilisant un thermocouple placé à 2 mm du contact, entre 45 °C et 85°C. Cette élévation de température affecte les propriétés mécaniques des surfaces telles que la limite élastique et la contrainte de cisaillement du matériau le plus tendre, diminuant alors le frottement et augmentant ainsi l'usure du pion.
❖ Phase tertiaire: elle représente le régime stationnaire, durant cette longue phase (reste de la durée de test) l'état d'équilibre est établi par la stabilité des conditions de fonctionnement à l'interface. Dans cette zone le coefficient de frottement diminue est de l'ordre de 0.3 à 0.6, suivant la piste choisie, alors que la température diminue jusqu'à 37°C.
✓ De plus, on constate la présence des fissures le long de la surface de contact du pion ont été créées (Fig. 10.a) vu les conditions sévères de fonctionnement, et les contraintes cycliques exercées sur la surface. Ces fissures engendrent l'usure par fatigue qui génère des débris actifs de tailles moyennes à l'interface. Ces débris s'accumulent et s'enfoncent dans le pion en arrachant le métal (usure abrasive) (Fig. 10.b, c, d). On constate une action des oxydes dus à l'augmentation de la température pendant la déformation plastique, comme le confirme la figure 11 (b) des spectres du pion testé à sec. Par ailleurs il y a eu un transfert de matière du pion vers les pistes en contact du disque pendant l'essai (Fig. 11.a).
✓ La lubrification des surfaces en contact facilite le glissement entre ces surfaces et diminue les contraintes de cisaillement engendrées lors de l'essai effectuée (disparition de la zone perturbée), par conséquent, les fissures disparaissent et μ diminue (Fig.9.a et Fig.10.c, d).



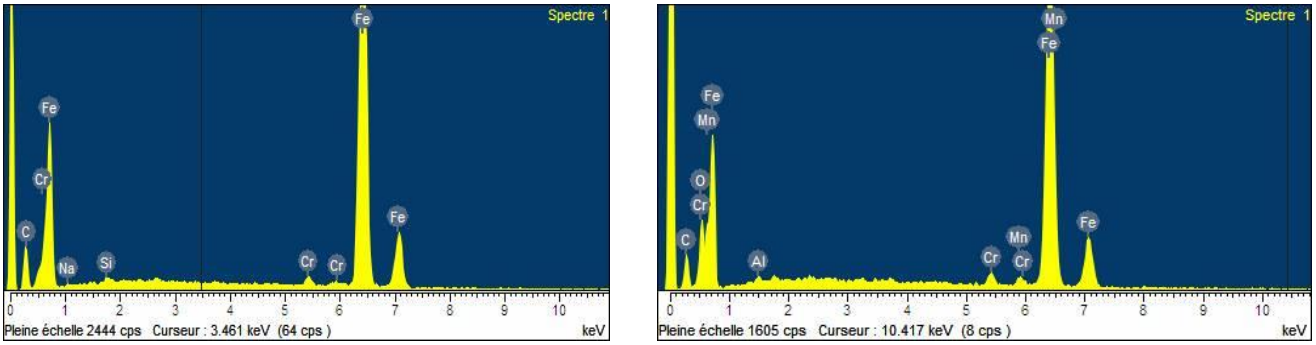
(a) (b)

FIGURE 9. (a, b) Images en EDX des pistes du disque après essai à l'aide d'un (X500, X1000):
(a) contact lubrifié Ra_5 =1.51 μm et (c) contact à sec Ra_4 = 0.98 μm



(a) (b) (c) (d)

FIGURE 10. (a) Images en MEB et (b, c, d) en EDX des pistes des pions après essai à l'aide d'un (X500, X1000)
(a, b) contact à sec et (c, d) contact lubrifié



(a) (b)

FIGURE 11. (a) Image en EDX des spectres des pistes du disque, (b) du pion après essai à 20kv
(a) site 1 du disque (matière blanche) contact lubrifié, (b) site 1 du pion (surface labourée) contact lubrifié

4. CONCLUSIONS

Il ressort de notre étude ce qui suit :
- Une diminution de la valeur maximale de la rugosité Rz, issue de l'usinage après essai tribologique suite à la disparition des pics dues aux fortes contraintes de cisaillement au niveau des aspérités qui se forment et se rompent de façon continue provoquant ainsi une usure complète de la surface en contact du cylindre.
- Une variation du coefficient de frottement et de l'usure qui dépendent de la rugosité de surface de la piste du cylindre.
- Présence des microfissures (le long des surfaces usées) et des débris d'usure sous formes de bourrelets aux bords des surfaces du pion après essai à sec ce qui explique la facilité d'enlèvement de matière par abrasion due à la présence du troisième corps (les grains abrasifs).
- Action des oxydes dus à l'augmentation de la température pendant la déformation plastique. Afin de faciliter le glissement des surfaces en contact, on a utilisé du lubrifiant pour stabiliser la température, d'évacuer les grains abrasif et de diminuer les vibrations dues au bruit mécanique.

REFERENCES

[1] J. Cecha and al, Surface roughness reduction using spray-coated hydro-gen silsesquioxane, *Applied Surface Science*, 280, 424-430, 2013.

[2] A. Boryczko and al, Effect of waviness and roughness components on trans-verse profiles of turned surfaces, *Measurement*, 46, 688-696, 2013.

[3] R. Suresh, Some studies on hard turning of AISI 4340 steel using multilayer coated carbide tool, *Journal of Materials Processing Technology*, 213, 1179-1190, 2013.

[4] M. Sortino, Dry turning of sintered molybdenum, *Measurement*, 45, 1872-1884, 2012.

[5] Y. Mouadji, *Effets du courant électrique sur le mécanisme de croissance de la couche d'oxyde a l'interface des contacts électrodynamiques cuivre-graphite et graphite-graphite*, Thèse de doctorat, Université les Frères Mentouri Constantine, 2013.

[6] T. Leppert, Effect of cooling and lubrication conditions on surface topo-graphy and turning process of C45 stee, *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 51, 120-126, 2011.

SIMULATION NUMÉRIQUE DE LA CONVECTION MIXTE DOUBLE-DIFFUSIVE DANS UNE CAVITÉ RECTANGULAIRE PARTIELLEMENT CHAUFFÉ

Mouna TOUIKER[1], Salah GUERBAAI[1], Abdeslam OMARA[2]

[1]Université 20 août 55, Skikda, touikerm21@yahoo.fr
[1]Université 20 août 55, Skikda, sguerbaai@yahoo.fr
[2]Université des Frères Mentouri, Département de Physique, Constantine, abdeslam_omara@yahoo.fr.

RÉSUMÉ

Dans le cadre de cette étude on a fait une simulation numérique sur la convection mixte double-diffusive dans une cavité rectangulaire partiellement chauffée de rapport d'aspect A=10. Les parties actives des deux parois horizontales de la cavité sont maintenues aux températures et concentrations constantes, tandis que les parties restantes des deux parois horizontales et les deux parois verticales sont adiabatiques et imperméables. La paroi supérieure est animée d'un mouvement uniforme dans son propre plan. Les équations gouvernantes le phénomène physique sont résolues numériquement par la méthode des volumes finis. L'influence du nombre de Lewis ($0.1 \leq Le \leq 10$) et de l'angle d'inclinaison de la cavité ($0^0 \leq \gamma \leq 30^0$) sur le transfert de chaleur et de masse est présentée.

Mots Clés: *Double-diffusive, Mixed Convection, Heat Transfert, Mass Transfer, Finite Volume.*

NOMENCLATURE

Symboles :

C concentration adimentionnelle, $C=(c-c_c)/(c_h-c_c)$

Gr nombre de Grashof, $Gr = g\beta_T(T_h - T_c)H^3/\nu^2$

Le nombre de Lewis, $Le = \alpha / D$

N rapport de flottabilité, $N = \beta_S \Delta c / \beta_T \Delta T$

U_{lid} vitesse d'entrainement de la paroi.

U,V composantes des vitesses adimensionnelles suivant X et Y.

X, Y coordonnées adimensionnelles.

Lettres grecques :

β_T coefficient de dilatation thermique,K^{-1}

β_S coefficient de dilatation solutal, m^3/kg.

θ température adimensionnelle, $(T-T_c)/(T_h-T_c)$

γ angle d'inclinaison de la cavité.

1. INTRODUCTION

La combinaison des gradients de température et de concentration au sein d'un fluide est connue sous l'appelation double diffusion. Ce phénomène influ considérablement le processus de solidification dans un système binaire et en océanographie. A cause de son importance de nombreuses études ont été menées sue les écoulements et le transfert de chaleur à l'intérieure des cavités à parois entrînées en considérant différentes combinaisons de gradients de température et de concentrations imposés. Al-Amiri et al. [1] ont étudié la convection mixte à

l'intérieur d'une cavité sous l'effet combiné des gradients de température et de masse. Leurs résultats montrent la gamme de paramètre de contrôle où les taux de transfert de chaleur et de masse atteignent des valeurs élevées pour un nombre de Richardson donné. Saha et al. [2] ont étudié le problème de la convection mixte double-diffusive à l'intérieur d'une cavité ventillée avec des sources de chaleur et contaminant discrets appliqués sur la paroi horizontale inférieure. Les équations de conservations régissants le système physique ont été résolues numériquement en utlisant la méthode des éléments finis. Les résultats obtenus montrent que le nombre de Nusselt et de Sherwood moyen dépendent fortement de la position des sources de chaleur et de contaminant. Le transfert de chaleur et de masse par convection mixte dans une enceinte rectangulaire inclinée a été étudié par Teamah et al. [3]. L'influence de l'inclinaison de la cavité sur l'écoulement, le champ thermique et massique est présentée pour une gamme de l'angle d'inclinaison variant en 0^0 et 30^0, du nombre de Lewis ($0.1 \leq Le \leq 10$) et du rapport de flotabilité ($-10 \leq N \leq 10$). Ce travail constitue une extension du travail de la référence [3] en imposant partiellement un gradient de température et de concentration sur les deux parois horizontales.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Le système physique considéré dans cette étude est présenté dans la Figure 1. Il s'agit d'une cavité rectangulaire bidimensionnelle de hauteur H et longueur L, de rapport d'aspect A = 10. La paroi supérieure est partiellement chauffée à T_h, C_h et la paroi inférieure à T_c, C_c où $T_h > T_c$ et $C_h > C_c$. Le reste des deux parois horizontales et les parois verticales sont considérés adiabatiques et imperméables au transfert de masse. La longueur de la partie active est (l = L/2). Le fluide est de l'eau supposé incompressible et Newtonien. La dissipation visqueuse est négligée. L'approximation de Boussinesq est valide $\rho = \rho_0\left[1-\beta_T\left(T-T_c\right)-\beta_S\left(C-C_c\right)\right]$.

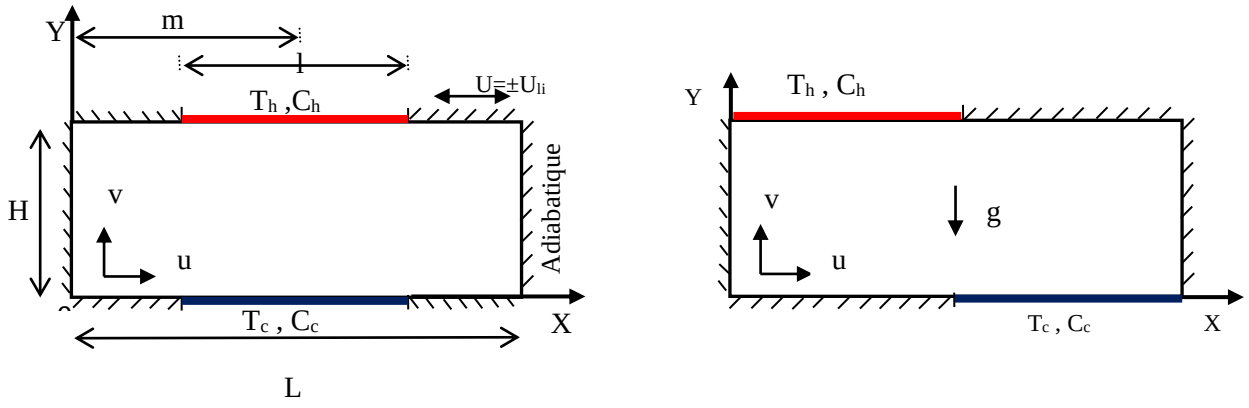


FIGURE 1. Diagramme schématique du système physique étudié et emplacements des zones actives

Les équations gouvernant le problème sont :

$$\frac{\partial U}{\partial X}+\frac{\partial V}{\partial Y}=0 \tag{1}$$

$$U\frac{\partial U}{\partial X}+V\frac{\partial U}{\partial Y}=-\frac{\partial P}{\partial X}+\frac{1}{\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2 U}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 U}{\partial Y^2}\right)+\frac{Gr}{\mathrm{Re}}\left(\theta+NC\right)\sin\gamma \tag{2}$$

$$U\frac{\partial V}{\partial X}+V\frac{\partial V}{\partial Y}=-\frac{\partial P}{\partial Y}+\frac{1}{\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2 V}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 V}{\partial Y^2}\right)+\frac{Gr}{\mathrm{Re}}\left(\theta+NC\right)\cos\gamma \tag{3}$$

$$U\frac{\partial \theta}{\partial X}+V\frac{\partial \theta}{\partial Y}=\frac{1}{\mathrm{Re}.\mathrm{Pr}}\left(\frac{\partial^2 \theta}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 \theta}{\partial Y^2}\right) \tag{4}$$

$$U\frac{\partial C}{\partial X}+V\frac{\partial C}{\partial Y}=\frac{1}{Sc.\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2 C}{\partial X^2}+\frac{\partial^2 C}{\partial Y^2}\right) \quad (5)$$

Conditions aux limites :

U=±1, V=0, $\theta=1$, $C=1$, M-$\frac{1}{2}\le$ X $\le$M+$\frac{1}{2}$, Y=1, U=V=0, $\theta=0$, $C=0$, M-$\frac{1}{2}\le$ X $\le$M+$\frac{1}{2}$, Y=0 (6)

U=±1, V=0, $\frac{\partial\theta}{\partial Y}=\frac{\partial C}{\partial Y}=0$, $0\le X\le$ M-$\frac{1}{2}$, M+$\frac{1}{2}\le$ X$\le$ A, Y=1 (7)

U=V=0, $\frac{\partial\theta}{\partial Y}=\frac{\partial C}{\partial Y}=0$, $0\le X\le$ M-$\frac{1}{2}$, M+$\frac{1}{2}\le$ X$\le$ A, Y=0 ,U=V=0, $\frac{\partial\theta}{\partial X}=\frac{\partial C}{\partial X}=0$, X = 0, A, $0\le Y\le 1$ (8)

3. VALIDATION DU CODE DE CALCUL

La validation du code de calcul élaboré est obtenue en comparant nos résultats avec ceux de Teamah et al. [3] pour le cas où les deux zones actives sont étallées sur toute la paroi. Sur la figure 2 nous présentons l'influence du rapport des deux forces de flotabilité sur les nombres de Nusselt et de Sherwood moyens pour un angle d'inclinaison égale à zéro, tandis que l'évolution des ces deux nombres en fonction de l'angle d'inclinaison pour les deux directions de mouvement de la paroi mobile est présentée sur la figure 3. En se basant sur ces deux figures, nous constatons que notre code de calcul reproduit les résultats de la référence [3].

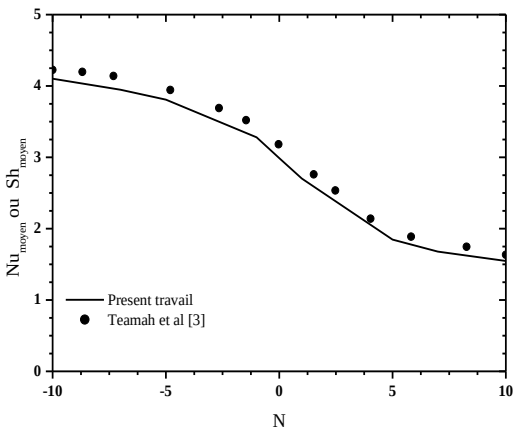


FIGURE 2. Nusselt et Sherwood moyens en fonction de N. *Pr* = 6, *Le* =1, *Ra* = 6×10^4, *Re* = 100.

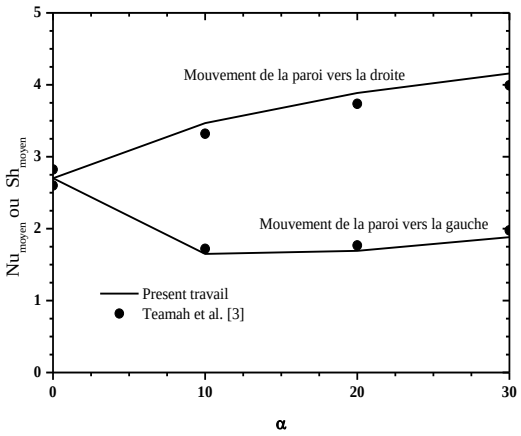


FIGURE 3. Nusselt et Sherwood moyens en fonction de α. *N* = 1, *Pr* = 6, *Le* =1, *Ra* = 6×10^4, *Re* = 100.

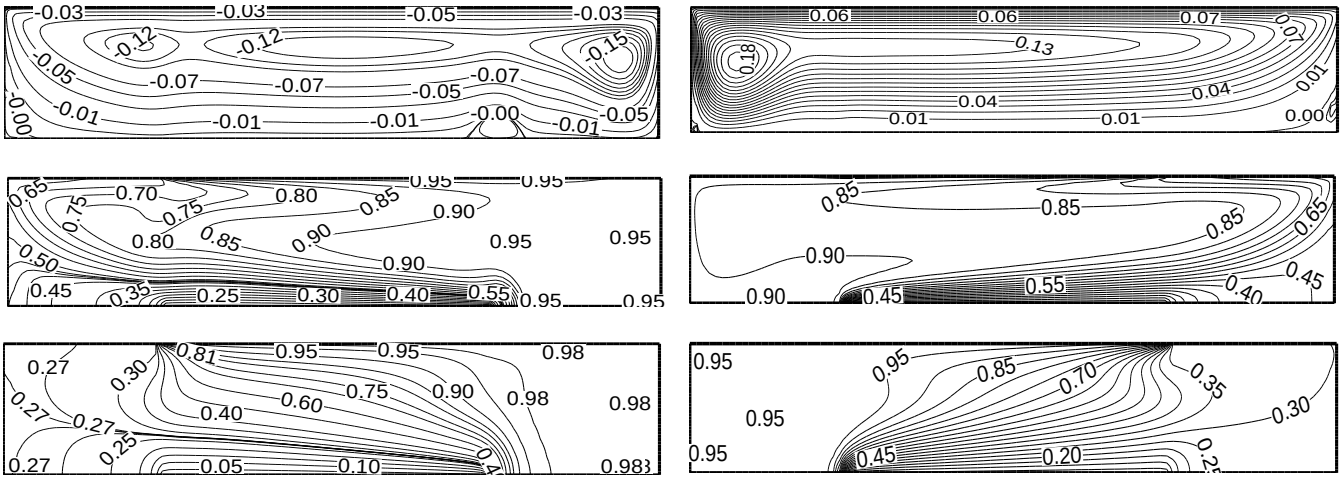
4. RESULTATS

4.1. Chauffage centré

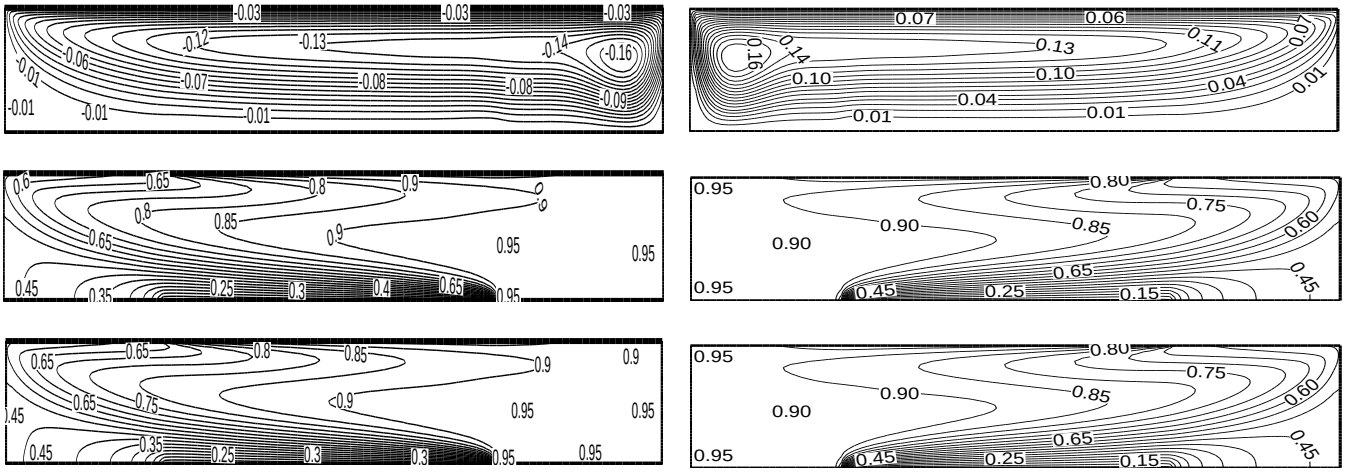
L'influence du nombre de Lewis sur les contours de la fonction de courant, les isothermes et les iso-concentrations pour les deux sens de déplacement de la paroi supérieure est présentée sur la figure 4. D'une manière globale, le champ d'écoulement est caractérisé par une cellule principale due à l'entrainement de la paroi mobile circulant dans le sens horaire pour (U =+1) et dans le sens antihoraire pour (U = -1).

Par ailleurs, à faible nombre de Lewis (Le =0.1) on s'appercoit que l'écoulement relatif au cas où U =+1 est multicellulaire, alors que les lignes de concentration montrent une stratification verticale beaucoup plus prononcée pour le cas où la paroi mobile se déplace vers la droite (U =+1). Au fur et à mesure que le nombre de

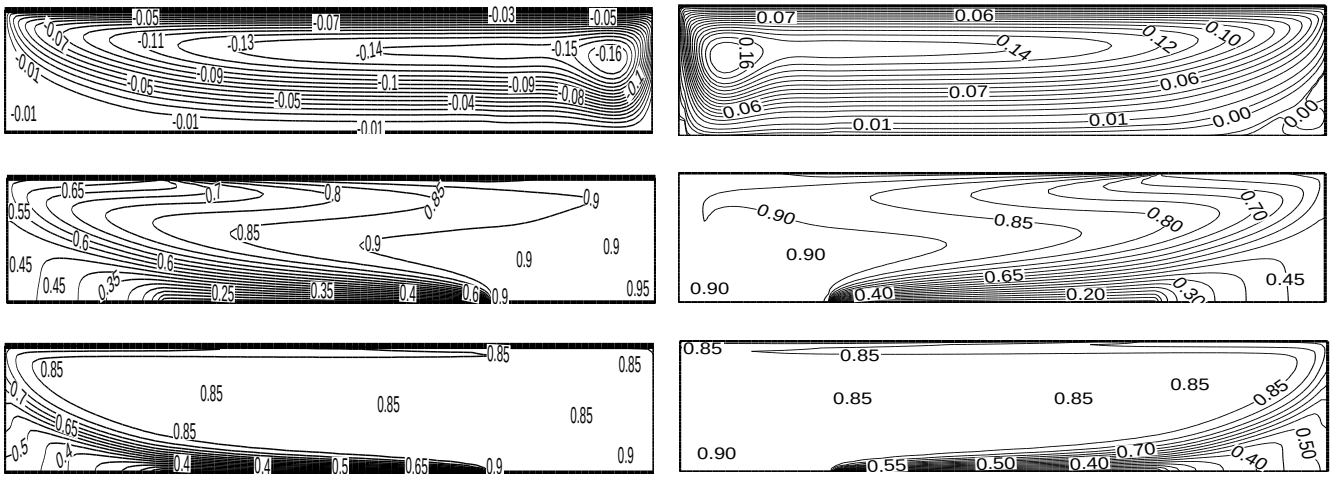
Lewis augmente, la concentration devient de plus en plus homogène sur une large partie de la cavité et une couche limite solutale de plus en plus mince est observée au-dessous de la paroi active inférieure.



Le =0.1



Le =1



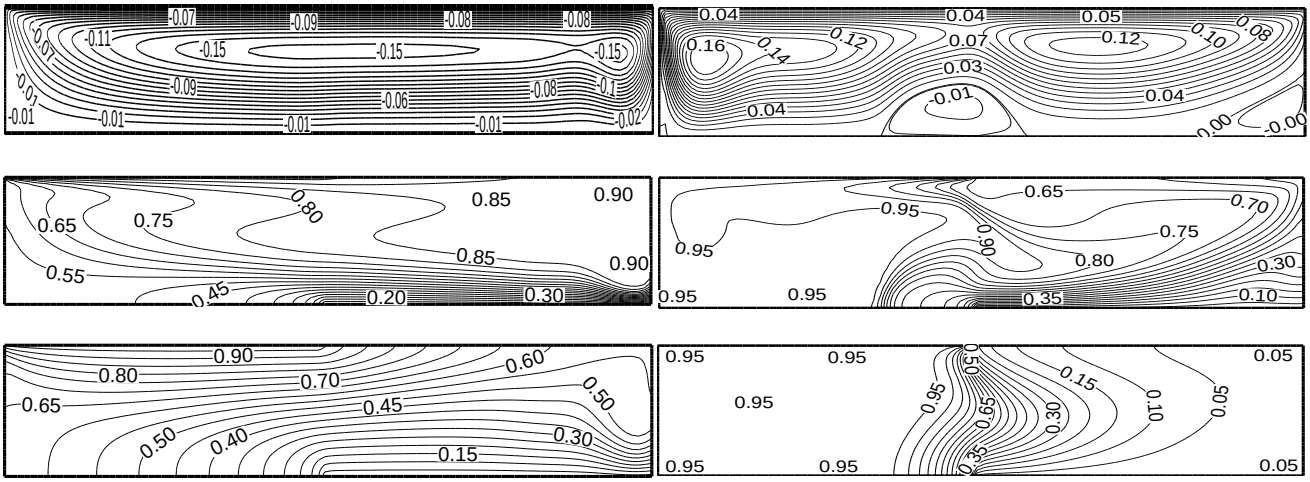
Le =10

(a) (b)

FIGURE 4. Fonction de courant, des isothermes et des iso-concentrations. $Gr = 10^4$, $Re = 10^2$, $Pr = 6$, $N = 1$, (a) $U = +1$; (b) $U = -1$.

4. 2. Chauffage en amont

Dans ce cas, nous nous sommes limité à la présentaion des champs dynamique, thermique et de concentration pour $Le = 0.1$. Dans ce cas, le caractère multicellulaire est obtenu lorsque le mouvement de la paroi mobile est dirigé vers la gauche ($U = -1$) où nous constatons deux cellules dans le sens horaires dues à l'entrainement de la paroi mobile et deux autres cellules secondaires de faible intensité attachées à la paroi inférieure immobile. Pour les autres valeurs de Lewis le régime monocellulaire domine de nouveau comme pour le cas où les zones actives sont localisées au milieu des deux plaques horizontales. La distribution des lignes de concentration montre que contrairement au cas précédent, seul le cas relatif à $U = +1$ montre une stratification verticale. Le cas relatif à U = -1 montre une distorsion importante des lignes d'isoconcentration.



Le =0.1

(a) (b)

FIGURE 5. Fonction de courant, isotherme et iso-concentration pour $Gr = 10^4$, $Re = 10^2$, $Pr = 6$, $N = 1$. (a) $U = +1$; (b) $U = -1$.

4. 2. Influence du nombre de Lewis et de l'angle d'inclinaison sur Sh_{moy} et Nu_{moy}

Afin de montrer l'influence des deux positions des deux zones actives et de la direction du mouvement de la paroi mobile, nous présentons sur la figure 6 les nombres de Nusselt et de Sherwood moyens en fonction du nombre de Lewis. On constate que la position des zones actives et la direction du mouvement de la paroi mobile affecte considérablement les taux de transfert de chaleur et de masse, en particulier pour le cas d'un chauffage en amont. Cependant, le cas d'un chauffage centré présente les mêmes taux de transfert pour les deux directions de mouvement de la paroi mobile. On constate aussi que le nombre de Nusselt moyen présente des valeurs quasi-uniformes pour des valeurs de Lewis, $Le \geq 2$.

L'influence de l'angle d'inclinaison sur Sh_{moy} ou Nu_{moy} pour Le = 1, N = 1 est présentée sur la figure 7. On s'apperçoit que le taux de transfert de chaleur ou de masse est plus important dans le cas où la directions du mouvement de la paroi mobile est dirigée vers la droite. Néanmoins, au delà de $\gamma \geq 10^{\circ}$, le taux de transfert présente une faible dépendance à l'angle d'inclinaison indépendamment de la position de la zone active et de la direction du mouvement de la paroi mobile.

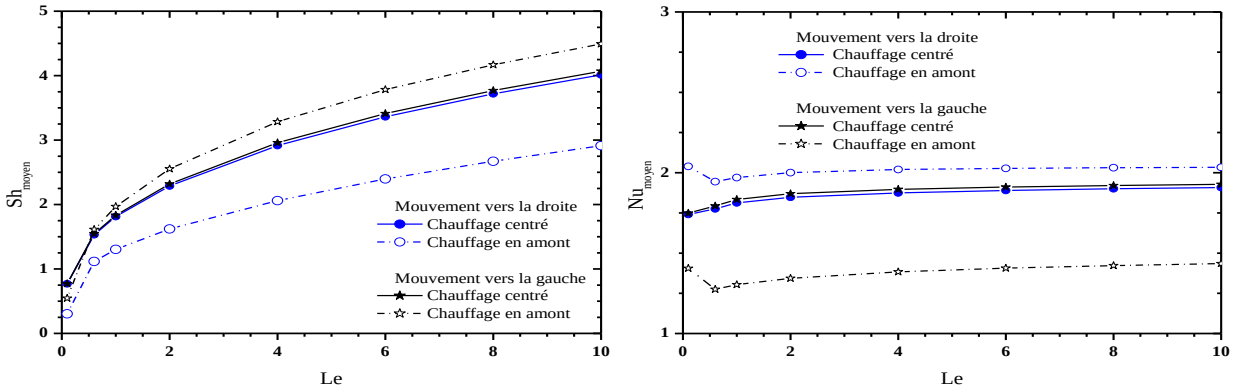


FIGURE 6. Influence du nombre de Lewis sur Nusselt et Sherwood moyens. Gr =10^4, Re =100, Pr = 6,N = 1, $\gamma = 0^0$.

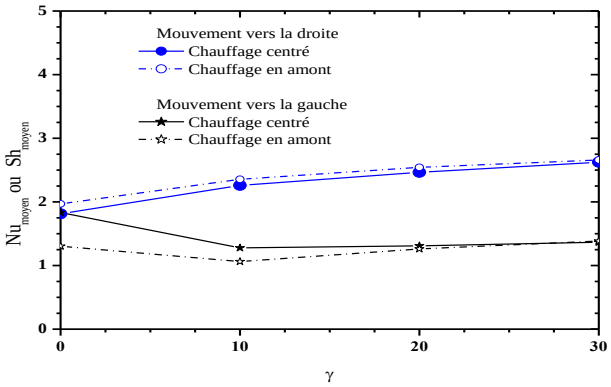


FIGURE 7. Influence de l'inclinaison sur Nusselt et Sherwood moyens. Gr = 10^4, Re = 100, Pr = 6, N = 1, Le = 1.

5. CONCLUSIONS

Dans ce travail, la convection mixte thermosolutale dans une cavité rectangulaire remplie d'un mélange binaire est soumise à un chauffage local est éxaminée par voie numérique en utilisant la méthode des volumes finis. Lorsque le nombre de Lewis est inférieur à 1, le régime d'écoulement est multicellulaire pour le cas d'un chauffage centré lorsque la direction du mouvement de la paroi mobile est dirigée vers la droite et pour le cas d'un chauffage en amont lorsque la direction du mouvement de la paroi mobile est dirigée vers la gauche. La direction du mouvement de la paroi mobile affecte considérablement les taux de transfert de chaleur et de masse, en particulier pour le cas d'un chauffage en amont.

REFERENCES

[1] A.M. Al-Amiri, K.M. Khanfar, and I. Pop, Numerical simulation of combined thermal and mass transport in a square lid-driven cavity, *International Journal of Thermal Sciences*, 46, 662-671, 2007.

[2] S. Saha, M.N. Hassan, and I.A. Khan, Double Diffusive Mixed Convection Heat Transfer Inside a Vented Square Cavity, *Chemical Engineering Research Bulletin*, 13, 17-24, 2009.

[3] M.A. Teamah, M.M. Sorour, W.M, El-Maghlany, and A. Afifi, Numerical Simulation of Double Diffusive Laminar Mixed Convection in Shallow Inclined Cavities with Moving Lid, *Alexandria Engineering Journal*, 52, 227-239, 2013.

ÉVALUATION DE L'ENDOMMAGEMENT DES TUBES CORRODÉS

Zohra LABED[1], Fateh AGGOUNE[2]

[1,2] Laboratoire de Mécanique, Département Génie Mécanique, Faculté Des Sciences De La Technologie, Université Des Frères Mentouri, Constantine, Campus Chaab Erssas, 25000 Constantine, Algérie,
[1]zohra_labed @yahoo.fr, [2] fatehagg@gmail.com

RÉSUMÉ

La demande internationale de gaz augmente jour après jour. Alors, il est nécessaire d'augmenter le débit de ses approvisionnements tout en augmentant la pression de fonctionnement ou l'augmentation du réseau de pipelines. Ainsi, l'augmentation de la résistance de la conduite devient une nécessité. Par conséquent, l'épaisseur du tube doit être augmentée et ses caractéristiques mécaniques et chimiques doivent être améliorées, en prenant en considération les différents problèmes auxquels font face ces tubes tels que la corrosion qui participe en grande partie à la diminution de la pression maximale, à laquelle peut résister le tuyau. L'évaluation du tube corrodé a été réalisée en utilisant les méthodes semi empirique et qui a été validé par le code de calcul ANSYS.

Mots Clés: *Acier, Tube Corrodé, Corrosion, Pression Interne, Eléments Finis, Simulation Numérique.*

NOMENCLATURE

Symboles :

$\mathbf{R_{int}}$ rayon interne de cylindre, mm	$\boldsymbol{\sigma_e}$ contrainte équivalente Von Mises
$\mathbf{R_{ext}}$ rayon externe de cylindre, mm	$\boldsymbol{\sigma_{\theta\theta}}$ la contrainte circonférentielle, MPa
D_{ext} Diamètre extérieur du tuyau, mm	$\boldsymbol{\sigma_{zz}}$ la contrainte de traction, MPa
D_i Diamètre interne du tuyau, mm	**L** la longeur de défaut
D_{moy} Diamètre moyene, mm	T L'épaisseur de tube, mm
$\mathbf{R_m}$ Limite d'élasticité, MPa	2C L'extension longitudinale de la la corrosion, mm
P_i Pression interne du tuyau, MPa	a Profondeur du défaut, mm
$\boldsymbol{\sigma_{rr}}$ la contrainte radiale, MPa	P_{ult} Pression ultime du tuyau, MPa

1. INTRODUCTION

Les canalisations sont des éléments de structures dont les avaries entraînent des risques pour les vies humaines et l'environnement écologiques, associés à des pertes d'exploitations avec souvent un préjudice qui peut être considérables.

Les causes des défaillances des gazoducs sont de diverses natures. Elles peuvent se manifester soit par une rupture, soit par une fuite. La plupart de ces défaillances sont causées par des piqures de corrosion ou par des fissurations de corrosion sous contrainte, mais il existe également des problèmes liés aux défauts de soudage. L'objectif de ce travail est d'évaluer l'endommagement de tube corrodé en utilisant les méthodes semi empiriques. Nous avons considéré le cas d'un tube idéal et d'un tube corrodé. Une comparaison des résultats a été réalisée par le code de calcul ANSYS.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Etude analytique de la variation des rapports contrainte, pression interne et celle des diamètres moyens et épaisseur pour les tubes spéciaux mince à l'état idéal et à l'état corrodé.

a) Etat idéal

Les tubes de Pipeline sont des tubes minces, cela est dû au fait que l'épaisseur de la conduite est inférieure au diamètre extérieur $\frac{t}{D_{ext}} < 10\%$. Les données géométriques du tubes sont le diamètre extérieur et son épaisseur.

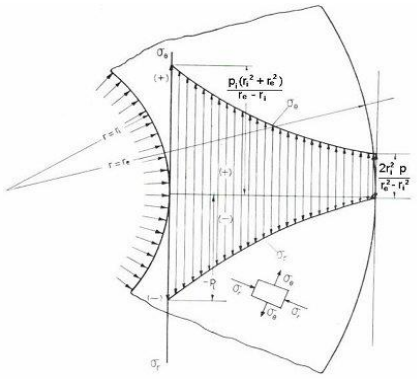


Figure 1. Variation des contraintes circonférentielle et axiales en fonction de l'épaisseur

Exemples;$(D_{ext} = 219mm\,, t = 6mm), (D_{ext} = 762mm\,, t = 17.5mm), (D_{ext} = 459.4mm\,, t = 8mm)$. Les contraintes dans le tube sont : La contrainte radiale$\boldsymbol{\sigma_{rr}}$, la contrainte circonférentielle$\boldsymbol{\sigma_{\theta\theta}}$ et la contrainte de traction$\boldsymbol{\sigma_{zz}}$. Celles-ci s'expriment par les relations suivantes en fonction de la variable r voir la figure suivante.

$$(\boldsymbol{\sigma_{rr}}) = \frac{\boldsymbol{P_i} \times \left(\boldsymbol{R_{int}^2}\right)}{\left(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_{int}^2}\right)} \times \left(\mathbf{1} - \frac{\boldsymbol{R_{ext}^2}}{\boldsymbol{R}}\right), (\boldsymbol{\sigma_{\theta\theta}}) = \frac{\boldsymbol{P_i} \times \left(\boldsymbol{R_{int}^2}\right)}{\left(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_{int}^2}\right)} \times \left(\mathbf{1} + \frac{\boldsymbol{R_{ext}^2}}{\boldsymbol{R}}\right), (\boldsymbol{\sigma_{ZZ}}) = \frac{\mathbf{2} \times \boldsymbol{P_i} \times \left(\boldsymbol{R_{int}^2}\right)}{\left(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_{int}^2}\right)}$$

Le critère de Von-mises en cordonnées cylindriques peut être exprimé de la manière suivante :

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \times \sqrt{(\sigma_{\theta\theta} - \sigma_{ZZ}) + (\sigma_{ZZ} - \sigma_{rr}) + (\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})}$$

Nous avons pris, pour compenser les équations précédentes l'équation de Von Mises, on peut trouver analytiquemen:

$$\sigma_e = \frac{1}{\sqrt{2}} \times \sqrt{\left(\frac{\boldsymbol{P_i} \times (\boldsymbol{R_{ext}^2} + \boldsymbol{R_{int}^2})}{(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_{int}^2})} - \frac{\boldsymbol{P_i}}{\left(\frac{\boldsymbol{R_{ext}}}{\boldsymbol{R_{int}}}\right)^2 - \mathbf{1}}\right)^2 + \left(\frac{\boldsymbol{P_i}}{\left(\frac{\boldsymbol{R_{ext}}}{\boldsymbol{R_{int}}}\right)^2 - \mathbf{1}} - -\boldsymbol{Pi}\right)^2 + \left(-\boldsymbol{Pi} - \frac{\boldsymbol{P_i} \times (\boldsymbol{R_{ext}^2} + \boldsymbol{R_{int}^2})}{(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_{int}^2})}\right)^2}$$

$$\sigma_e = \frac{\boldsymbol{P_i}}{\sqrt{2}} \times \sqrt{\left(\frac{(\boldsymbol{R_{ext}^2} + \boldsymbol{R_{int}^2})}{(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_{int}^2})} - \frac{\boldsymbol{R_{int}^2}}{(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_i^2})}\right)^2 + \left(\frac{\boldsymbol{R_{int}^2}}{(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_i^2})} + \frac{(\boldsymbol{R_{int}^2} - \boldsymbol{R_{ext}^2})}{(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_i^2})}\right)^2 + \left(\frac{(\boldsymbol{R_{int}^2} - \boldsymbol{R_{ext}^2})}{(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_i^2})} - \frac{(\boldsymbol{R_{ext}^2} + \boldsymbol{R_{int}^2})}{(\boldsymbol{R_{ext}^2} - \boldsymbol{R_i^2})}\right)^2}$$

Pour les tubes à faible épaisseur on a:

$$\boldsymbol{R} \approx \boldsymbol{R_{ext}} \approx \boldsymbol{R_{int}} \approx \frac{\boldsymbol{D_{Moyen}}}{\mathbf{2}}$$

$$\sigma_e = \frac{\sqrt{6}\boldsymbol{P_i}}{\sqrt{2}\,(\boldsymbol{R_e^2} + \boldsymbol{R_i^2})} \sqrt{(\boldsymbol{R_e^2})^2}$$

Le critère de Von Mises en cordonnée cylindrique peut être exprimé de la manière Suivante :

$$\frac{(\sigma_e)_{max}}{\boldsymbol{P_i}} = \frac{\sqrt{3}}{4\left(\frac{t}{\boldsymbol{D_{Moyen}}}\right)} \qquad \frac{(\sigma_{\theta\theta})_{max}}{\boldsymbol{P_i}} = \frac{1}{2\left(\frac{t}{\boldsymbol{D_{Moyen}}}\right)} \qquad \frac{(\sigma_{ZZ})_{max}}{\boldsymbol{P_i}} = \frac{1}{4\left(\frac{t}{\boldsymbol{D_{Moyen}}}\right)} \qquad \frac{(\sigma_{rr})_{max}}{\boldsymbol{P_i}} = -1$$

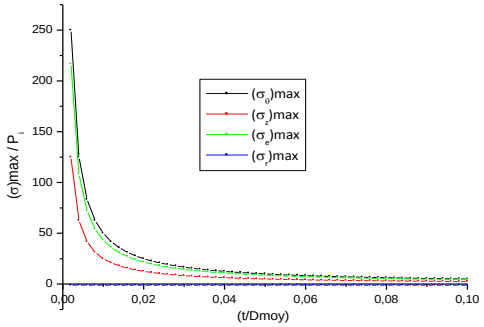


Figure 2. Distribution des contraintes radiale, circonférentielle et axiale en fonction de l'épaisseur

b) Etat corrodé

Selon les codes d'évaluation**,** l'équation de la rupture de tubes corrodés est établie à partir des données expérimentales et exprimée à partir des deux conditions suivantes :

- Premièrement, la contrainte circonférentielle globale maximale ne peut pas excéder la limite d'élasticité du matériau.
- Deuxièmement, un défaut de corrosion court est assimilé à sa projection selon une forme parabolique et un défaut de corrosion long est projeté selon une forme rectangulaire

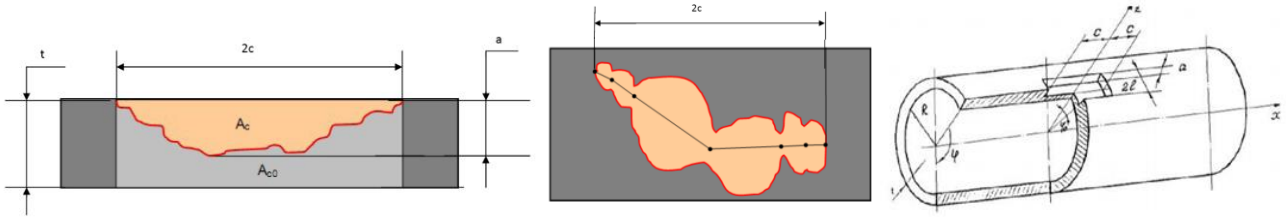


Figure 3. Face imaginaire d'un défaut de corrosion

On va évaluer le défaut extérieur de corrosion par plusieurs codes. ASME B31G, ASME B31G modifié ou 085DL, DNV RP-F101, Méthode RPA au 085dl modifié, Méthode PCORRC, Choi, Cas du code Choi :
En se basant sur l'hypothèse d'analyse limite, les essais d'éclatement et l'analyse par élément finis Choi et al ont proposé des solutions pour obtenir la pression ultime dans les tuyaux corrodés en fonction de ses facteurs $\{D_{ext}, t, a; 2C, R_{int}\}$:

- Cas1

$$\left(\frac{2C}{\sqrt{R_{int}\times t}}\right) < 6$$

$$P_{ult} = 0.9\frac{2\times t\times R_m}{D_{int}}\left[C_0 + C_1\left(\frac{2C}{\sqrt{R_{int}\times t}}\right) + C_2\left(\frac{2C}{\sqrt{R_{int}\times t}}\right)^2\right]$$

- Cas2

$$\left(\frac{2C}{\sqrt{R_{int}\times t}}\right) \geq 6$$

$$P_{ult} = 0.9\frac{2\times t\times R_m}{D_{int}}\left[C_3 + C_4\left(\frac{2C}{\sqrt{R_{int}\times t}}\right)\right]$$

$$C_0 = 0.06\left(\frac{a}{t}\right)^2 - 0.1035\left(\frac{a}{t}\right) + 1 \qquad C_1 = -0.-0.69136\left(\frac{a}{t}\right)^2 + 0.14548\left(\frac{a}{t}\right) - 1.1447$$

$$C_2 = 0.1163\left(\frac{a}{t}\right)^2 - 0.1035\left(\frac{a}{t}\right) + 0.0292 \qquad C_3 = -0.0071\left(\frac{a}{t}\right) + 0.0126$$

$$C_4 = -0.9847\left(\frac{a}{t}\right) + 1.1101$$

3. SIMULATION NUMERIQUE

Nous avons considérés trois types de matériaux de types API XL X52, X65 et X80 en utilisant quatre codes d'évaluation Tableau 2.

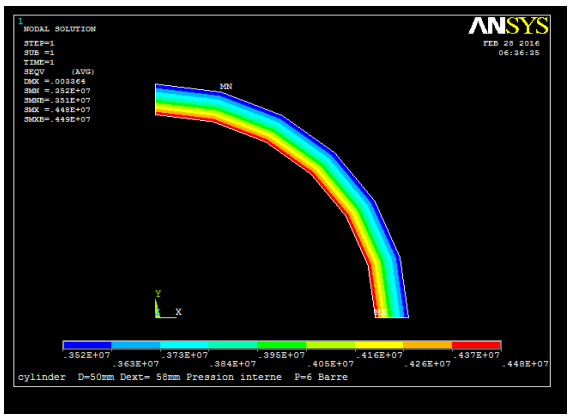


Figure 4.. Distribution des contraintes dans le tube sous pression interne

4. RESULTATS

Validation de l'analyse mathématique par la méthode d'éléments finis. Nous comparons ensuite les résultats numériques basés sur le logiciel ANSYS et les résultats d'analyses pour la contrainte équivalente de Von Mises.

t [mm]	D_{ext} [mm]	D_{int} [mm]	D_{moy} [mm]	$\frac{t}{D_{moy}}$	P_i [MPa]	σ_θ [MPa]	σ_r [MPa]	σ_z [MPa]	σ_e [MPa]	σ_e [MPa] MEF	erreur %
17.5	762	727	744.5	0.0235	1	21.27	-1	10.63	18.42	19.758	+6.77
17.5	762	727	744.5	0.0235	5	106.63	-5	53.18	92.11	98.59	+6.60
17.5	762	727	744.5	0.0235	10	212.71	-10	106.36	184.22	197.583	+6.77
8	459.4	443.4	451.4	0.0177	1	28.21	-1	14.11	24.43	25.936	+5.8
8	459.4	443.4	451.4	0.0177	5	141.10	-5	70.53	122.16	130.115	+6.1
8	459.4	443.4	451.4	0.0177	10	228.12	-10	141.10	244.33	260.231	+6.1
6	219	207	213	0.0282	1	17.75	-1	8.875	15.372	16.625	+7.5
6	219	207	213	0.0282	5	88.75	-5	44.375	76.86	83.125	+7.5
6	219	207	213	0.0282	10	177.5	-10	88.75	153.72	166.25	+7.5

Tableau 1. Variation des dimensions et de la pression

Les applications des codes d'évaluation nous permettent de calculer les pressions ultimes.

Dimension de tube D_{ext}=762mm t=17.5 mm L=2.3m						**Pression ultime**		
Éprouvette	a [mm]	2c [mm]	2l [mm]	Taux d'endommagement[%]	Codes D'évaluation	API 5L X52	API 5L X65	API 5L X80
	4.375	200	50	25%	ASME B31G	18.977	21.662	27.540
					RSTRENG 0.85dl	19.820	22.220	27.475
					DNV RP-F01	22.702	28.936	31.731
					Choi(2003)	19.573	24.490	27.358

Tableau 2. Pression ultime pour différents codes d'évaluation

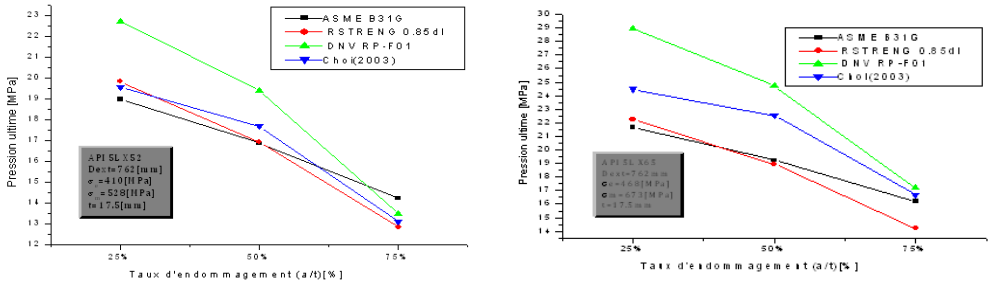


Figure 5. Influence de la profondeur du défaut sur la pression ultime d'un tuyau en acier grade X

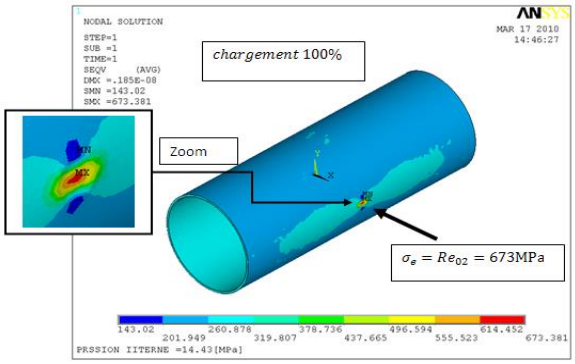


Figure 6. Tube sous pression interne défaut parabolique Pi= 14.43MPa

4. CONCLUSIONS

La multiplication des accidents plus ou moins graves, notamment dus à la corrosion, ainsi que leur incidence sur l'économie mondiale et leur impact sur l'environnement rendent le transport des hydrocarbures de plus en plus préoccupant.
Dans le premier volet, nous avons étudié le comportement du tube sous l'effet de la pression interne, et qui nous a permis de constater que le tube fonctionne dans le domaine élastique. On a même considéré l'effet des conditions aux limites, et qui est négligeable.
Dans le deuxième volet, on a considéré le tube corrodé sous l'effet de deux paramètres différents, le dimensionnement et la pression interne comparée à la contrainte de Von Mises.
Se basant pour le calcul, sur la contrainte ultime, utilisant quatre codes différents, pour chaque défaut séparément. On a pu constater que les résultats obtenus utilisant le code Choi étaient non constructif. La répartition des contraintes est uniforme.
En premier, on a examiné alors, dans le contexte de l'analyse générale quelques aspects du comportement d'un tube sous chargement de pression intérieure. Les résultats obtenus montrent une bonne concordance entre les résultats des analyses mathématiques et ceux obtenus par simulation numérique en ce qui concerne les contraintes dans le domaine élastique.
D'autre part, le modèle de matériau de type bilinéaire à écrouissage cinématique utilisé avec des éléments coque volumique à quatre nœuds permet de suivre l'évolution des contraintes dans la mi- épaisseur où le défaut de corrosion jusqu'à l'apparition de la zone plastifiée.
Ces résultats promettent des perspectives d'exploitation des possibilités de la simulation numérique dans l'évaluation des charges ultimes sous des chargements combinés d'effort axial et de pression intérieure dans les pipelines. Donc les aciers pour tuyaux présentant une grande ductilité d'où l'effet de confinement de la plasticité comme celui de l'écrouissage sont plus au moins pris en compte et contribue a une grande divergence des résultats obtenus entre eux et ceux considérés par rapport à la pression ultime réelle. Cette analyse est acceptable jusqu'à un maximum autorisé.

REFERENCES

[1] C. C. Rita. Silva, João N. C. Guerreiro and R. Patricia C. Drach Automatic finite element solid modeling, burst and error analyses of corroded pipelines, International of mechanics, Volume 2, P82, 2008.

[2] A.JENKINS. ''Introduction to corrosion in oil and gas production », MI production Chemicals, Algiers, 2006.
.
[3] FEDERAL DO PARANA, thèse de magistère. AVALIAÇÃO SIMPLIFICADA DA CAPACIDADE DE CARGA DE DUTOS CORROÍDOS.CURITIBA, 2005.

[4] G.PLUVINAGE et J.CAPELLE. 'Etude d'un dimensionnement de conduite de gaz basée sure la mécanique de la rupture'' se l'analyse limite.5èmesjournées de mécanique de l'EMP Bordj El BAHRI, 28-29 MARS 2006.

[5] TOMASZ.SZARY, thèse de doctorat, the Finite Element Method Analysis for Assessing the Remaining Strength of Corroded Oil Field Casing and Tubing, University Freiberg, 2006.

[6] RECOMMENDED PRACTICE DNV-RP-F101 CORRODED PIPELINES, OCTOBER 2004.

[7] T.A.BUBENIC, B.N. LEIS, Primer on design to avoid failure in steel transmission pipelines, Gas Research Institute, GRI-00/0229, January, 2001.

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.).

EXPERIMENTAL STUDY OF DRYING CONDITIONS EFFECT ON STARCH SINGLE DROPLET SHRINKAGE AND MORPHOLOGY DURING DRYING

I. GOUAOU[1], M. S. KOUTCHOUKALI[1], A. KHARAGHANI[2]

[1]University Constantine3, Engineering Faculty of proceeding.
[2]Otto Von Guerick University, Magdeburg, Faculty of Process and Systems Engineering**.**

ABSTRACT

The product quality is an important issue in pharmaceutical industry. Spray drying process is an appropriate method to obtain dry powders with a controlled quality (size and morphology). In this paper, a single droplet drying suspension device is used for continuous monitoring of the drying process to investigate the shrinkage behavior of hydroxypropyl pea starch (HPS) solution droplet during drying. The understanding of shrinkage behavior of droplets, particle formation and knowledge of the drying conditions effect during drying is of great importance for quality control. HPS powder production by spray drying is widely used as pharmaceutical ingredient; however there are only a few fundamental studies investigating the droplet drying behavior including the shrinkage behavior and morphology. The objective of this study was to establish the prospects to determine the effect of operational conditions on droplet/particle morphology.

Key words: *Hydroxypropylated pea starch, Single droplet drying, shrinkage, morphology,*

NOMENCLATURE

Symboles :
T temperature, °C
U air velocity, m/s
Y air humidity, kg H_2O/kg dry air

Subscript:
g gas

1. INTROUCTION

Better control of product quality and Better understanding of products, ingredients and processes are the two main reasons allowing to improve product performance, optimize the efficiency of manufacturing processes and increase output or improve yield [1]. Dry powders are one of the most common forms of product in food and pharmaceutical industries, they are preferable than liquids form due to its easier transportation and manipulation and less susceptible to microbial deterioration [2]. Many solid dosage forms in the pharmaceutical and biotech industries are based on micro-particles. Dry powders are inhaled as aerosols into the lung, delivered to the nose, filled into capsules, or pressed into tablets for oral applications, or even delivered transdermally [3].

The primary functions of the micronization and drying processes were to achieve a suitable particle size and remove most of the solvent; this perspective has changed as novel drug delivery strategies. More advanced therapeutic approaches have created complex requirements for dosage forms that can only be met by particles that are designed for

a range of functions such as stabilization of the active, transport and targeting of the dose, or release modulation. The particle is no longer seen as a passive carrier, but rather as an essential part of the drug delivery system. [3] Hollow, low density particles with controlled surface morphology, particles with functional layers, or particles comprising smaller subunits such as nanoparticles or defined voids, have been introduced by F. Hamilton et al, (2002), R. Vehring et al,(2007),and D. Lechuga-ballesteros et al,(2008)[4] [5] [6]

In addition to chemical composition, the behavior of particulate materials is often dominated by the physical properties of the constituent particles. These can influence a wide range of material properties including, for example, reaction and dissolution rates, how easily ingredients flow and mix, or compressibility and abrasivity. From a manufacturing and development perspective, some of the most important physical properties to measure are particle size and particle shape. Particle size has a direct influence on material properties such as: • reactivity or dissolution rate e.g. catalysts, tablets •efficacy of delivery e.g. asthma inhalers • texture and feel e.g. food ingredients • appearance e.g. powder coatings and inks • flowability and handling e.g. granules • viscosity e.g. nasal sprays • packing density and porosity e.g. ceramics. As well as particle size, the shape of constituent particles can also have a significant impact upon the performance or processing of particulate materials. Some areas where particle shape can have an impact include: • reactivity and solubility e.g. pharmaceutical actives • powder flow and handling e.g. drug delivery systems • ceramic sinter properties e.g. ceramic filters • abrasive efficiency e.g. Sic wire saws • texture and feel e.g. food ingredients. Particle shape can also be used to determine the state of dispersion of particulate materials. Micro-particles can be manufactured by many different processing methods [3]. The spray drying could be the method of choice for the production of powders with controllable size and morphology [7] [15]. During a powder manufacturing process such as spray drying, process conditions may exhibit appreciable effects on size and shape of dried particles [5], which further impact the quality and functionality of final products [2].The understanding of shrinkage behavior of droplets during drying is of great importance for quality control as well as kinetics study of spray drying, because, In droplet-to-particle transition process, droplets shrink as moisture is removed, while the change in droplet size affects mass and heat transfer coefficients that determine evaporation efficiency [8]. Droplet size change can be studied by video-recording the drying behavior of an isolated droplet in a controlled air flow, known as single droplet drying (SDD) experiments [9];[10].

SDD experiments could mimic spray dryer environment to some extents, but with more controlled drying conditions for quantitative studies. The technique is capable of generating drying kinetics data [11] as well as monitoring morphological development during droplet-to-particle transition process [2]. Single droplet experiments have been widely used to determine particle morphology since 1952, it allows to observe and control the single droplet easily and continuously[9] [10][11] [12].

Charlesworth and Marshall (1960) investigated the drying behavior and crust formation of single droplets containing dissolved inorganic compounds. They observed that a complete shell was formed initially for all solutes studied. They demonstrated that the final size, shape, and structure of the dried particle depended on the solute used and operating parameters such as heating temperature, rate of evaporation, mass of solute [2]. As image processing technology has developed, and combined with conventional drying equipment, some researchers have used the technology to measure the droplet diameter change during drying in single droplet drying experiments. [9] [11].

In order to establish the kinetics of droplet size change, experiments must be carried out to measure the droplet diameter change during drying [9] [11]. The most common experimental procedures are those collecting the optical (video) images of the droplet being dried, from which the ‘equivalent diameter’ is calculated. Because of the complexity of uneven shrinkage of the droplet, the error between the drying surface area, which is calculated from the ‘equivalent diameter’, and the true drying surface area has not been discussed in the literature. This measurement method has been mostly used in droplet morphology analysis [9]. investigated the droplet/particle transition process of

different carbohydrate solutions and food liquids [13], droplet inflate-deflate cycling and bubble nucleation phenomena were observed. J.-C. Lin & Gentry, (2003) Investigated particle density and morphology as a function of latent heat of crystallization, solubility, and drying rate [8]. The SDD is a powerful method to investigate shrinkage behavior providing a useful tool for linking process conditions with product properties.

The objectives of this study were to:

- recording of droplet/particle equivalent diameter change continuously during drying;
- study of the drying conditions effect upon diameter change;
- study of the initial solid content effect on diameter change;
- determination of surface structure and internal morphology of dried particle using Xray micro tomograph

2. MATERIAL AND METHODS

The thin boiling hydroxypropyl pea starch (HPS) granule (Lycoat NG 780) was a gift from Roquette Company (France). The starch solutions of different concentrations (15% w/w, 20% w/w, 25% w/w and 30% w/w) were prepared by cooking the HPS granules mixed with distilled water under a temperature of 90°C. The starch drying kinetics of was studied in an experimental setup (Fig. 1) for single droplet drying.

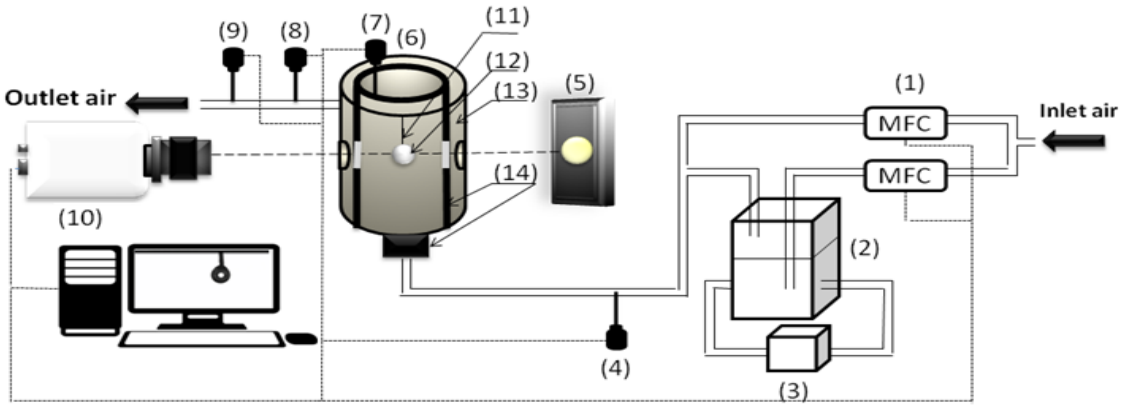


FIGURE 1. Schematic illustration of the single droplet drying system

(1)Mass flow rate controller; (2)Saturator; (3)Thermostat; (4) Dew point Mirror; (5) Back light illumination; (6) Drying chamber; (7)Thermocouple; (8) Infrared moisture meter (IRM); (9) Thermocouple; (10) CCD camera; (11) Polyamide wire; (12) Droplet; (13) Insulator; (14) Heater

The experiment is realized by attaching a solvent droplet to a dried/ semi-dried single particle in situ and then video-recording the resultant morphological changes. Drying air has been humidified in a saturator, and mixed with dry air by mixer unit to maintain approximately its humidity constant and equal to the desired one; this humidity was measured at the inlet and outlet by dew point mirror (optidew vision, Michell instruments) and infrared spectrometer (NGA 2000, Fisher-Rosemount) respectively. The drying air mass flow rate ranged between [1,500ml/min] was controlled by Bronkhorst Maettig GmbH, F-201CV. An electrical heater was used to heat up the air which was pumped from the bottom to the drying chamber. Drying air temperature could be changed between [20,200°C]; it was measured by tow thermocouples one was placed inside the drying chamber and the second at the outlet. Drying chamber is made of steel with an internal diameter 24mm; it is enclosed from the outside by two layers which are an electrical resistance to heat loss.

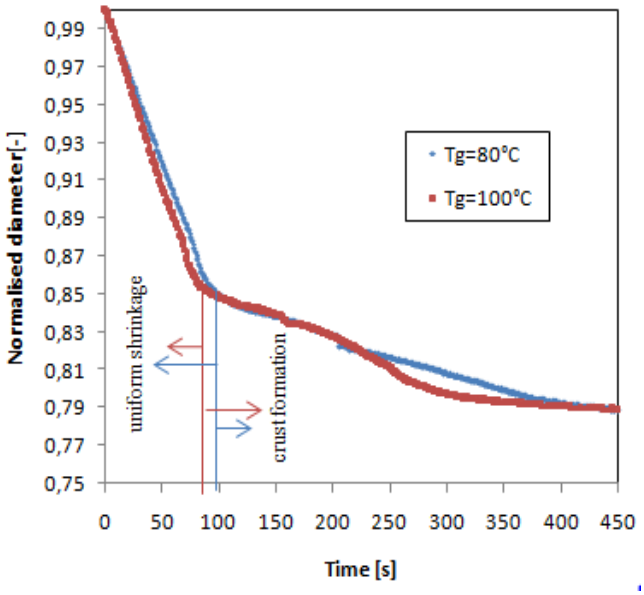
The droplet was inserted by a syringe with a long needle onto the tip of polyamide wire of 0.2mm of diameter which has low thermal conductivity; the generated droplet diameter is around 0.8mm. The single droplet drying was continuously analyzed and optically observed using an image recording system including a high speed video camera

(MC-1009AP/MD, Horn imaging GmbH), a light source for back illumination, and a long-distance microscope lens (Stemi 200-C, Zeiss). The recorded images were analyzed by a matlab program which consists to calculate the equivalent diameter of the single droplet. The dried particles were analyzed by Xray micro tomography instrument to determine the particle internal and external structure.

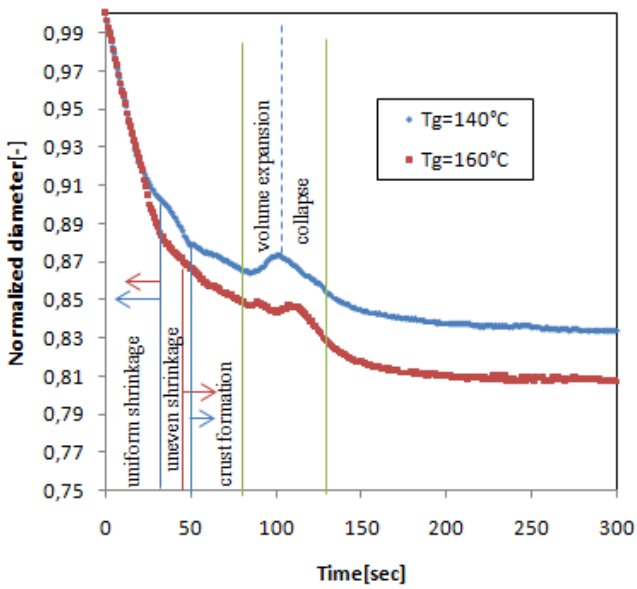
3. RESULTS

Figure 3 shows droplet diameter (Fig 3,a,b,c) and morphological changes (Fig 3,d) during drying. Moisture evaporation from the droplet leads to its shrinkage. The different curves showed a transition point, and tow drying stage has been distinguished, in the first drying period the droplet diameter decreased uniformly because of evaporation of water available at the droplet surface due to the saturation conditions occurring at this drying stage, an increase of solid concentration at droplet surface which form a crust, the droplet shrinkage continues until the formed crust can overcome capillary forces remaining the wetness of the droplet surface [14].

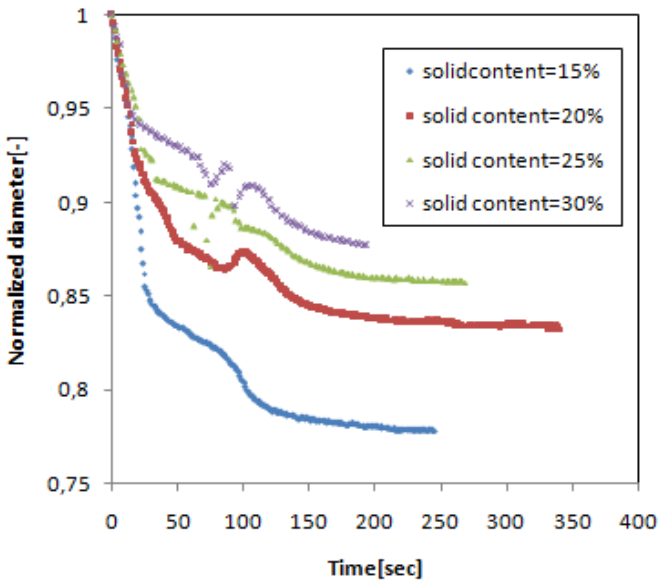
(a)



(b)



(c)



(d)

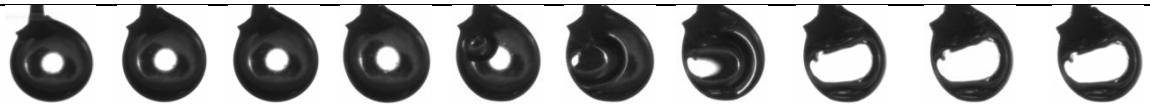
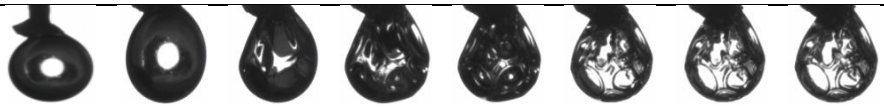
Time (s)	t=0	t=20	t=25	t=55	t=75	t=100	t=160	t=270	t=360	t=400
Tg=80°C										
Tg=100°C										
Tg=140°C										
Tg=160°C										

FIGURE 2.Normalized diameter vs. Time for droplets of constant initial concentration (20 wt %) at different air temperatures (a) at low temperatures (b) at high temperatures (c) constant air temperature(140°C) and different initial concentrations (d) camera capture of droplet at different air temperatures (U=0.02 m/s, Y=8g/kg)

In Figure (2-a,b,c) it was distinguished a similar behavior in the first drying stage, it was noticed that the faster shrinkage is at higher temperature (see Fig2-a,b) and higher concentration (see Fig2-c), the droplet shrinks evenly, sustaining a spherical shape approximately and a skin begins to appear, afterwards, the surface exhibits slight contractions and folds.[9] This period will end with a critical value called "locking point" at which the crust starts to form. Exceeding the locking point, second drying stage starts, in this period two different behaviors was distinguished, unlike the ideal shrinkage at which at higher temperature a particles with lower final diameter was obtained because of the residual moisture content decrease. A slight decrease with negligible deformation of wet particle was observed at low temperature (≤100°C) (Fig2-a) in which the diameter is remain constant and approximately equal to the value at the locking point due to the delicate crust formed which could not sustain the constant particle size. However, at high temperature above the solvent boiling point(>100°C), the crust formation start earlier [12] and an inflation/deflation phenomenon occurred (Fig2-b) after the locking point at which a bubbles was nucleated inside the droplet growing finally and in some cases exploding outward over the droplet/particle surface [9] due to the influence of internal water pressure because of the residual solvent (water) evaporation, this solvent was trapped inside the droplet and further drying cause its evaporation resulting the droplet/particle bubbling which leads to its expansion [12]resulting on final larger particle.

At the drying beginning, the initial solid content has an irrelevant effect shown in the slight variation of the slope in (Fig2-c). further drying act on the droplet/wet particle resulting in a significant expansion with increased concentration due to the important vapor amount occurred inside the wet particle preventing it from escaping due to rapid crust formation[12], the particle final diameter is larger at higher initial concentration. This volume expansion leads to hollow particle formation because of starch shell elasticity.

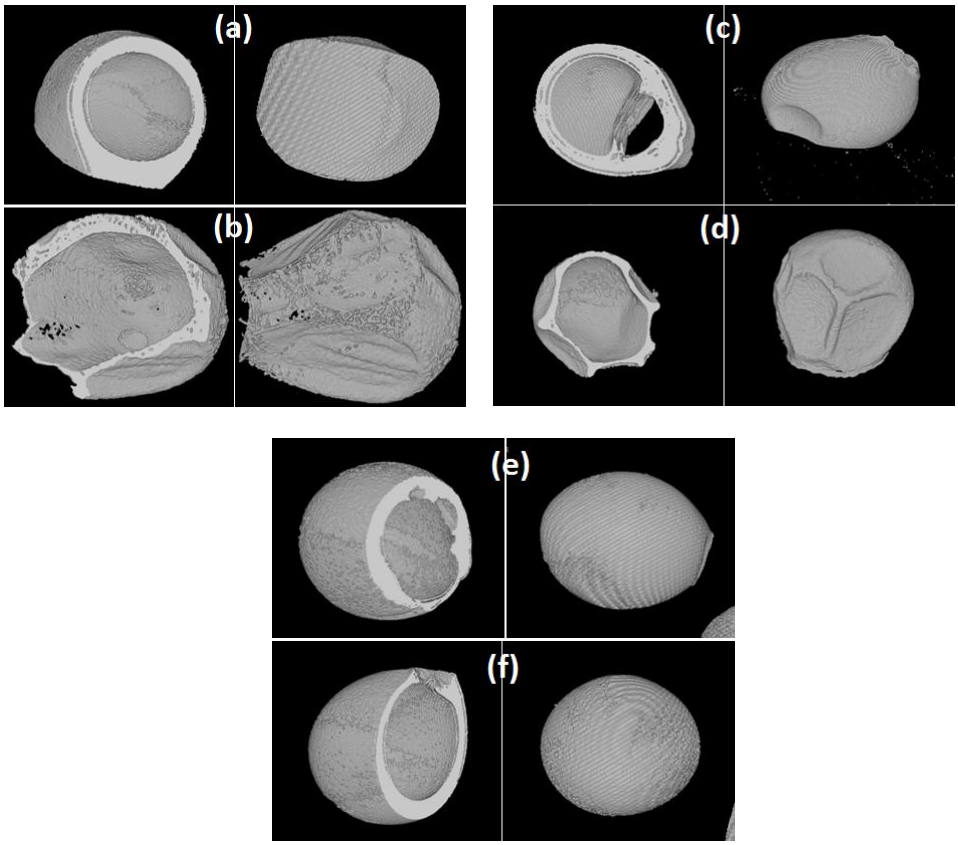


FIGURE 3: Morphology of final dried particles of different initial solid content (15%w/w, 20% w/w, 30% w/w) dried at different drying air temperatures (80°C, 140°C) (Y=8g/kg, U=0.02m/s), (a) 15% w/w,80°C; (b) 15% w/w,140°C; (c) 20% w/w,80°C; (d) 20% w/w,140°C; (e) 30% w/w,80°C; (f) 30% w/w,140°C

Figure 3 shows the internal morphology of dried particles at different conditions, the images were obtained from customized X-ray µ-CT scanner (CT6Alpha-2000, Pro-Con X-Ray Co.).Several different structures have been observed at low and high temperature, i.e at 80°C it was observed that the external surface of dried particle is relatively smooth for all initial solid contents, a slight deformation was observed for 20%w/w, however, at high temperature (140°C) the surface is smoother when increasing initial solid content; there are signs of expansion and collapse, i.e for 15%w/w we have observed a wrinkled fragile surface with folds which may be due to the small amount of solid content in the droplet and the inflation/deflation phenomenon occurred inside the droplet which is also the reason of having internal voidage resulted in hollow particles [9] in addition the elastic property of starch. For 20%w/w it was observed the presence of the folds but the surface is more or less rigid because of the increase of the solid amount in the drop. It was distinguished that the initial solid content increase leads to an increase in the shell thickness. There is some artifact of the technique

4. CONCLUSION

In general, the droplet diameter reduced during the drying process; it have be seen also a non linearities on the diameter vs. drying time plots. The single droplet drying was carried out under different air temperature below and above the solvent (water) boiling point, this air temperature has a major effect on droplet diameter changes, indicated in the fast shrinkage due to water removal at higher temperature and in the final dried particles morphology residing in hollowness, wrinkled surface with folds, and high final droplet size due to the inflation/deflation phenomenon. The initial solid contents has also an effect on the single droplet drying process, it have been observed a production of particles with higher shell thickness at higher initial solid content with smooth surface this shell thickness decrease by decreasing initial solute concentration and increasing drying air temperature. Moreover , the final dried particle morphology was investigated using the X-ray micro-computed tomography providing not only the external

morphology but the internal one too, it have be seen that the final particles contain one big hole which become smaller at high initial solid content and low temperature.
Finally, the SDD method used for determining pea starch single droplet shrinkage and morphology appears to be a powerful method providing a useful tool for linking process conditions with product properties.

REFERENCES

[1] P. Size and P. Shape, "WHITEPAPER A basic guide to particle characterization," 2015.

[2] N. Fu, M. W. Woo, C. Selomulya, and X. D. Chen, "Shrinkage behaviour of skim milk droplets during air drying," *J. Food Eng.*, vol. 116, no. 1, pp. 37–44, 2013.

[3] R. Vehring, "Expert Review Pharmaceutical Particle Engineering via Spray Drying," vol. 25, no. 5, 2008.

[4] F. Hamilton, "Q NONLIGHT A D (M EP OU S N ITED," vol. 1, no. 12, 2002.

[5] R. Vehring, W. R. Foss, and D. Lechuga-Ballesteros, "Particle formation in spray drying," *J. Aerosol Sci.*, vol. 38, no. 7, pp. 728–746, 2007.

[6] D. Lechuga-ballesteros, C. Charan, C. L. M. Stults, C. L. Stevenson, D. P. Miller, R. Vehring, V. Tep, and M. Kuo, "Trileucine Improves Aerosol Performance and Stability of Spray-Dried Powders for Inhalation," *J. Pharm. Sci.*, vol. 97, no. 1, pp. 287–302, 2008.

[7] A. Bayu, D. Nandiyanto, and K. Okuyama, "Progress in developing spray-drying methods for the production of controlled morphology particles : From the nanometer to submicrometer size ranges," *Adv. Powder Technol.*, vol. 22, no. 1, pp. 1–19, 2011.

[8] S. X. Q. Lin and X. D. Chen, "CHANGES IN MILK DROPLET DIAMETER DURING DRYING UNDER CONSTANT DRYING CONDITIONS INVESTIGATED USING THE GLASS-FILAMENT METHOD," vol. 82, no. C3, pp. 213–218, 2004.

[9] T. M. El-Sayed, D. A. Wallack, and C. J. King, "Changes in particle morphology during drying of drops of carbohydrate solutions and food liquids. 1. Effect of composition and drying conditions," *Ind. Eng. Chem. Res.*, vol. 29, no. 12, pp. 2346–2354, 1990.

[10] D. E. Walton, "THE MORPHOLOGY OF SPRAY-DRIED PARTICLES The Effect of Process Variables upon the Morphology of Spray-dried Particles," vol. 77, no. July, 1999.

[11] S. X. Qi Lin and X. Dong Chen, "IMPROVING THE GLASS-FILAMENT METHOD FOR ACCURATE MEASUREMENT OF DRYING KINETICS OF LIQUID DROPLETS," *Trans IChemE*, vol. 80, 2002.

[12] J.-C. Lin and J. W. Gentry, "Aerosol Science and Technology Spray Drying Drop Morphology: Experimental Study Spray Drying Drop Morphology: Experimental Study," *Aerosol Sci. Technol. Aerosol Sci. Technol. Am. Assoc. Aerosol Res.*, vol. 37, no. 37, pp. 15–32, 2003.

[13] N. Fu, M. W. Woo, and X. D. Chen, "Single Droplet Drying Technique to Study Drying Kinetics Measurement and Particle Functionality: A Review," *Dry. Technol.*, vol. 30, no. 15, pp. 1771–1785, 2012.

[14] M. Slowikowski, G. F. Naterer, and A. Odukoya, "Particle morphology of CuCl2 droplets in evaporative spray drying of aqueous slurries by laser diffraction and microscopy," *Int. J. Heat Mass Transf.*, vol. 86, pp. 681–693, 2015.

[15] Masters K, "Spray drying handbook," New York: Longman; 1991.

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

DERDOUR Fatima Zohra[1], KEZZAR Mohamed[2], KHOCHEMANE Lakhdar[3]

[1, 2,3]Université 20 Août 1955-Skikda, route El- Hadaiak BP 26 Skikda, 21000, Algérie,
[1]fatimazohraderdour@yahoo.fr,[2]kezzar_m@yahoo.com,[3]lakhdarkhochmane@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Le but de ce travail est d'utiliser la méthode de Taguchi pour étudier les effets des paramètres de réglage de forage roto-percutant tels que la la poussée, la pression d'alimentation du marteau, la vitesse de rotation du train de tige sur l'avencement de l'outil (V_f) dans le forage roto- percutant , en utilisant la sondeuse INGERSOLL RAND CM-780D.

Une série d'expériences basées sur un réseau orthogonal L_{27} sont effectués. Les résultats de l'expérience sont recueillis et analysés à l'aide du logiciel statistique Minitab16. Les analyses des écarts sont utilisées pour déterminer les facteurs les plus signifiant de contrôle affectant le taux de pénétration.

L'analyse de variance montre clairement que la force axiale (Fax), l'interaction (Pa.Pa), la pression d'alimentation d'air (Pa) et l'interaction (Fax.Fax) sont statistiquement les facteurs qui ont la plus grande influence sur l'évolution de la vitesse de forage. Leurs contributions sur la variation totale de la vitesse de forage sont 24,15% ;23,39% ;23,05 ;18,67%, respectivement.

Mots Clés: *Forage roto-percutant, vitesse de forage, Taguchi, ANOVA.*

NOMENCLATURE

Symboles :

Pa	pression d'alimentation d'air, bar	SS_d	la somme des carrés
n_r	vitesse de rotation , tr/min	MS	le carré moyen
Fax	force axiale , kgf	F-test	le test de Fisher
V_f	vitesse de forage m/min	Prob	la probabilité
DL	la degré de liberté	P%	la contribution en pourcentage

1. INTRODUCTION

La technologie de forage et de perçage joue un rôle majeur dans l'industrie minière Algérienne. En fait, il serait juste de dire que l'optimisation des paramètres de forage est une partie intégrante de la réussite économique ou l'échec de toute exploitation minière[1].

Les opérateurs et les fabricants ne cessent d'explorer les moyens de réduire les coûts et accroître la productivité en améliorant les taux de pénétration de forage et de diminuer l'usure de l'outil de perforation.

Le taux de pénétration dépend principalement des variables opérationnelles et les caractéristiques de la roche. Les variables opérationnelles sont connues en tant que paramètres contrôlables: la vitesse de rotation, la poussée, la fréquence de soufflage et le rinçage. Cependant, les propriétés des roches et les conditions géologiques sont des paramètres incontrôlables[2].

Pour la planification d'une opération de forage efficace, nous devons apprendre comment ces paramètres influent sur le taux de pénétration dans le processus de forage.

Les plans d'expériences sont une méthodologie de choix qui permet d'optimiser la mise au point d'un produit ou d'un procédé industriel. D'une manière générale, cette méthodologie cherchera à déterminer et à établir les liens existant entre des variables d'entrée du processus et une grandeur d'intérêt, appelée réponse. Les variables, grandeurs physiques modifiables par l'expérimentateur, sont sensées influer sur les variations de la réponse. Avec les plans d'expériences, on obtient le maximum de renseignements avec le minimum d'expériences.

Il existe de nombreux types de plans d'expériences qui différent par la façon de traiter les facteurs étudiés, les niveaux associés à ces facteurs et les interactions qui peuvent exister [3]. La méthodologie Taguchi de mise en œuvre des plans d'expériences, développée par Genichi Taguchi au Japon dans les années 1960, utilise les plans d'expériences fractionnaires [4]. Ce sont des plans optimaux qui tiennent compte des effets des facteurs et de leurs interactions tout en réduisant considérablement le nombre d'essais à réaliser. La méthode d'expérimentation de Taguchi utilise un ensemble de notions dont la table orthogonale, le facteur contrôlé, le facteur bruit, le ratio signal-bruit, etc. De nos jours, cette méthode est largement utilisée dans le domaine industriel [5,6]. On s'intéresse dans ce travail, à l'application des plans d'expérience plus précisément la méthode de Taguchi.

2. METHODE EXPERIMENTALE

2.1. Analyse de Taguchi

La méthode de Taguchi fait une utilisation spécifique de la technique des plans d'expériences. La méthode classique des plans d'expériences ne considère que les valeurs moyennes des caractéristiques à optimiser. On la complète parfois par une analyse de la variance des différents facteurs testés. Les plans d'expériences Taguchi traitent conjointement la moyenne et la variabilité des valeurs des caractéristiques mesurées [7].

Donc, La méthode de Taguchi vient pour enrichir les méthodes de plans d'expériences en apportant une amélioration considérable aux plans factoriels complets et fractionnaires. Elle se distingue par une réduction importante du nombre d'essais, tout en gardant une bonne précision [7].

2.2. Détails expérimentaux

La réalisation du forage expérimental a été programmée dans les conditions de la carrière de Hadjer Soud à l'aide d'une sondeuse INGERSOLL RAND CM-780D équipée d'un marteau fond du trou cop 44 pneumatique. L'outil de coupe utilisé est de type à bouton.

Dans cet article, des études détaillées ont été effectuées pour déterminer l'effet des paramètres de réglage (la poussée, la pression d'alimentation du marteau, la vitesse de rotation du train de tige) sur la vitesse de pénétration pendant le forage du trou.

Durant la réalisation des expériences on a utilisé comme moyens de mesure l'appareillage suivant :

-Un dynamomètre à la compression du type HRC.

-Un tachymètre optique « Beta 1760/TC2 » .

-Un chronomètre.

2.3.Choix des facteurs

Taguchi divise les facteurs en deux catégories : facteurs contrôlables et facteurs de bruit. Les facteurs contrôlables de la vitesse de pénétration de l'outil examinés dans le cadre de cette étude sont les suivants :
La pression d'alimentation , la vitesse de rotation du train de tige et la force axiale . Les niveaux de chaque facteur (au nombre de trois), en valeurs codées et en valeurs réelles, sont donnés dans le tableau 1.

Niveau	Pression d'air (Pa)	Vitesse de rotation (n_r)	Force axiale (Fax)
1	12	35	660
2	14	45	825
3	17	55	990

TABLEAU1. Facteurs et niveaux sélectionnés

3. RESULTATS

3.1.Plan expérimentale

Les expériences ont été planifiées selon le plan orthogonal L_{27} de Taguchi (tableau 3).

Essais	**Pa**	**n_r**	**Fax**	**V_f**	**Essais**	**Pa**	**n_r**	**Fax**	**V_f**
1	12	35	660	0,32	**15**	14	45	990	1,06
2	12	35	825	0,71	**16**	14	55	660	1,05
3	12	35	990	0,74	**17**	14	55	825	1,25
4	12	45	660	0,38	**18**	14	55	990	1,18
5	12	45	825	0,77	**19**	17	35	660	0,72
6	12	45	990	0,80	**20**	17	35	825	1,11
7	12	55	660	0,42	**21**	17	35	990	1,08
8	12	55	825	0,79	**22**	17	45	660	0,91
9	12	55	990	0,82	**23**	17	45	825	1,29
10	14	35	660	0,62	**24**	17	45	990	1,25
11	14	35	825	1,01	**25**	17	55	660	1,09
12	14	35	990	1,06	**26**	17	55	825	1,34
13	14	45	660	0,88	**27**	17	55	990	1,30
14	14	45	825	1,10					

TABLEAU2. Résultats expérimentaux de la détermination de la regime de fonctionnement de la machine de forage

3.2.Analyse de variance des résultats

Source	DL	SS_d	CM	F-test	Prob	P (%)
Régression	9	2,05470	0,228300	81,60	0,000	/
Pa	1	0,21405	0,214046	76,50	0,000	23,05
n_r	1	0,00198	0,001980	0,71	0,412	0,21
Fax	1	0,22432	0,224325	80,18	0,000	24,15
Pa*Pa	1	0,21726	0,217264	77,65	0,000	23,39
n_r * n_r	1	0,00135	0,228300	0,48	0,497	0,15
Fax*Fax	1	0,17340	0,214046	61,97	0,000	18,67
Pa* n_r	1	0,02281	0,001980	8,15	0,011	2,46
Pa*Fax	1	0,00676	0,224325	2,42	0,139	0,73
n_r *Fax	1	0,01920	0,217264	6,86	0,018	2,05
Erreur	17	0,04756	0,002798	/	/	5,12
Totale	26	2,10227	/	/	/	/

TABLEAU 3. Résultat de l'analyse de variance de la vitesse de forage

Les résultats de l'expérience vont traités statistiquement en utilisant l'analyse de variance (ANOVA).En effet, à partir des résultats obtenus, un modèle du 2 ème ordre sera établi .L'objectif principal est de montrer les paramètres qui ont le plus d'effet sur la réponse étudiée V_f.

Dans cette étude, l'analyse de variance est menée à un niveau de signification α=5% (niveau de confiance égal à 95%).Les résultats de l'analyse de variance de la vitesse de forage sont donnés par le tableau 3.Ce tableau montre les degrés de liberté (DL),la somme des carrés (SS_d),le carré moyen (MS),le test de F et la probabilité(Prob). Il a noter qu'une faible probabilité (Prob<0,05) renseigne sur la signification statistique de la source sur la réponse correspondante.

Dans cette analyse, la contribution en pourcentage (P%) de chaque facteur source sur la variabilité totale des réponses est représentée par la dernière colonne du tableau 3 ;ces valeurs donnent le degré d'influence de chaque facteur sur la réponse étudiée.

Les résultats de l'analyse de variance de la vitesse de forage (tableau 3)montrent que Fax est le facteur qui représente le grand effet sur la variation totale de la vitesse de forage ,ce qui explique 24,15% de contribution;le second facteur qui affecte la vitesse de forage est l'interaction (Pa.Pa) avec une contribution de 23,39%. Ensuite l'effet de Pa et l'interaction (Fax.Fax) avec une contribution de l'ordre de 23,05%; 18,67% respectivement d'autre part , les interactions ((Pa. n_r); (n_r.Fax)) présentent des contribuions trés faible sur la variation de la vitesse de forage 2,46%; 2,05%, enfin la vitesse de rotation (n_r; 0,21%) et les interactions ((n_r.n_r); 0,15%) et ((Pa.Fax); 0,73%) n'ont aucun effet significatif sur la variabilité totale de la vitesse de forage.

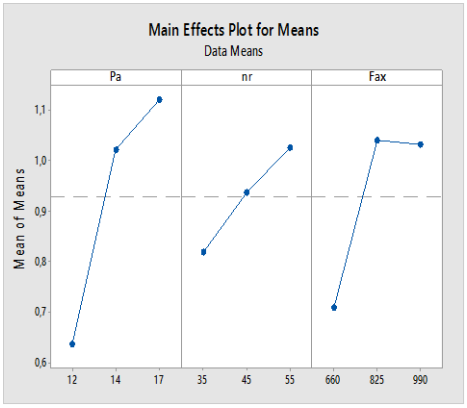


FIGURE 1. Les effets des paramètres de réglage sur la vitesse de forage (V_f)

La figure 1 montre l'effet des facteurs source sur les valeurs moyennes de la vitesse de forage, toute augmentation des paramètres de réglage de la machine provoque ou entraine en principe un accroissement de la vitesse de forage.Ceci peut être vérifiée jusqu'à une certaine valeur par contre ou delà, la vitesse de forage cesse de s'accroitre à cause du phénomène d'usure.

3.3 Modélisation mathématique

Une analyse de régression a été utilisée pour développer le modèle du deuxième ordre de régression pour la réponse V_f. Afin de comprendre les effets des facteurs de contrôle sur la réponse, du premier ordre, du second ordre et les interactions entre les différents facteurs de contrôle ont été considérés.

Le modèle final pour laV_f obtenue est le suivant:

$$V_f = -13{,}19 + 0{,}991\ Pa + 0{,}0191\ n_r + 0{,}01319\ Fax - 0{,}03193\ Pa^2 - 0{,}000150\ n_r{}^2 - 0{,}000006\ Fax^2 + 0{,}001732\ Pa^*\ n_r - 0{,}000057\ Pa^*Fax - 0{,}000024\ n_r\ ^*Fax$$

Le coefficient de détermination R^2, caractérise la relation entre les valeurs observées et prédites ,est une mesure directe de bon ajustement en effet ,quand la valeur de R^2 s'approche à l'unité ($R^2 \approx 1$, tableau 4),c'est une indication claire sur un accord qualitatif entre l'expérimentation et la prédiction.

Modèle	Le coefficient de détermination R^2
Vitesse de forage	0,9774

TABLEAU4. Le coefficient de détermination

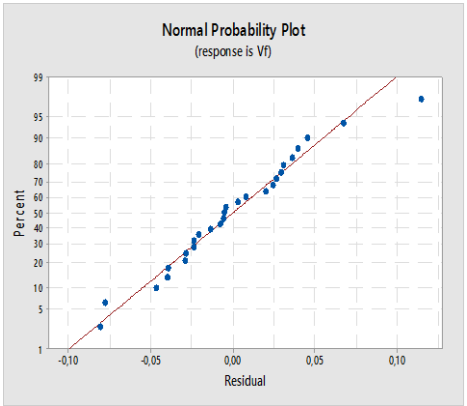


FIGURE 2. Courbe de la probabilité normale de la vitesse de forage

La figure 2 présente la probabilité normale des résidus de modèle de la vitesse de forage, on constate que les résidus s'ajustent raisonnablement en ligne droite, ce qui permet de conclure que les erreurs ont une distribution normale et par conséquent le modèle développé est signifiant.

4. CONCLUSIONS

Le travail présenté s'inscrit dans le cadre de l'application des statistiques et probabilités dans le domaine de forage . Plus particulièrement, l'objet du travail est d'appliquer les plans d'expériences de Taguchi pour voir les différentes relations entre les paramètres de réglage d'une sondeuse de forage roto- percutant (Fax, n_r , Pa) sur la vitesse de forage (V_f).

La méthode de Taguchi utilise un design robuste qui permettra d'obtenir les facteurs les plus signifiants à des coûts moindres ,un temps d'expérimentation trés court et un nombre réduit d'expériences .

Un modèle mathématique est développé pour la vitesse de forage .Afin de comprendre l'effet des facteurs de contrôle sur la réponse.

L'analyse de variance montre clairement que la force axiale (Fax), l'interaction (Pa.Pa), la pression d'alimentation d'air (Pa) et l'interaction (Fax. Fax) sont statistiquement les facteurs qui ont la plus grande influence sur l'évolution de la vitesse de forage. Leurs contributions sur la variation totale de la vitesse de forage sont 24,15%; 23,39%; 23,05%; 18,67% respectivement.

REFERENCES

[1] C. Alireza, H. K. Seyed, Sh. Kourosh, and KH. H .Jafar, An estimation of the penetration rate of rotary drills using the Specific Rock Mass Drillability index, *International Journal of Mining Science and Technology*, 22, 187–193, 2012.

[2] Onederra, I., 2001, Développement d'un modèle empirique pour la fragmentation anneau souterrain dynamitage applications confidentielles AMIRA / JKMRC P447 rapport de projet BART, août.

[3] J. Goupy. Introduction aux plans d'expériences. Dunod, Paris, 2001.

[4] J. Antony. Taguchi or Classicaldesign of experiments: a perspective from a practitioner. Sensor Review, 26, 227-230, 2006.

[5] G. Venkateswarlu, M. J. Davidson et G. R. N. Tagore. Influence of process parameters on the cup drawing of aluminium 7075 sheet. International Journal of Engineering Science and Technology, 2, 41-49, 2010.

[6] S. Fotis, G. Besseris et K. Alafodimos. Application of Taguchi's Experimental Design methodology for Product optimization in Food Engineering Mixtures. Proceedings 3rd International Scientific Conference (ERA-3), Aegina, Greece, September 2008.

[7] ALEXIS J., Pratique industrielle de la méthode Taguchi les plans d'expériences, Paris, Edition AFNOR, 1995.

ETUDE ANALYTIQUE DE LA CONVECTION FORCEE DANS LES MICROTUBES EN UTILISANT LE MODELE D'ECOULEMENT A PISTON

MECILI Mourad[1], LATRECHE Salah[2], BOUCHAALA Houda[2]

[1]Département Génie des Procédés, Université de Constantine 3, 25000 Algérie
[2]Département de Mécanique, Université 20 Août 1955 de Skikda BP 26, 21000 Algérie
mmourad_75@yahoo.fr salah.latreche@yahoo.fr houdabouchaala@gmail.com

RÉSUMÉ

Au cours du présent travail nous aborderons la convection forcée dans un microtube en utilisant le modèle d'écoulement à piston. Dans ce genre de modèle la vitesse du fluide est supposée comme étant constante à travers chaque section droite de la conduite. D'autre part on tiendra en compte l'aspect micro-échelle en incorporant le saut de température à la paroi. La dissipation visqueuse sera négligée et la conduction axiale au sein du fluide sera incluse. L'équation de l'énergie sera analytiquement résolue par la technique de la transformation intégrale finie. On supposera le long de ce travail que la température des parois est constante.

Mots Clés: *Convection Forcée, Ecoulement à Piston, Microtube, Technique de la Transformation Intégrale.*

NOMENCLATURE

Symboles :	**Lettres grecques :**
F_T coefficient d'accommodation thermique	α diffusivité thermique, m^2s^{-1}
Nu nombre de Nusselt	γ rapport des chaleurs spécifiques
Pe nombre de Peclet	λ parcours moyen libre moléculaire, m
Pr nombre de Prandlt	θ température adimensionnelle
r coordonnée radiale, m	ψi fonctions propres
T température, K	ωi valeurs propres
u_0 vitesse, m/s	**Indices / Exposants :**
z coordonnée axiale, m	* transformation intégrale
J_0 (.) fonction de Bessel	s propriétes du gaz à la surface
	w paroi

1. INTRODUCTION

L'écoulement glissant et le transfert de chaleur d'un gaz incompressible s'écoulant dans un micro-tube a été étudié par [1-3] :

Larrodé et Houssiadas [1] ont analysé le problème de la convection forcée sujette à une condition isotherme, en négligeant la dissipation visqueuse et la conduction axiale, et en tenant en compte les effets de la raréfaction et des coefficients d'accommodations surfaciques (coefficients d'accommodations dynamique et thermique), les auteurs ont supposé que le régime hydrodynamique est complètement développé. Les auteurs [1] ont résolu l'équation de l'énergie par la méthode de séparation des variables basée sur la détermination des fonctions et valeurs propres, les fonctions propres ont été exprimées par le biais de la fonction Hypergéométrique de Kummer noté 1F1(. ;. ;.), tandis que les valeurs propres ont été évaluées par une méthode d'approximation asymptotique du premier ordre appelées WKB (Wentzel, Kramers, and Brillouin). En conclusion les auteurs [1] ont déduit que le transfert de chaleur dépend du degré de raréfaction et des coefficients d'accommodations surfaciques. Leurs résultats ont révélé que la raréfaction augmente le transfert de chaleur dans le cas où l'effet du saut de température est négligeable ou insignifiant (β<1) tandis que dans le cas ou l'effet du saut de température à la paroi est important (β>1), la raréfaction diminue le transfert de chaleur.

Sun et al. [2] ont examiné le transfert de chaleur d'un gaz raréfié, en tenant en compte la dissipation visqueuse, et en appliquant trois types de conditions aux limites : température constante à la paroi, densité de flux constante à la paroi et température à la paroi qui varie linéairement en fonction de la coordonnée axiale. L'équation de l'énergie a été numériquement résolue par la méthode des volumes finis. Les auteurs ont discuté les effets des nombres de Brinkman, de Knudsen et de Prandlt sur le nombre de Nusselt.

Tunc et Bayazitoglu [3] ont analysé la convection thermique en régime stationnaire et laminaire pour un écoulement complètement développé, en incluant le saut de vitesse, le saut de température et la dissipation visqueuse. Les auteurs ont résolu l'équation de l'énergie par la technique de la transformation intégrale. Deux types de conditions aux limites ont été appliqués; température constante à la paroi et densité de flux constante à la paroi. Les auteurs [3] ont illustré l'impact des nombres de Brinkman, Knudsen et Prandlt sur le transfert de chaleur, et ont déduit que le nombre de Nusselt décroît avec l'accroissement du nombre de Knudsen en raison de la présence du saut de température qui réduit le gradient de température normal à la paroi, par conséquent le transfert de chaleur est atténué, tandis que le nombre de Nusselt croit avec l'accroissement du nombre de Prandlt. Les auteurs ont conclu que le saut de vitesse et le saut de température exerce des effets opposés sur le transfert de chaleur.

Les travaux portants sur le phénomène du transfert de chaleur induit par l'écoulement à glissement (slip flow) d'un gaz incompressible et raréfié à travers une micro-conduite formée par deux plaques parallèles, ont été conduits par [4–6].

Aydin et Avci [4] ont mis en évidence le problème de la convection forcée, en incluant la dissipation visqueuse, le saut de vitesse et le saut de température. Ils ont supposé que les régimes hydrodynamique et thermique sont complètement développés. Des conditions aux limites de type isotherme et isoflux ont été appliquées. Les auteurs ont exprimé le profil de température asymptotique et le nombre de Nusselt asymptotique en fonction des nombres de Brinkman, de Brinkman modifié et de Knudsen.

Jeong et Jeong [5] ont étendu le problème de Graetz en incluant les effets des sauts de vitesse et de température à la paroi. Les auteurs ont pris en compte la dissipation visqueuse et la conduction axiale. L'équation de l'énergie a été résolue par la méthode de séparation des variables pour des conditions isotherme et isoflux. Les effets des nombres de Knudsen, de Brinkman et de Peclet sur le transfert de chaleur ont été discutés. Les résultats ont montré que le nombre de Nusselt diminue quand le nombre de Knudsen ou le nombre de Brinkman augmente, et quand le nombre de Peclet diminue.

Mecili et Mezaache [6] ont étudié analytiquement la convection forcée en utilisant le modèle d'écoulement à piston. Dans ce genre de modèle la vitesse du fluide est supposée comme étant constante à travers chaque section droite de la conduite perpendiculaire à l'axe. D'autre part les auteurs ont tenue en compte l'aspect micro-échelle

en incorporant le saut de température à la paroi. La dissipation visqueuse a été négligée et la conduction axiale au sein du fluide a été incluse.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Dans cette analyse on adoptera l'approche du régime glissant, en tenant en compte uniquement le saut de température à la paroi. Etant donné que la vitesse est constante, cela implique que la vitesse de glissement ne sera pas prise en compte (ce qui est compatible avec la théorie de l'écoulement à piston). Le saut de température à la paroi s'exprime comme suit [2]

$$T_s - T_w = -\frac{2-F_T}{F_T}\frac{2\gamma}{\gamma+1}\frac{\lambda}{\mathrm{Pr}}\left(\frac{\partial T}{\partial r}\right)_{r=R} \tag{1}$$

Où: T_s est la température du gaz à la paroi, T_w est la température de la paroi, γ est le rapport des chaleurs spécifiques, F_T est le coefficient d'accommodation thermique, Pr est le nombre de Prandtl.

Au cours de ce travail, on utilisera une condition aux limites de type isotherme (température constante à la paroi)

Considérant l'écoulement stationnaire et laminaire dans un microtube très long et de diamètre hydraulique de l'ordre du micro-métre avec une vitesse constante notée u_0, l'effet de compressibilité du gaz sera négligé (en assumant que le nombre de Mach < 0.3). En vertus de ces hypothèses, l'équation de l'énergie et les conditions aux limites prennent la forme suivante

$$u_0\frac{\partial T}{\partial z} = \alpha\left[\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(r\frac{\partial T}{\partial r}\right)+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right] \qquad 0\le r\le R\,, \quad 0<z<+\infty \tag{2}$$

$$T(z=0,r)=T_0 : 0\le r\le R \tag{3}$$

$$T(r=R)=T_s=T_w-\frac{2-F_T}{F_T}\frac{2\gamma}{\gamma+1}\frac{\lambda}{Pr}\left(\frac{\partial T}{\partial r}\right)_{r=R} \tag{4}$$

$$\left(\frac{\partial T}{\partial r}\right)_{r=0}=0 \tag{5}$$

Introduisons les quantités adimensionnelles suivantes:

$$\theta=\frac{T-T_s}{T_0-T_s}\,,\quad \sigma=\frac{r}{R}\,,\quad Z=\frac{z}{R.Pe}\,,\quad Pe=\frac{u_0(R)}{\alpha} \tag{6}$$

L'équation de l'énergie et les conditions aux limites adimensionnelles s'écrivent comme suit

$$\frac{\partial\theta}{\partial Z}=\frac{1}{\sigma}\frac{\partial}{\partial\sigma}\left(\sigma\frac{\partial\theta}{\partial\sigma}\right)+\frac{1}{Pe^2}\frac{\partial^2\theta}{\partial Z^2} \tag{7}$$

$$\theta(Z=0,\sigma)=1 : 0\le\sigma\le 1 \tag{8}$$

$$\theta(\sigma=1,Z)=0 \tag{9}$$

$$\left(\frac{\partial\theta}{\partial\sigma}\right)_{\sigma=0}=0 \tag{10}$$

Pour résoudre l'équation de l'énergie (eq. 7) sujette aux conditions aux limites (eqs. 8-10), on utilisera la technique de la transformation intégrale. Le problème des fonctions propres se formule à partir de l'équation différentielle ordinaire suivante

$$\frac{d^2\psi_i(\sigma)}{d\sigma^2}+\frac{1}{\sigma}\frac{d\psi_i(\sigma)}{d\sigma}+\omega_i^2\psi_i(\sigma)=0 \quad (11)$$

Où: $\Psi_i(\sigma)$ sont les fonctions propres, et ω_i sont les valeurs propres.

Les fonctions propres $\Psi_i(\sigma)$ sont sujettes aux conditions aux limites suivantes:

$$\psi_i(\sigma=1)=0 \quad (12)$$

$$\left(\frac{d\psi_i}{d\sigma}\right)_{\sigma=0}=0 \quad (13)$$

La solution de l'équation différentielle ordinaire (eq. 11) sujette à la condition au limite (eq. 13), nous fournit l'expression des fonctions propres sous la forme suivante

$$\psi_i(\sigma)=J_0(\omega_i\sigma) \quad (14)$$

Tel que : J_0 (.) est la fonction de Bessel de première espèce non modifiée et d'ordre 0.

L'application de la condition au limite (eq. 12) fournit l'équation transcendante:

$$J_0(\omega_i)=0 \quad (15)$$

Introduisant, maintenant la transformation intégrale (notée $\theta_i^*(Z)$) de la température adimensionnelle $\theta(\sigma,Z)$

$$\theta_i^*(Z)=\int_0^1\sigma\psi_i(\sigma)\theta(\sigma,Z)d\sigma \quad (16)$$

La transformation inverse s'écrit sous la forme discrète suivante:

$$\theta(\sigma,Z)=\sum_{i=1}^{\infty}\left(\frac{1}{N_i}\right)\psi_i(\sigma)\theta_i^*(Z) \quad (17)$$

Le facteur N_i s'obtient par l'application de la condition d'orthogonalité définie comme suit

$$\int_0^1\sigma\psi(\omega_i,\sigma)\psi(\omega_j,\sigma)=\begin{cases}0: i\neq j\\ N(\omega_i): i=j\end{cases} \quad (18)$$

$$N_i=\int_0^1\sigma J_0^2(\omega_i\sigma)d\sigma \quad (19)$$

En multipliant les deux membres de l'équation de l'énergie (eq. 7) par ($\sigma.\Psi$), et en intégrant sur le domaine $0\leq\sigma\leq1$, on obtient:

$$\frac{1}{Pe^2}\frac{d^2\theta_i^*(Z)}{dZ^2}-\frac{d\theta_i^*(Z)}{dZ}-\omega_i^2\theta_i^*(Z)=0 \quad (20)$$

Avec la condition au limite

$$\theta_i^*(Z=0)=\int_0^1\sigma\psi_i(\sigma)d\sigma \quad (21)$$

La solution de l'équation différentielle ordinaire du deuxième ordre (eq. 20), sujette à la condition au limite (eq. 21), est

$$\theta_i^*(Z)=C_i\exp\left[\frac{ZPe^2(1-B_i)}{2}\right] \quad (22)$$

$$C_i = \int_0^1 \sigma J_0(\omega_i \sigma) d\sigma \quad , \quad B_i = \sqrt{1 + \frac{4\omega_i^2}{Pe^2}} \tag{23}$$

La substitution de l'équation (22) dans l'équation (17), fournit le profil de température:

$$\theta(\sigma, Z) = \sum_{i=1}^{\infty} \frac{C_i \psi_i(\sigma)}{N_i} exp\left[\frac{ZPe^2(1-B_i)}{2}\right] \tag{24}$$

3. RÉSULTATS

Tout les calculs ont été effectués pour: un rapport des chaleurs spécifiques γ =1.4, nombre de Prandtl *Pr* = 0.7, et coefficient d'accommodation thermique F_T = 1. Pour le régime glissant le nombre de Knudsen *Kn* varie entre 10^{-3} et 0.1 (voir les Refs [2], [3]), et les valeurs du nombre de Peclet *Pe* varient entre 1 et 100. Les valeurs propres ωi sont évaluées à partir de l'équation transcendante (eq. 15), en utilisant la Routine de Mathematica "Find Root", et les quantités propres Ni et Ci qui sont définies dans les équations (19, 23) sont évaluées par la Routine "NIntegrate".

La figure 1 illustre l'effet du nombre de *Pe* sur le nombre de Nusselt local, dans le cas où l'effet de raréfaction n'est pas pris en compte (*Kn*=0). Cette figure démontre que dans le cas où la conduction axiale au sein du fluide est incluse, le transfert de chaleur conductif assiste le transfert de chaleur convectif, et cette assistance est plus significative quand le nombre de *Pe* décroît. D'autre part, cette figure révèle que les nombres de Nusselt locaux (calculés pour différentes valeurs de *Pe*) prennent des valeurs importantes au voisinage de l'entrée de la conduite (région d'entrée thermique), et s'atténuent d'une manière monotone le long de la conduite. On peut aussi observer sur la figure 1 que le nombre de Nusselt local et la longueur de la région d'entrée thermique croient avec le décroissement de *Pe*. Au sein de la région thermique complètement développé on remarque que tous les nombres de Nusselt locaux (calculés pour différentes valeurs de *Pe*) convergent vers la même valeur asymptotique à savoir Nu_∞= 5.7832, en d'autres termes, on peut dire que le nombre de Nusselt complètement développé ne dépend pas du nombre de *Pe*.

La figure 2 illustre l'effet de la raréfaction (représenté par *Kn*) sur le nombre de Nusselt local, pour *Pe*=10. D'après cette figure, on constate que les courbes des nombres de Nusselt locaux prennent des valeurs extrement imortantes à l'entrée de la conduite, puis diminuent d'une manière monotone pour atteindre leurs valeurs asymptotiques. On peut noter que le nombre de Nusselt local décroit toujours avec l'augmentation du nombre de Knuden *Kn*. Ce résultat peut être expliqué comme suit : l'écoulement part du régime continu (*Kn*=0) vers le régime glissant (0<*Kn*≤0.1), en causant une réduction du transfert de chaleur à la surface due à la diminution du gradient de température à la surface, et qui est due à l'effet du saut de température à la paroi. Pour récapituler on peut dire que l'augmentation du nombre de *Kn* entraîne l'augmentation du saut de température qui conduit à la réduction du gradient de température à la paroi, par conséquent le transfert de chaleur diminue.

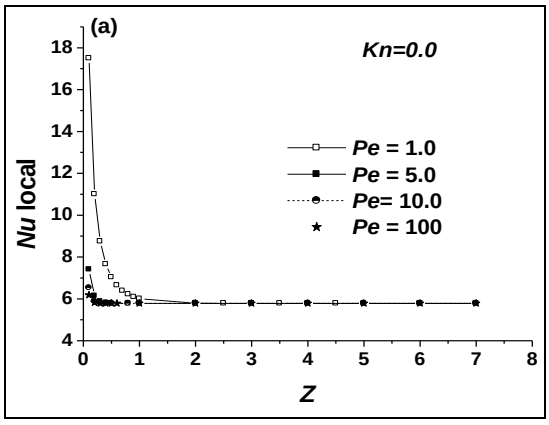


FIGURE 1. Variation axiale du nombre de Nusselt local pour différentes valeurs du

nombre de Peclet *Pe*, et pour *Kn*=0.0.

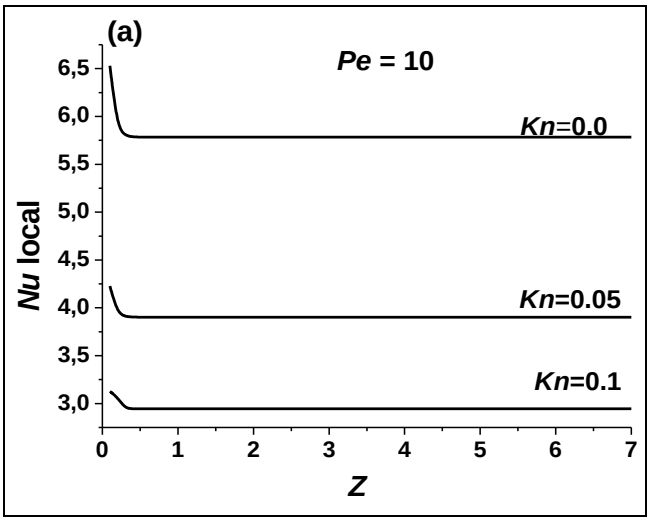


FIGURE 2. Variation axiale du nombre de Nusselt local pour différentes valeurs du nombre de Knudsen *Kn*, et pour *Pe*=10.

4. CONCLUSIONS

Le présent travail est une étude analytique de la convection forcée dans un microtube en utilisant le modèle d'écoulement à piston en incorporant le saut de température à la paroi et la conduction axiale au sein du fluide. L'équation de l'énergie a été analytiquement résolue par la technique de la transformation intégrale finie qui est basée sur la détermination des fonctions et valeurs propres. Les calculs ont été effectués par le biais des Routines « NIntegrate » et « FindRoot » disponibles sur « Mathematica Software ».

REFERENCES

[1] F.E. Larrodè, C. Housiadas, Slip-Flow heat transfer in circular tubes, Int. J. Heat Mass Transfer, 43, 2669-80, 2000.

[2] W. Sun, S. Kakaç, A.G. Yazicioglu, A numerical study of single-phase convective heat transfer in microtubes for slip Flow, Int. J. Thermal Sciences, 46, 1084-94, 2007.

[3] G. Tunc, Y. Bayazitoglu, Heat transfer in microtubes with viscous dissipation, Int. J. Heat Mass Transfer, 44, 2395-403, 2001.

[4] O. Aydin, M. Avcı, Analysis of laminar heat transfer in micro-Poiseuille flow, Int. J. Thermal Sciences, 46, 30-37, 2007.

[5] N. Joeng, J.T. Joeng, Extended Graetz problem including streamwise conduction and viscous dissipation in microchannel, Int. J. Heat Mass Transfer, 49, 2151-57, 2006.

[6] M. Mecili, E.H. Mezaache, Slug Flow-Heat Transfer in Parallel Plate Microchannel Including Slip Effects and Axial Conduction, Energy Procedia, 36, 268-77, 2013.

ETUDE NUMERIQUE DU TRANSFERT THERMIQUE EN CONVECTION MIXTE POUR UN TUBE ABSORBEUR D'UN CAPTEUR CYLINDRO PARABOLIQUE A DEUX DIFFERNTS FLUIDES CALOPORTEURS

R. TAHTAH[1], A. BOUCHOUCHA[2] F. BENKAFADA[2], C. ABID[3]

[1]Laboratoire des Energies Renouvelables et Développement Durable (LERDD), Université Des Frères Mentouri Constantine 1, Campus Chaab Ersas 25000, reda.th@gmail.com
[2]Laboratoire de Mécanique, Département de Génie Mécanique, Université Des Frères Mentouri Constantine 1. Campus Chaab Ersas, 25000 Constantine, Algérie, bouchoucha_ali1@yahoo.fr/ fbenkafadar@yahoo.fr
[3]Unité Mixte de Recherche du Centre National de la Recherche Scientifique No. 6595, Institut Universitaire des Systèmes Thermiques Industriels, Université d'Aix-Marseille 1, 5 Rue Enrico Fermi, 13453 Marseille, France, cherifa.abid@univ-amu.fr

RÉSUMÉ

Dans ce travail on présente une étude numérique de la convection mixte dans un tube absorbeur en cuivre d'un concentrateur cylindro-parabolique entre l'eau et l'huile en utilisant le code de calcul Fluent. Le flux solaire instantané de la journée est imposé uniformément sur l'épaisseur de tube en bas comme source de chaleur avec une circulation de fluide en régime laminaire. Les résultats obtenus indiquent la différence entre l'échange thermique entre les deux fluides caloporteurs exprimant l'importance de la chaleur spécifique de l'huile par rapport à l'eau ainsi que les caractéristiques physiques de l'absorbeur et le débit d'écoulement induit.

Mots Clés : *Convection mixte, Concentrateur cylindro-parabolique, Tube absorbeur.*

NOMENCLATURE

D	diamètre de l'absorbeur	t^*	temps ($= V_0 t/D_i$)
Gr^*	nombre de Grashof modifier ($= g\beta G D_i^5/K_s v^2$)	G^*	génération de la chaleur volumetrique ($= K_s^*/Re_0 Pr_0$)
T^*	température ($= (T-T_0)/(GD_i^2/K_s)$)	**Symboles grecs**	
T_b^*	température de mélange	α	diffusivité thermique, m²/s
V_r^*	vitesse radiale ($= V_r/V_0$)	β	coefficient d'expansion thermique 1/K
V_θ^*	vitesse circonférentielle ($= V_\theta/V_0$)	μ^*	viscosité dynamique ($= \mu/\mu_0$)
V_z^*	vitesse axiale ($= V_z/V_0$)	ν	viscosité cinématique, m²/s
K^*	conductivité thermique ($= K/K_0$)	θ	coordonnée angulaire, rad
K_s^*	conductivité thermique solide($= K_s/K_0$)	ρ	density, kg/m^3
P^*	préssion ($= (P-P_0)/\rho_0 V_0^2$)	τ^*	contrainte visqueuse ($= \tau/(\mu_0 V_0/D_i)$)
Pr	nombre de Prandtl, ($= \nu/\alpha$)	**Indices / Exponents**	
q	flux thermique W/m²	I,o	(Interieur / exterieur) de l'absorbeur
r^*	rayon ($= r/D_i$)	r,θ,z	coordonnée cylindrique
Re	nombre de Reynolds ($= V_0 D_i/\nu_0$)	0	Enrtée de l'absorbeur
z^*	coordonnée axiale ($= z/D_i$)	*	Sans dimenssion

1. INTRODUCTION

Dans le contexte actuel, il est essentiel de développer des systèmes de production de chaleur à faible impact environnemental. La conversion de l'énergie solaire concentrée est une des voies technologiques

envisageables. Or, l'un des paramètres clés pour la conception de ces systèmes est le choix du fluide circulant dans l'échangeur solaire. Il existe de nombreuses possibilités, comme par exemple l'eau, la vapeur, les huiles thermiques et les sels fondus [1]. L'huile thermique présente de nombreux avantages; son approvisionnement ne pose aucun problème; elle peut être chauffée à des températures très élevées pour l'utiliser comme un fluide caloporteur dans l'échangeur.

La convection mixte est générée par la combinaison d'un mouvement de convection naturelle et de convection forcée. Fand et Keswani [2] ont posé que le régime de convection mixte est atteint lorsque le flux de chaleur transféré diffère de plus de 5% de celui observé en convection naturelle ou en convection forcée pure.

Ce type d'écoulement, en régime laminaire dans un tube horizontal, a déjà fait l'objet de très nombreuses études. H.A Mohammed et Y.K Salman [3] ont observé que la présence de convection mixte laminaire dans un tube cylindrique horizontal est défavorable à l'échange de chaleur à faible nombre de Reynolds alors qu'elle est favorable pour des nombres de Reynolds plus élevés.

C.Abid et F.Papini [4] ont fait une étude expérimentale, analytique et numérique de la convection mixte dans un conduit horizontal parcouru par un fluide en régime laminaire et soumis à son paroi à une source de chaleur continue et uniformément distribuée. D.K. Choi et D.H. Choi [5] ont mis en évidence l'augmentation de l'échange thermique ainsi que l'apparition de rouleaux de convection naturelle, lié à l'établissement de la convection mixte dans un tube horizontal non uniformément chauffé sur sa circonférence.

Dans ce travail, une étude numérique de l'influence de la convection mixte interne sur l'échange de chaleur entre deux différents écoulements en régime laminaire et la paroi d'un tube cylindrique horizontal chauffé sur sa surface extérieure en bas est présentée. Les hypothèses de simulation doivent permettre d'approcher les conditions de fonctionnement d'un échangeur de chaleur chauffé par un flux solaire concentré linéique.

2. LE MODELE MATHEMATIQUE

2.1 Géométrie de l'absorbeur

L'absorbeur étudié est constitué d'un tube cylindrique horizontal de section constante dans lequel circule un fluide caloporteur à l'intérieur. Ce tube de 1 m de longueur a un diamètre interne de 20 mm et une épaisseur de paroi de 1 mm (figure 1). Le tube est chauffé par un flux solaire concentré absorbé par la paroi externe. Ce flux solaire concentré provient d'un miroir cylindro-parabolique qui réfléchit et concentre le rayonnement solaire sur une bande focale large d'environ 34 mm située sur la partie basse du tube (figure 2). Le flux de chaleur est considéré uniformément réparti sur la circonférence du tube.

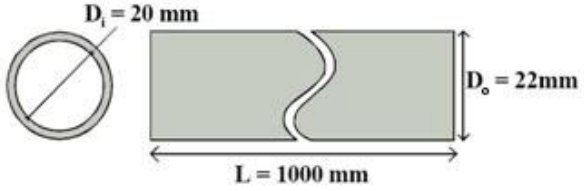


FIGURE 1. Représentation schématique du tube absorbeur

2.2 Modélisation et maillage de l'absorbeur

La modélisation et le maillage de l'absorbeur ont été réalisés en trois dimensions et axisymétriquement avec le logiciel de modélisation et de maillage Gambit en configurant les conditions aux limites dans le logiciel de simulation Fluent. Afin de pouvoir simuler les conditions de chauffage, le flux solaire uniformément réparti sur la surface du tube, la paroi est modélisée en deux volumes: un correspond à la surface extérieure en contact avec l'air et l'autre à la surface extérieure en bas du tube imposé au flux solaire concentrique. Le

maillage qui a été réalisé sous Gambit est un maillage en O (figure 3), composé de 1533600 éléments hexagonaux. Le pas de maillage régulier suivant l'axe d'écoulement est égal à 3 mm.

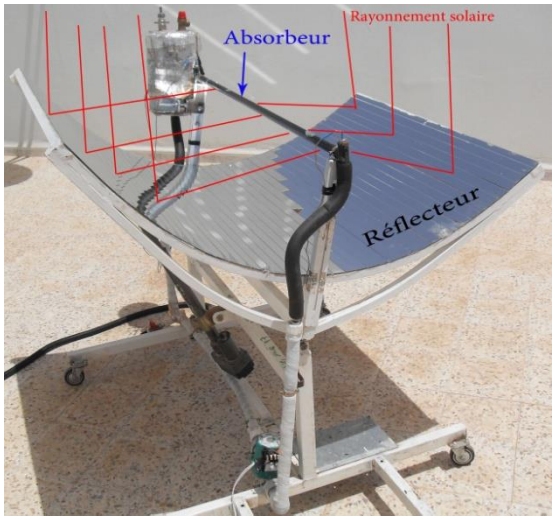


FIGURE 2. Représentation schématique du dispositif solaire

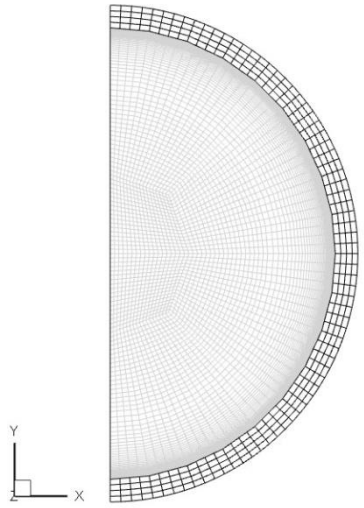


FIGURE 3. Maillage axisymétrique du tube absorbeur

2.3. Equations gouvernantes [6]

Equation de conservation de la masse:

$$\frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial r^*}(r^* V_r^*) + \frac{1}{r^*}\frac{\partial V_\theta^*}{\partial \theta} + \frac{\partial V_z^*}{\partial z^*} = 0 \qquad (1)$$

Equation de conservation de quantité de mouvement radiale:

$$\frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial r^*}(r^* V_r^* V_r^*) + \frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial \theta}(V_\theta^* r^*) + \frac{\partial}{\partial z^*}(V_z^* V_r^*) - \frac{V_\theta^{*2}}{r^*} = -\frac{\partial P^*}{r^*} + \frac{Gr_0^*}{Re_0^2}\cos\theta\, T^* + \frac{1}{Re_0}\left[\frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial r^*}(r^*\tau_{rr}^*) + \frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial \theta}(\tau_{r\theta}^*) - \frac{\tau_{\theta\theta}^*}{r^*} + \frac{\partial}{\partial z^*}(\tau_{rz}^*)\right] \qquad (2)$$

Equation de conservation de quantité de mouvement angulaire:

$$\frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial r^*}(r^* V_r^* V_\theta^*) + \frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial \theta}(V_\theta^* V_\theta^*) + \frac{\partial}{\partial z^*}(V_z^* V_\theta^*) + \frac{V_r^* V_\theta^*}{r^*} = -\frac{1}{r^*}\frac{\partial P^*}{\partial \theta} - \frac{Gr_0^*}{Re_0^2}\sin\theta\, T^* + \frac{1}{Re_0}\left[\frac{1}{r^{*2}}\frac{\partial}{\partial r^*}(r^{*2}\tau_{\theta r}^*) + \frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial \theta}(\tau_{\theta\theta}^*) + \frac{\partial}{\partial z^*}(\tau_{\theta z}^*)\right] \qquad (3)$$

Equation de conservation de quantité de mouvement axiale:

$$\frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial r^*}(r^* V_r^* V_z^*) + \frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial \theta}(V_\theta^* V_z^*) + \frac{\partial}{\partial z^*}(V_z^* V_z^*) = -\frac{\partial P^*}{\partial z^*} + \frac{1}{Re_0}\left[\frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial r^*}(r^*\tau_{rz}^*) + \frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial \theta}(\tau_{\theta z}^*) + \frac{\partial}{\partial z^*}(\tau_{zz}^*)\right] \qquad (4)$$

Equation de conservation de l'énergie:

$$\frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial r^*}(r^* V_r^* T^*) + \frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial \theta}(V_\theta^* T^*) + \frac{\partial}{\partial z^*}(V_z^* T^*) = G^* - \frac{1}{Re_0 Pr_0}\left[\frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial r^*}(r^* q_r^*) + \frac{1}{r^*}\frac{\partial}{\partial \theta}(q_\theta^*) + \frac{\partial}{\partial z^*}(q_z^*)\right] \qquad (5)$$

avec $$G^* = \begin{cases} \frac{K_s^*}{Re_0 Pr_0} & \text{dans le solide} \\ 0 & \text{dans le fluide} \end{cases}$$

les composantes du tenseur des contraintes visqueuses sont:

$$\tau_{rr}^* = 2\mu^* \frac{\partial V_r^*}{\partial r^*} \qquad \tau_{r\theta}^* = \tau_{\theta r}^* = \mu^* [r^* \frac{\partial}{\partial r^*} (\frac{V_\theta^*}{r^*}) + \frac{1}{r^*} \frac{\partial V_r^*}{\partial \theta}]$$

$$\tau_{\theta\theta}^* = 2\mu^* \left[(\frac{1}{r^*} \frac{\partial V_\theta^*}{\partial \theta} + \frac{V_r^*}{r^*}) \right] \qquad \tau_{\theta z}^* = \tau_{z\theta}^* = \mu^* [\frac{\partial V_\theta^*}{\partial z^*} + \frac{1}{r^*} \frac{\partial V_z^*}{\partial \theta}] \qquad (6)$$

$$\tau_{zr}^* = \tau_{rz}^* = \mu^* [\frac{\partial V_z^*}{\partial r^*} + \frac{\partial V_r^*}{\partial z^*}] \qquad \tau_{zz}^* = 2\mu^* \frac{\partial V_z^*}{\partial z^*}$$

et les densités de flux thermique sont:

$$q_r^* = -K^* \frac{\partial T^*}{\partial r^*} \ , \quad q_\theta^* = -\frac{K^*}{r^*} \frac{\partial T^*}{\partial \theta} \quad \text{et} \quad q_z^* = -K^* \frac{\partial T^*}{\partial z^*} \qquad (7)$$

2.4 Conditions aux limites

Un débit massique est imposé sur la section d'entrée, dont les profils de vitesse et de température sont uniformes. La moitié basse du tube est soumise uniformément à une source de chaleur avec des pertes thermiques convectives et radiatives de la surface externe de l'absorbeur.

Cette étude concerne deux simulations différentes avec l'huile et l'eau. On considère l'hypothèse d'écoulement laminaire suivant l'axe z et axisymétrique à la normal avec une approximation de Boussinesq (La gravité s'exerçant suivant la direction y). Un écoulement dynamiquement et thermiquement pleinement développé avec une correction du débit massique est appliqué sur la section de sortie.

3. LES RESULTATS

Afin de valider la fiabilité de simulation du code de calcule Fluent, la simulations est effectuée pour la convection mixte développée entièrement dans un tube cylindrique en inconel de 1m de longueur, de 1cm de diamètre extérieur et de 0.2mm d'épaisseur, est parcouru par de l'eau, la simulation à été faite avec les conditions de l'expérimental de Abid et Papini [4].

la figure.4. représente la validation entre les résultats expérimentaux de Abid et la simulation par le code calcule Fluent, ces résultats indiquent l'évolution des températures à l'intérieur en bas et en haut du tube. L'écart entre les valeurs de simulation et les valeurs exactes est inferieur à 0.19%, d'après cette figure les valeurs simulées sont concordantes avec les valeurs expérimentaux et le code de simulation est fiable.

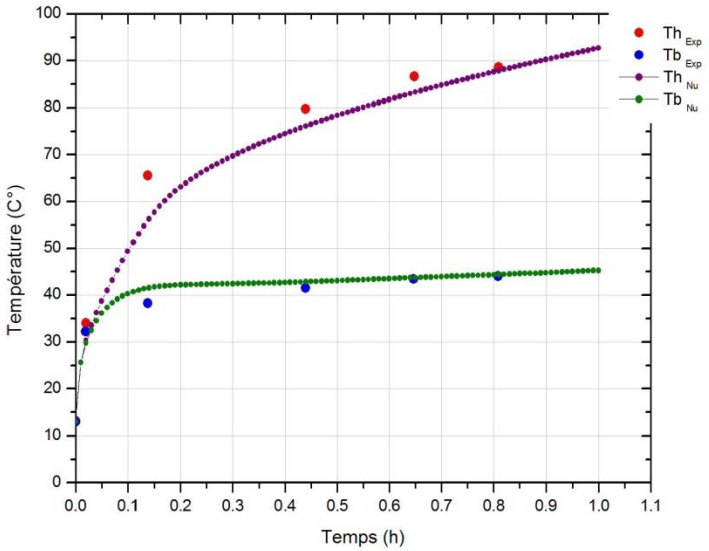


FIGURE 4. Validation des résultats simulées de code de calcule Fluent avec les résultats expérimentaux de Abid.

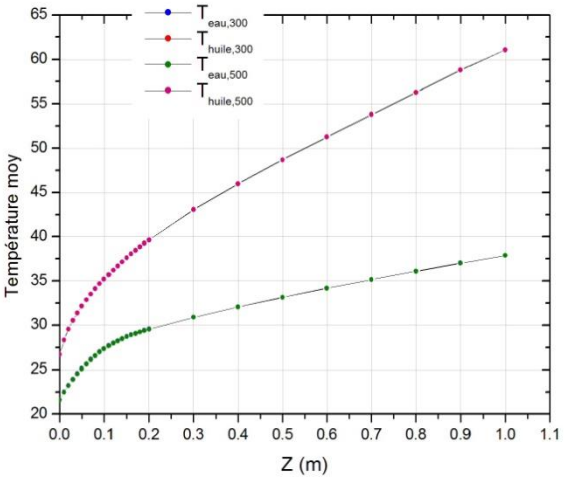


FIGURE 5. La température moyenne de l'eau et l'huile suivant l'axe d'écoulement z

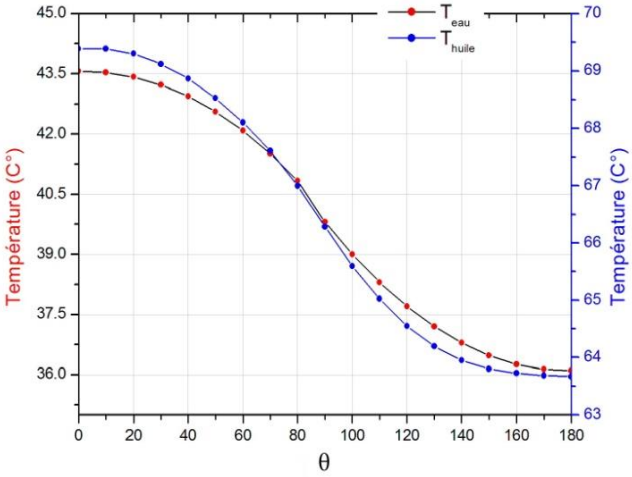


FIGURE 6. La température près de la paroi intérieure suivant θ à z=0.05

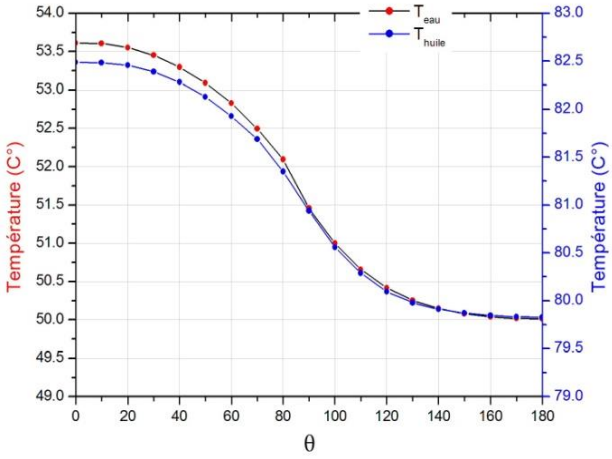


FIGURE 7. La température près de la paroi intérieure suivant θ à z=0.5

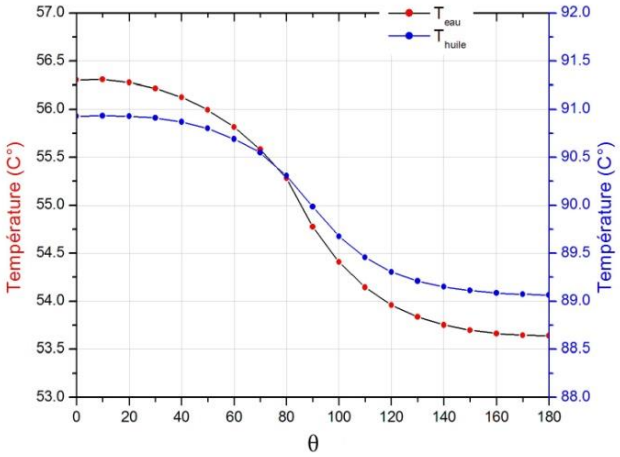


FIGURE 8. La température près de la paroi intérieure suivant θ à z=1

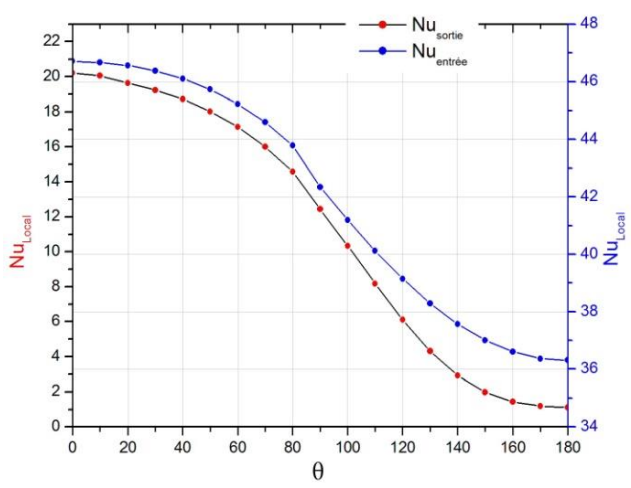


FIGURE 9. Comparaison de Nusselt Local de l'eau entre l'entrée et la sortie

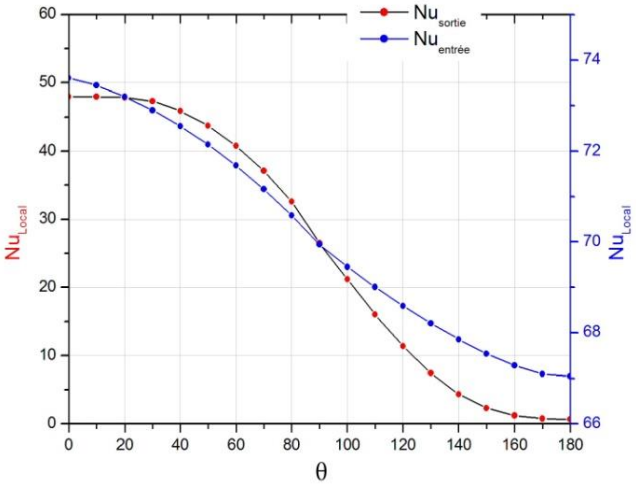


FIGURE 10. Comparaison de Nusselt Local de l'huile entre l'entrée et la sortie

La figure 5 illustre l'évolution de la température moyenne suivant l'axe d'écoulement z de l'eau et l'huile qui présente deux parties: la zone de développement à z=[0,0.2] et la zone d'établissement linéaire à z=[0.2,1]. À la sortie en remarque un ΔT=24°C entre les deux fluides. Cette figure indique aussi l'élimination de l'effet de maillage entre une simulation avec 300 nœuds et 500 nœuds suivant l'axe d'écoulement z.

Les figures 6,7,8 représentent l'évolution de la température de la couche entre la paroi et le fluide suivant θ pour trois différentes positions de z, ces courbes prennent l'allure des courbes de Gauss [4]; à z=0.05 en remarque que ΔT_{huile} = 6°C et ΔT_{eau} = 7°C, à z=0.5 ΔT_{huile} = 3°C et ΔT_{eau} = 4°C et à z=1 ΔT_{huile} = 1.5°C et ΔT_{eau} = 3°C.

La différence entre l'huile et l'eau suivant θ en haut de l'absorbeur à l'entrée ΔT_e = 26°C, à la sortie ΔT_s = 34°C par contre, en bas de l'absorbeur à l'entrée ΔT_e = 28°C et à la sortie ΔT_s = 35°C.

Ces résultats indiquent que l'échange de chaleur avec l'huile thermique est très important par rapport à l'eau.

es figures 9 et 10 étudient la variation de Nusselt local pour l'eau et l'huile suivant θ, en remarque que les valeurs de l'huile sont plus élevées que celles de l'eau et qu'elles sont plus élevées à l'entrée qu'à la sortie.

4. CONCLUSION

Le concentrateur cylindro-parabolique est basé sur les paramètres d'optimisation de la courbe parabolique et sa réflexion des rayonnements solaires, la distance focale du tube absorbeur, le choix de matériaux absorbants, ainsi que le fluide caloporteur utilisé et ces caractéristiques physiques.

Cette étude numérique tient compte de l'échange thermique entre l'absorbeur et le fluide caloporteur pour un écoulement laminaire avec un flux imposé uniformément en bas du tube, dont le transfert thermique est meilleur avec l'huile par rapport à l'eau, d'où la nécessité d'augmenter la surface d'échange de l'absorbeur et de diminuer le débit d'écoulement de l'eau pour optimiser l'échange thermique de ce dernier

On conclut depuis ce travail que les caractéristiques physiques de fluide caloporteur présentent des résultats différents entre les deux fluides caloporteurs

Dans les conditions étudiées, l'utilisation de l'huile thermique permet de réduire l'écart de température entre le fluide caloporteur et la paroi. Ainsi, en ajoutant un isolant à la partie supérieur de l'absorbeur, les pertes thermiques seront minimisées.

REFERENCES

[1] Perier-Muzet, M., Alaphilippe, M., Blancher, S., Stouffs, P., Etude numérique du transfert thermique en convection mixte pour un échangeur de chaleur air/solaire, *Proc. Congrès Français de thermique, Energies et Transports Durables 2010,* Le Touquet, France, Vol 2, pp 143-148.

[2] R.M. Fand, K.K. Keswani, Combined natural and forced convection heat transfer from horizontal cylinders to water, *Int. J.Heat Mass Transfer*, 16 (1973), 1175–1191.

[3] H.A. Mohamed, Y. K. Salman, Experimental investigation of mixed convection heat transfer for thermally developing flow in a horizontal circular cylinder, *Applied Thermal Enginnering*, 27 (2007), 1522-1533.

[4] C.Abid, F.Papini, A.Ropke, D.Veyret. Etude de la convection mixte dans un conduit cylindrique. Approches analytique/numérique et détermination expérimental de la température de paroi par thermographie infrarouge. *Int. J. Heat Mass Transfer*, Vol. 37. No. 1, pp.91-101. 1994

[5] D. K. Choi, D. H. Choi, Developing mixed convection flow in a horizontal tube under circumferentially non-uniform heating, *Int. J. Heat Mass Transfer*, 37-13 (1994), 1899-1913.

[6] T. Boufendi, M. Afrid, Three-Dimensional conjugate conduction-mixed convection with variable fluid properties in a heated horizontal pipe, Rev. Energ. Ren. Vol. 8 (2005) 1-18

TRAITEMENT DES EAUX CHARGES EN IONS Cr (III) et Cr (VI) PAR LA RESINE AMBERLITE IRN150

Nourhane Amani BOUNAB, Wafa HARIZI, Chahrazed BOUKHALFA*

LPTE Département de Chimie, Université Mentouri Constantine -Algérie
*chahrazed_boukhalfa@yahoo.com

RÉSUMÉ

Le chrome est utilisé dans un grand nombre d'applications industrielles telles que le traitement de surface, le tannage, le textile et le chromage.
L'objectif du présent travail est l'étude de l'élimination des ions chrome (III) et chrome (VI) par la résine Amberlite IRN 150 dans un mélange en fonction de différents paramètres.

Les résultats obtenus montrent que dans les eaux chargées en ions Cr(III) et Cr(VI), l'utilisation de la résine IRN150 est conditionnée par le pH du mélange. L'efficacité d'élimination des ions Cr(VI) est plus importante. La modélisation de la cinétique d'élimination des deux ions montre l'importance de la dose de la résine est de la concentration des ions.

Mots Clés: Chrome (III); Chrome (VI); Amberlite 150; Traitement des eaux; Echange d'ions

NOMENCLATURE

Symboles:

Q_e Quantité adsorbée à l'équilibre, mg. g^{-1}.
Q_t Quantité adsorbée à l'instant t, mg. g^{-1}.
k_1 Constante de vitesse, min^{-1}.
k_2 Constante de vitesse, mg. $g^{-1}.min^{-1}$.

1. INTRODUCTION

Le chrome est le 21eme élément le plus abondant dans l'environnement; il présente ≈ 0,02% de la croute terrestre **[1, 2]**. Il ne se trouve pas à l'état libre dans la nature, il est plutôt combiné avec l'oxygène, le fer ou le plomb, formant des oxydes comme la chromite ($FeCr_2O_4$) et la crocitite ($PbCrO_4$). Comme les autres métaux de transition, il existe de nombreux composés de chrome suivant le nombre d'oxydation. Seuls les états d'oxydation (III) et (VI) sont présents dans l'environnement **[3]**. On trouve le chrome dans tous les compartiments de l'environnement, dans l'eau, l'air et le sol mais aussi par extension dans les organismes vivants **[4]**. L'altération et l'érosion des roches ainsi que les précipitations sont une source considérable de libération du chrome et son acheminement vers les eaux de surface et les eaux souterraines **[5]**. Les quantités de chrome introduites dans l'environnement aquatiques sont liées pour l'essentiel à des émissions d'origine industrielle **[6]**.

Le Cr(VI) est très soluble dans l'eau. Cette solubilité lui confère une grande mobilité dans les écosystèmes. Il peut être caractérisé par les équilibres suivants:

$H_2CrO_4 + H_2O \longleftrightarrow HCrO_4^- + H_3O^+$ .....(1)
$HCrO_4^- + H_2O \longleftrightarrow CrO_4^{2-} + H_3O^+$ .....(2)
$2CrO_4 + 2H^+ \longleftrightarrow Cr_2O_7^{2-} + H_2O$ ..... (3)

Le Cr(III) est la forme la plus stable, il forme en solution des sels stables avec la majorité des anions et des complexes avec la plupart des ligands donneurs d'électrons. La solubilité du Cr(III) dans l'eau dépend de la valeur du pH selon les équilibres suivants:

$Cr^{3+} + H_2O \longleftrightarrow Cr(OH)^{2+} + H^+$ .....(4)
$Cr(OH)^{2+} + H \longleftrightarrow Cr(OH)_2^+ + H^+$ .....(5)
$Cr(OH)_2^+ + H_2O \longleftrightarrow Cr(OH)_3 + H^+$ .....(6)
$Cr(OH)_3 + H_2O \longleftrightarrow Cr(OH)_4^- + H^+$ .....(7)

2. METHODE EXPERIMENTALE

Dans l'objectif d'étudier l'élimination des ions Cr(III) et Cr(VI) en mélange dans les eaux, nous avons utilisé la résine Amberlite IRN150 (*PROLABO*) qui possède un groupement acide et un groupement basique. Les essais d'élimination on été réalisés en batch en fonction du pH, du temps de contact et de la concentration initiale des ions. Dans tous les essais, les suspensions formées ont été filtrées et les concentrations résiduelles des ions ont été déterminées dans les filtrats récupérés par spectrométrie UV-Visible. Le chrome(VI) est dosé directement et le chrome(III) est dosé après oxydation à chaud en milieu alcalin.

3. RESULTATS

Dans le mélange des deux ions, l'augmentation de la concentration des ions Cr(VI) implique une diminution de l'élimination des ions Cr(III). Cependant, une légère augmentation de l'élimination des ions Cr(VI) est observée quand la concentration des ions Cr(III) augmente (Figure 1).

L'évolution de élimination des ions Cr(III) en fonction du pH dans le mélange (Figure 2), montre une augmentation quand le pH augmente pour atteindre un maximum à pH>6,5. Ce comportement est identique à celui enregistré dans plusieurs études qui concernent l'élimination des ions Cr(III) seuls par les résines échangeuses de cations **[7-10]**.
L'augmentation de la concentration des ions Cr(VI) n'a aucun effet sur l'élimination des ions Cr(III) par la résine Amberlite150..

Le maximum d'élimination des ions Cr(VI) par la résine IRN150 en présence des ions Cr(III) (Figure 3) est obtenue à pH acide. L'augmentation du pH implique une diminution de l'élimination. Cette diminution est moins importante quand la concentration des ions Cr(III) augmente. Dans des études qui concernent l'élimination des ions chrome (VI) par différentes résines échangeuses d'anions; il a été montré que le maximum d'élimination des ions Cr(VI) est obtenus dans la gamme ($1 \leq pH \leq 5$) et que l'élimination diminue fortement avec l'augmentation du pH **[11]**.

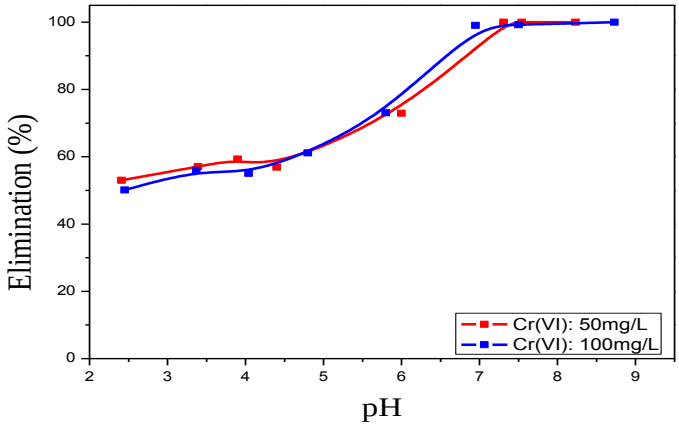


Figure 2: Effet du pH sur l'évolution de l'élimination des ions Cr(III) par la résine IRN150 dans le mélange (Cr(III) +Cr(VI)) ([Cr(III)]: 50 mg/L; dose de la résine: 1 g/L; t: 60 min)

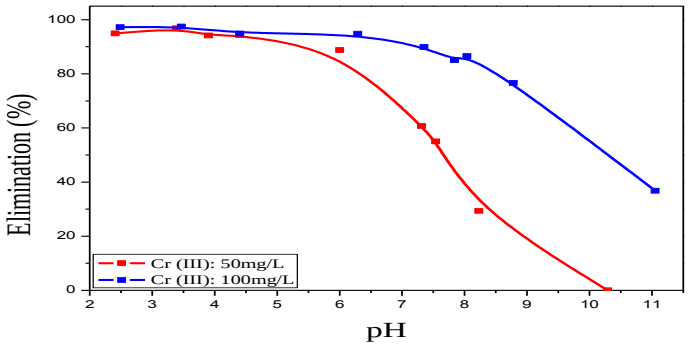


Figure 3: Effet du pH sur l'évolution de l'élimination des ions Cr(VI) par la résine IRN150 dans le mélange (Cr(III)+Cr(VI)) (Cr(III)+Cr(VI)) ([Cr(VI)]:50 mg/L; dose de la résine:1 g/L; t: 60 min)

L'évolution de la fixation de chaque ion en présence de l'autre en fonction du temps (Figure 4) est caractérisée par deux étapes; la première étape rapide ne dépasse pas 20minutes dans les deux cas. Des temps d'équilibre de 12 min et 30min ont été enregistrés pour l'élimination des ions Cr(III) et Cr(VI) respectivement par échange d'ions **[7, 11]**. A pH:5, l'élimination des ions Cr(VI) par la résine IRN150 est plus importante que celle des ions Cr(III).

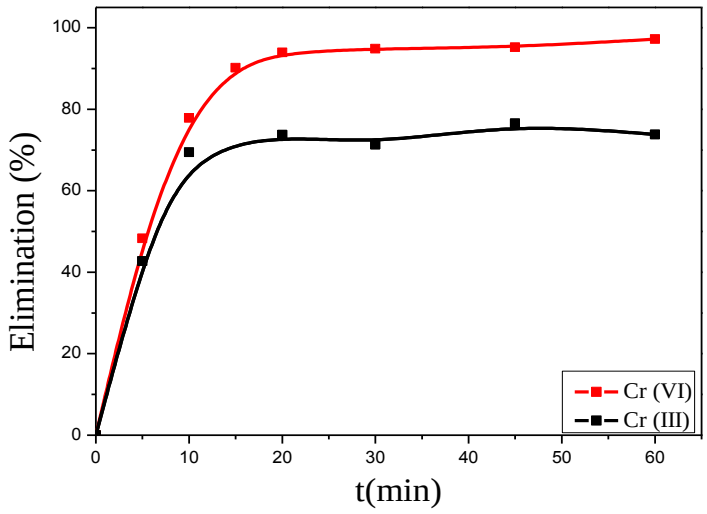


Figure 4: Effet du temps sur l'évolution de l'élimination des ions Cr(III) et Cr(VI) par la résine IRN150 dans le mélange (Cr(III)+Cr(VI)) ([Cr(VI)]: 25 mg/L; [Cr(III)]: 25 mg/L; dose de la résine: 1g/L; t: 60min; pH: 5)

Afin d'exprimer la cinétique d'élimination des deux ions, nous avons testé les équations des modèles du premier ordre et du deuxième ordre.

Dans le premier modèle, la cinétique est exprimée par l'équation:

$$\frac{dQ_t}{dt} = K_1(Q_e - Q_t)$$

L'intégration de cette équation donne l'équation linéaire:

$$\ln(Q_e - Q_t) = \ln(Q_e) - k_1\ t$$

Selon le deuxième modèle, la cinétique est exprimée par l'équation:

$$\frac{dQ_t}{dt} = k_2(Q_e - Q_t)^2$$

L'intégration de cette équation donne l'équation linéaire:

$$\frac{t}{Q_t} = \frac{1}{K_2 Q_t^{\,2}} + \frac{t}{Q_e}$$

La modélisation de la cinétique d'élimination des deux ions par la résine IRN150 montre que seule le modèle du deuxième ordre peut décrire les données expérimentales (Figure 5). Les constantes de vitesse calculées par l'équation de ce modèle, montrent que l'élimination des ions Cr(VI) dans le mélange est plus rapide (Tableau 1).

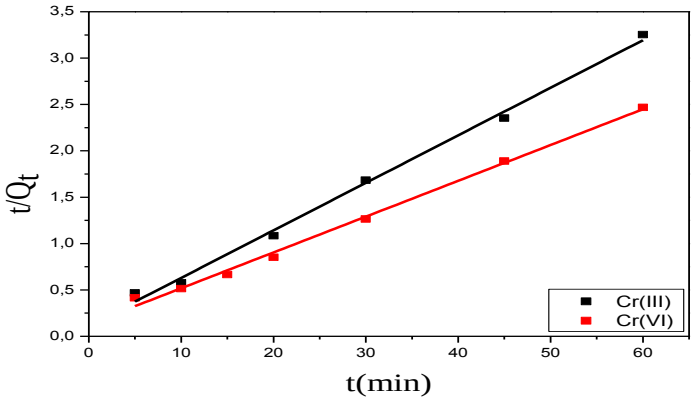


Figure 5: Cinétique du deuxième ordre de l'élimination des ions Cr(III) et Cr(VI) par la résine IRN150 dans le mélange (Cr(III)+Cr(VI))

Tableau 1: Paramètres cinétiques de l'élimination des ions Cr(III) et Cr(VI) par la résine IRN150 dans le mélange (Cr(III)+Cr(VI))- Modèle cinétique du deuxième ordre

Ions	R^2	K_2	Q_e (mg/g)
Cr(III)	0,995	0,0225 ($mg.g^{-1}.min^{-1}$)	19,51
Cr(VI)	0,995	0,0113 ($mg.g^{-1}.min^{-1}$)	25,89

REFERENCES

[1] M. Stoeppler (1992). Hazardous metals in the environment.

[2] L. Ebdon, L. Pitts, R. Cornelis, H. Crews, O.F.X. Donard, P. Quevauviller (2001). Trace Element Speciation for Environment, Food and Health.

[3] J. guertin, J.A. Jacobs, C.P. Avakian (2004). Chromium(VI) handbook. CRC Press.

[4] Adel M. Zayed, Norman Terry (2000). Chromium in the environment: factors affecting biological remediation. Plant and Soil, 249:139–156.

[5] John A. Izbicki, Michael T. Wright, Whitney A. Seymour, R. Blaine McCleskey, Miranda S. Fram, Kenneth Belitz, Bradley K. Esser, (2015). Cr(VI) occurrence and geochemistry in water from public-supply wells in California, Applied Geochemistry., 63: 203-217

[6] I.Chaàbna et C. Boukhalfa (2015). Removal of Chromate from Aqueous Solutions by Adsorption onto Commercial Activated Carbon. Research Journal of Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences. 953-959.

[7] Sahu, S.K., Meshram, P., Pandey, B.D., Kumar,V., Mankhand, T.R (2009). Removal of chromium(III) by cation exchange resin, Indion 790 for tannery waste treatment. Hydrometallurgy, 99: 170–174.

[8] Bajpai, S., Lakshman, K., Guru Krupa, N., Vidushi B (2013). Studies on removal of chromium (III) using SR1L NA resin. International Journal of Science, Environment and Technology, 2: 649 – 653.

[9] Rengaraj, S.,Yeon, K.H., Kang, S.Y., Lee, J.U., Kim, K.W., Moon, S.H (2002). Studies on adsorptive removal of Co (II), Cr (III) and Ni(II) by IRN77 cation-exchange resin. Journal of Hazardous Materials, 92: 85-98.

[10] Rengaraj, S., Joo, C.K., Kim, Y., Yi, J (2003). Kinetics of Removal of Chromium From Water and Electronic Process Wastewater by Ion Exchange Resins: 1200H, 1500H and IRN97H. Journal of Hazardous Materials, 102: 257-275.

[11] Taihong Shi, Zhuochao Wang, Yang Liu, Shiguo Jia, Du changing (2009). Removal of hexavalent chromium from aqueous solutions by D301, D314 and D354 anion-exchange resins. Journal of Hazardous Materials, 161: 900-906.

IMPACT DES LAMES NANOMÉTRIQUES INSÉRÉES EN SANDWISHS SUR LES PROPRIÉTÉES VIBRATIONNELLES DES STRUCTURES CFC [110]

Fazia LEKADIR[1] et Rachid TIGRINE[1,2]

[11]Laboratoire de Physique et Chimie Quantique, Université de Tizi-Ouzou, 15000 Tizi-Ouzou, Algérie
[2]Institut des Molécules et des Matériaux du Mans UMR 6283, Université du Maine, 72085 le Mans, France

RÉSUMÉ

La dynamique vibrationnelle des structures cubiques contenants plusieurs zones d'interfaces fera l'objet de notre travail. En particulier, nous nous interessons aux mouvements des ondes élastiques via des lames atomiques minces insérées en sandwish dans les structures cubiques de méme type. La premiere structure examinée est de type A/B/A, obtenue par raccordement de deux systémes semi-infinis par un film ultramince et à maillage semblabla a celui des systémes situés de part de d'autre.

Dans le but de connaitre l'influence des lames inserées, nous avons augmenter le nombre de lames minces, en considerant les structures A/2B/A et A/3B/A. Les simulations numériques sont menées à l'aide des programmes élaborés par nous même, ce qui a permis de relever le comportement et les propriétés des systémes étudiés et de predire leurs évolutions.

Mots Clés: *Films Minces, Propriétés Vibrationnelles, Nanomatériaux, Lames Atomiques*.

NOMENCLATURE

Symboles :

m(l) la masse de l'atome, kg
$\vec{r}(l,l')$ vecteur
$k(l,l')$ la constante de force J.m^{-2}
F force N
r est le module du vecteur $\vec{r}(l,l')$,

Lettres grecques :

$\vec{u}_\alpha$ est l'amplitude de vibration
α et β représentent les directions cartésiennes *x*, *y*, et *z*
r_α et r_β sont respectivement les composantes cartésiennes selon α et β

1. INTRODUCTION

Les couches ultaminces sont des nanomatériaux dans une direction déterminée de l'espace. Elles sont déposées sous forme de lames atomiques sur un matériau appelé substrat. Elles ont suscité l'intéret des scientifiques L. Esaki et R. Tsu des laboratoirs IBM dans las années 1970, qui se sont consacrés à l'étude de la croissance des couches minces des super-réseaux . La naissancede cette discipline a révolutionnédurablement la physique des semi-conducteurs. Les études s'y rapportant sont stimulées par le progrésréalisé dans le domaine de technique d'élaboration [1] et de carractérisation [2-3],développées dans les années 1980, notamment par les laboratoires Bell. La possibilité de synthétiser de façon controlée, de fonctionnaliser et de perfectionner les films ultraminces,

afin derepondre aux besoins des nanotechnologies, confére à ces matériaux un interet grandissant. Leur utilisation économique en rapport avec leurs propriétées physiques a élargi leurs domaines d'application, grace a leur intégration dans les dispositifs microet nanoélectroniques [4], les systémes micro électromécaniques (MEMS) ainsi que pour les besoins des télécommunications, de la santé...etc.

2. DYNAMIQUE VIBRATIONNELLE DES SYSTEMES ORDONNES ET DESORDONNES

La dynamique des atomes d'un solide est décrite par la deuxième loi de Newton :

$$m(l)\frac{d^2\vec{R}i}{dt^2}=\sum\vec{F} \tag{1}$$

Dan le cadre de l'approximation harmonique [5-6] associé au modèle des forces centrales l'équation du mouvement d'un atome occupant le site *l* s'écrit :

$$m(l)\frac{d^2\vec{u}_\alpha}{dt^2}=-\sum_{l\neq l'}\sum\left(\frac{r_\alpha r_\beta}{r^2}\right)K(l,l')\left[\vec{u}_\beta(l,t)-\vec{u}_\alpha(l',t)\right] \tag{2}$$

Où α et β représentent les directions cartésiennes *x*, *y*, et *z*, *m(l)* la masse de l'atome au site *l*. $\vec{u}_\alpha(l,t)$ est l'amplitude de vibration suivant la direction α ; r_α et r_β sont respectivement les composantes cartésiennes selon α et β du vecteur $\vec{r}(l,l')$ joignant les positions d'équilibres des atomes aux sites *l* et l', *r* est le module du vecteur $\vec{r}(l,l')$, $k(l,l')$ la constante de force de rappelle entre deux sites.

3. METHODE EMPLOYEE

La méthode utilisée a été introduite pour la première fois par *Feuchtwang* lors d'une étude de l'équilibre de la structure statique d'un réseau cristallin semi-infini à trois dimensions [7]. Elle a été reprise en 1987 par *Khater* et *Szeftel* dans deux articles ; le premier est le développement du formalisme mathématique utilisé et le second est une application aux surface Ni(100) et Ni(100)+C(2x2) [8-9]. Depuis, la méthode dite de raccordement a contribué à l'étude de la dynamique vibrationnelle de plusieurs systèmes physiques par plusieurs auteurs. La méthode de raccordement est utilisée afin d'en déduire une approche analytique pour déterminer les grandeurs physiques caractérisant les systèmes désordonnés. L'application de cette méthode à l'étude des ondes de vibrations du système consiste à décrire le mouvement de vibrations des atomes par un nombre fini d'équations. Son application exige que l'espace du solide (système) soit divisé en trois régions:

- *Zone parfaite* : c'est la région ou on retrouve le volume ; elle est caractérisée par une périodicité tridimensionnelle et c'est elle qui permet de tracer les courbes de dispersion en volume.
- *Zone de défaut (ou la zone perturbée)* : c'est la région qui renferme toutes sortes de nanostructures et de défauts, la périodicité est perturbée dans cette zone ce qui conduit à des propriétés différentes de celles de volume.
- *Zone de raccordement* : c'est la limite entre les régions parfaites et les atomes de la zone de défaut. Elle permet de raccorder analytiquement les modes induits par le défaut avec les états de vibrations évanescents de la zone parfaite.

4. SYSTEMES MODELES

- **Système A/B/A**

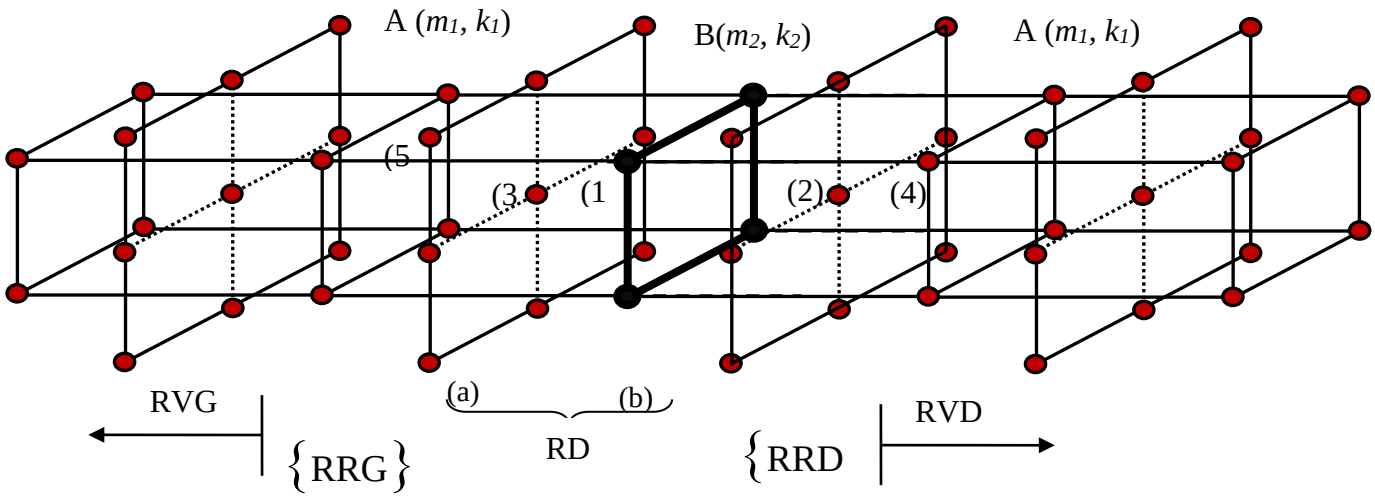


FIGURE 1. Représentation schématique d'une lame insérée en sandwich entre deux systèmes de type cfc suivant la direction [110] de type A/B/A

- **Système A/2B/A**

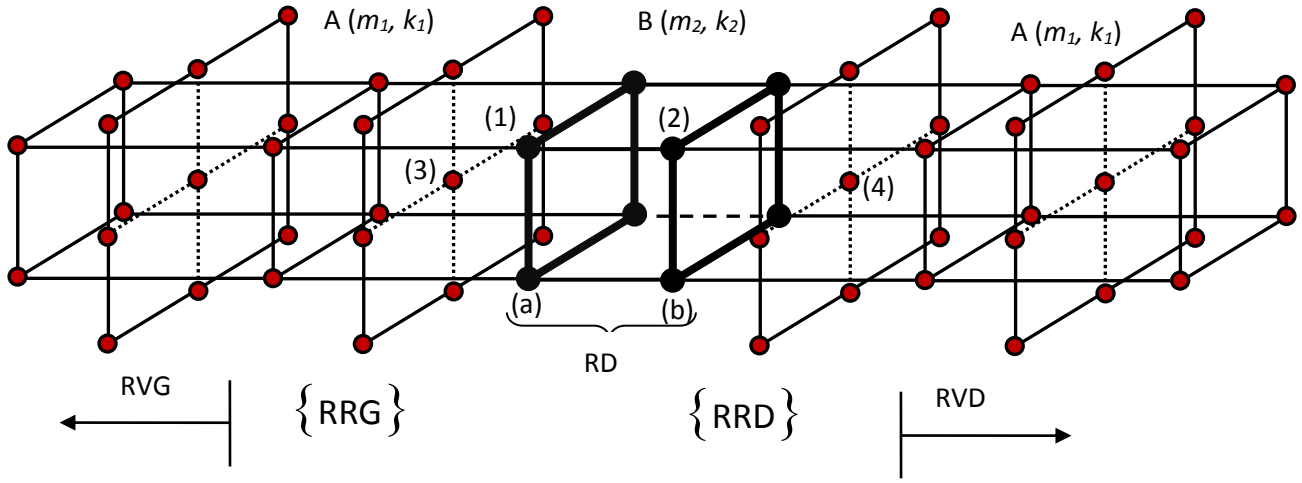


FIGURE 2. Représentation schématique d'une lame insérée en sandwich entre deux systèmes de type cfc suivant la direction [110] de type A/2B/A

- **Système A/3B/A**

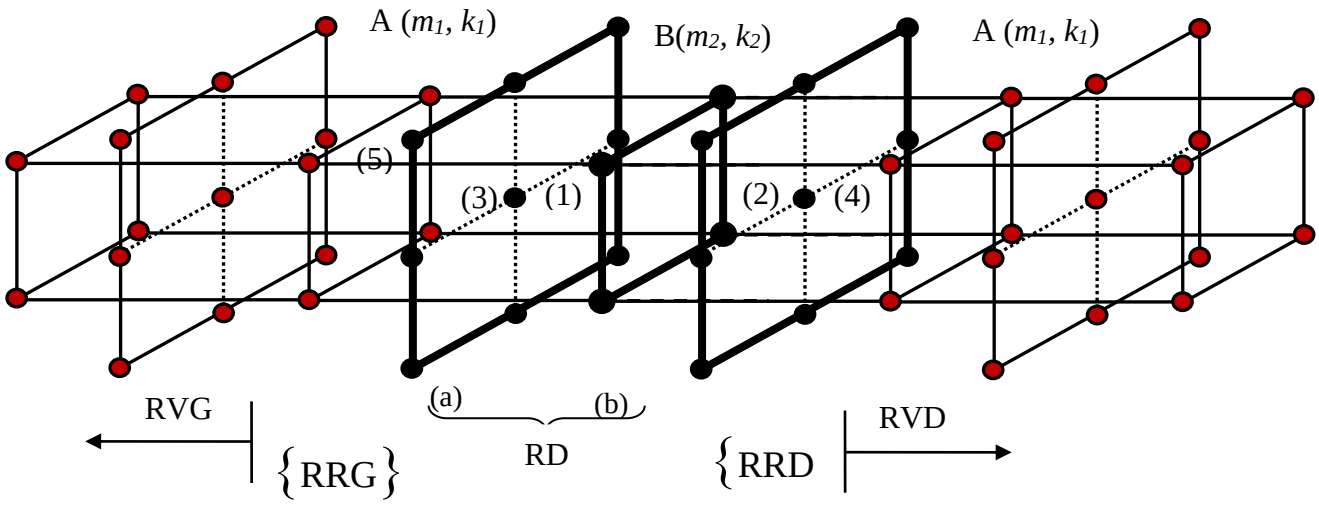


FIGURE 3. Représentation schématique d'une lame insérée en sandwich entre deux systèmes de type cfc suivant la direction [110] de type A/3B/A

5. RESULTATS ET DISCUSSIONS

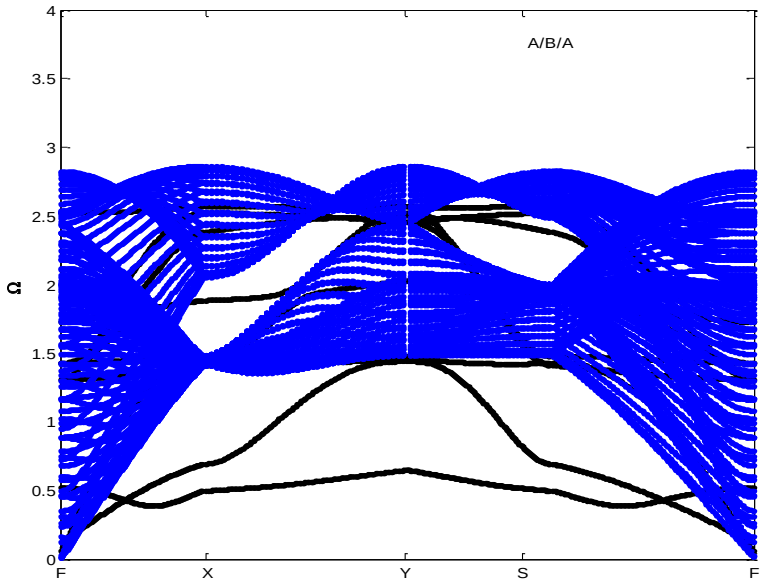


FIGURE 4. Les états localisés au niveau d'une interface du type A/B/A

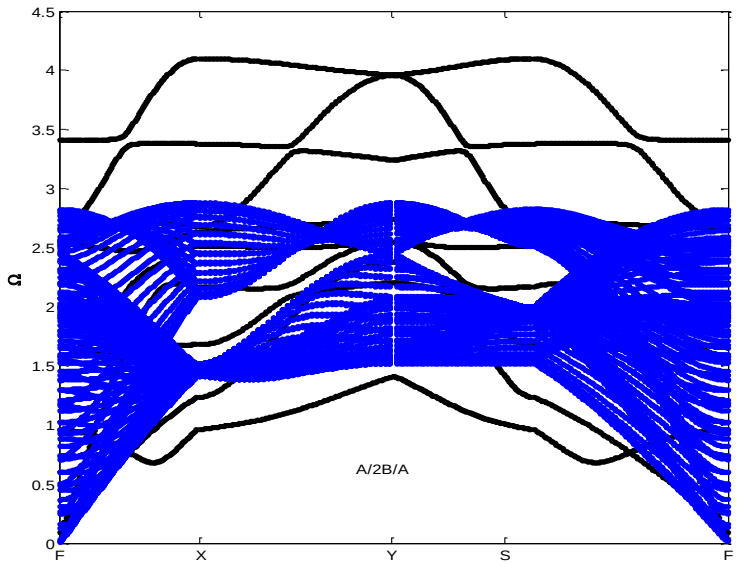


FIGURE 5. Les états localisés au niveau d'une interface du type A/2B/A

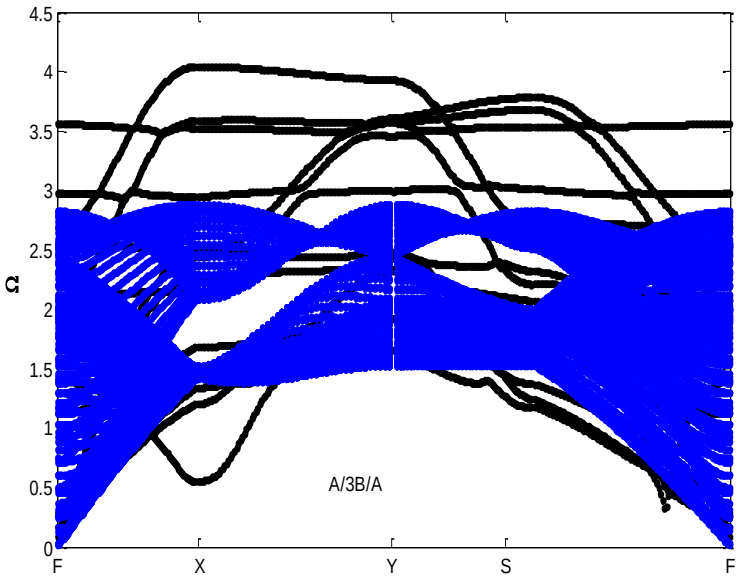


FIGURE 6. Les états localisés au niveau d'une interface du type A/3B/A

Les résultats sont donnés sur les Fig. 4, dans le cas d'une interface A/B/A, les courbes présentent quatre branches de phonons localisés au dessous de la bande de phonons du volume. Nous constatons que ces branches optiques sont moins énergétiques que les phonons du volume, de plus, nous observons quatre branches des phonons localisés à l'intérieur du gap de volume. Dans le cas d'une interface A/2B/A, les résultats sont donnés par la Fig. 5. Nous notons l'apparition de trois branches de phonons localisés au dessus de la bande passante, par contre, à l'intérieur du gap supérieur du volume, nos résultats détaillent trois branches. Au dessous de la bande

du volume, nous constatons l'existence juste de deux branches de phonons dont l'énergie est inferieure à celle des phonons du volume. Sur la Fig. 6, nous présentons nos résultats dans le cas d'une interface A/3B/A. Nos résultats montrent la présence de six branches de phonons localisés au dessus de la bande de phonons en volume, et trois branches à l'intérieur du gap de volume. Nos notons aussi l'existence de trois branche au dessous de la bande de volume.

6. CONCLUSION

Ce travail reporte une investigation des propriétés vibrationnelles de la structure de l'interface alliage ordonnée. La méthode de raccordement employée ici pour les calculs analytiques et numériques de ces propriétés vibrationnelles en interface, s'avère être un outil théorique de base et efficace.
Nous avons relevé que le nombre de lames insérées influe fortement sur les courbes des phonons localisées. A chaque fois que le nombre de lames insérées est grand, les énergies des branches de phonons localisés sont grandes, et ces branches se situent au dessus de la bande des phonons du volume ; et diminue au fur et à mesure que nombre de lames est petit. Nous avons montré la présence de trois types de modes localisés, le premier est un mode de Rayleigh, il se propage suivant la direction de haute symétrie, le second type est à l'intérieur de la bande de volume, le troisième est attribué à des modes propres localisés d'Einstein à des hautes fréquences. La présence de plusieurs lames atomiques dans une structure peut jouer le rôle d'un amplificateur pour certaines ondes, ils permettent ainsi d'apporter une réponse complète sur la maîtrise parfaite des propriétés des systèmes en présence d'interfaces va contribuer à la fabrication et la production de matériaux de caractéristiques améliorés, multi fonctionnels moins coûteux, plus légers et plus fiables.

REFERENCES

[1] Foxon, C. T, Acta Electron. 21 139 (1978).

[2] Paul K. Hansma and Jerry Terrsoft, Scanning tunneling microscopy, *J. Appl. Phys*. 61, R1, 1987.

[3] G. Binning, C. F. Quate, and Ch. Gerber, Atomic Force Microscope, *Phys. Rev. Lett.* 56, 930 , 1986; T. A. Albrecht and C. F. Quate, Atomic resolution imaging of a nonconductor by atomic force microscopy, *J. Appl. Phys*. 62, 2599 , 1987.

[4] Green, M. L.,Schenck, P. K., Chang K.,S, Ruglovsky, J., and Vaudin, M., Higher-k dielectrics for advanced silicon microelectronic devices: A combinatorial research study, 2009, 86, Jul. Sep. Pp.1662-1664.

[5] A. Maradudin, R. F. Wallis and L. Dobrzynski, *Handbook of Surfaces and Interfaces*, *Vol. **3*** Garland, New York, 1980.

[6] H. Ibach and H. Lüth, *Solid-State Physics:* An Introduction to Principles of Materials Science, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009.

[7] T. E. Feuchtwang, Dynamics of a Semi-Infinite Crystal Lattice in a Quasiharmonic Approximation. II. The Normal-Mode Analysis of a Semi-Infinite Lattice, *Phys. Rev.* 155, 731, 1967.

[8] J. Szeftel and A. Khater, Calculation of surface phonons and resonances: the matching procedure revisited: I, *J. Phys. C :Solide state Phys.* 20, 4725, 1987.

[9] J. Szeftel, A. Khater ,F, Mila , Calculation of surface phonon dispersion on Ni(100) and Ni(100)+c(2×2) along the (010) direction by means of the matching procedure. II, S.d'Addato and N. Auby, *J. Phys.C : Solide state Phys.* 21, 2113, 1988.

L'ETAT DE SANTE DE L'ECO-COMPLEXE DES ZONES HUMIDES DE GUERBES SANHADJA : CAS DE GARAET HADJ TAHAR (SKIKDA, NORD-EST DE L'ALGERIE)

KOUTI Amina[1], MEZEDJRI Lyamine[2, 3] et HOUHAMDI Moussa[4].

[1]Département SNV, Faculté des sciences, Université Chadli Bendjedid, El Tarf ALGÉRIE. Courriel : koutiamina@gmail.com
[2]Laboratoire de biologie végétale et environnement, Département de biologie, Faculté des sciences, Université Badji Mokhtar, ANNABA 23000 ALGÉRIE. Courriel : mezedjri.lyamine@gmail.com
[3]Département de Biologie, Université du 08 mai 1945, GUELMA, ALGÉRIE.
Courriel : houhamdimoussa@yahoo.fr

RESUME

L'éco-complexe des zones humides de Guerbes Sanhadja compte 31 sites classés de la convention de Ramsar depuis février 2001. Dans le but de faire une évaluation de la qualité bactériologique et physico-chimique de l'eau, nous avons choisis un marais permanant d'eau douce de ce complexe; Garaet Hadj Tahar. Les résultats nous ont permis de déduire une contamination bactérienne de l'eau de ce marais. Les résultats des analyses physico chimiques montrent que l'eau de Garaet Hadj Tahar est de qualité bonne à acceptable pour les différents paramètres recherchés.

Mots clés: *Guerbes Sanhadja, l'eau, bactériologique, physico-chimique.*

NOMENCLATURE

Symboles :	CF : Coliformes fécaux
°C : Degré Celsius	CT : Coliformes totaux
CE : Conductivité électrique	SF : Streptocoque fécaux
DCO : Demande chimique en oxygène.	MES : Matière en suspension
N.P.P : Nombre le plus probable	DBO_5 : Demande biochimique en oxygène
TDS : Total des solides dissous.	µS : Micro siemens

1. INTRODUCTION

Les zones humides ont la capacité de stocker et de restituer progressivement des grandes quantités d'eau, elles permettent l'alimentation des nappes d'eau souterraines et superficielles. En favorisant l'épuration grâce à leur riche biocœnose, elles participent à la préservation de la qualité de l'eau. Cependant l'équilibre écologique de ces écosystèmes est menacé par l'impact de deux facteurs principaux: Les changements climatiques défavorables, la diminution de la pluviométrie, et l'impact anthropique.

L'Algérie est un vaste pays doté d'une riche palette de zones humides, ces milieux qui font partie des ressources les plus précieuses sur le plan de la diversité biologique et de la productivité naturelle. Le complexe des zones humides de Guerbes Sanhadja compte trente une zones humides répartie entre lacs, étangs, marais aulnaies et lagunes.

La présente étude scientifique porte sur l'évaluation de la qualité de l'eau des principales zones humides de l'éco complexe de Guerbes Sanhadja (Wilaya de Skikda) durant la période hivernale. L'axe principal de cette étude a été orienté vers un examen bactériologique et physicochimique de l'eau de Garaet Hadj Tahar.

2. MATERIEL ET METHODES

2.1. *La zone d'étude*

Le Complexe de zones humides de la plaine de Guerbes-Sanhadja est situé entre la latitude 36°46' à 37° N et longitudes 7°8' à 7° 25' E dans la partie Nord-Est de l'Algérie. C'est une grande plaine littorale bordée à l'Ouest par les collines côtières de Skikda et à l'Est par le massif forestier côtier de Chetaibi. La superficie totale de la zone s'étend sur 42.100 ha. [1]
Notre étude se concentre principalement sur l'évaluation de la qualité bactériologique et physico-chimique de l'eau d'une marais de l'éco-complexe de Guerbes Sanhadja wilaya de Skikda qui est :
Garaet Hadj Tahar est un étang côtier de 112 ha désigné comme site Ramsar depuis le 2 février 2001. Ce plan d'eau douce situé à une vingtaine de kilomètres de la Méditerranée présente une forme ovale très allongée**.** Elle peut rester ainsi tout le long de l'année malgré l'évaporation d'été et le pompage local intensif. [2]

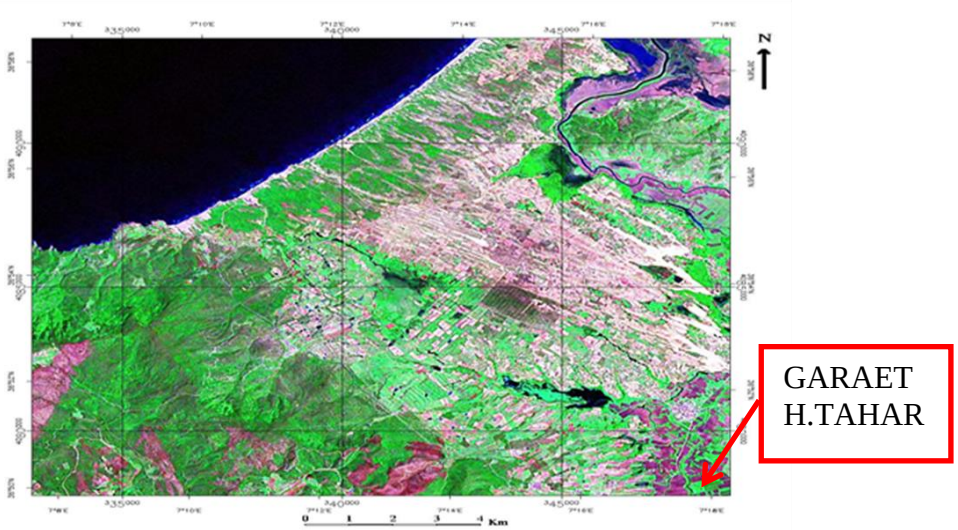


Figure 1. *Image satellite de Garaet Hadj Tahar (Mosaïque LANDSAT, N-32-35).* [3]

1.2. *Prélèvement*

Les prélèvements sont étalés sur la période hivernale et pendant 4 mois (à partir du mois de Décembre 2012 jusqu'au mois de Mars 2013); La fréquence d'échantillonnage a été d'un seul prélèvement par mois. Au niveau de chaque station nous avons effectués un prélèvement d'eau pour l'analyse bactériologique et physico-chimique.

1.3. *Analyses physicochimiques et bactériologiques*

Les paramètres physicochimiques recherchés, les méthodes utilisées sont résumées dans le tableau 1

Paramètres Physico-chimiques	**Méthodes d'analyses**	**Unité**
Température (T°)	pH mètre pour mesure en profondeur avec sonde de température intégrée TA 197-pH-WTW.	°C
Potentiel d'hydrogène (pH)		
Conductivité électrique (CE)	Conductimètre (Conductivité, Salinité, Total solide dissous, Température) pour mesure en profondeur avec sonde intégrée TA 197_Cond.	µs/cm
TDS		mg/l
Salinité		
Oxygène dissous	Oxymètre pour mesure en profondeur TA197-OXIWTW.	%
Matière en suspension (MES)	La méthode de filtration sur membrane	mg/l
Demande chimique en oxygène (DCO)	Oxydation de la matière organique oxydable présente dans l'eau, par un excès de dichromate de potassium.	mg/l
Demande biochimique en oxygène (DBO_5)	Mesure de l'oxygène consommé en cinq jours d'un échantillon d'eau dans une enceinte thermostatée à 20°C.	mg/l
Nitrates	Un dosage spectrophotométrique	mg/l
Nitrites		mg/l
Paramètres bactériologique	Méthodes d'analyses	Unité
Dénombrement des germes totaux	**Ensemencement en profondeur sur gélose TGEA**	**GT/ml**
Dénombrement des coliformes fécaux	Méthode NPP (incubation au milieu BCPL à 37°C/ 24 à 48 h)	CF/ml
Dénombrement des coliformes totaux	Méthode NPP test de Mac Kenzie (incubation au milieu Schubert à 44°C/ 24 h)	CT/ml
Dénombrement des streptocoques fécaux	Méthode NPP (incubation au milieu Rothe à 37°C/ 24 h)	SF/ml
Identification des germes pathogène	Observation macroscopique et microscopique et identification biochimique	

Tableau 1. Méthodes d'analyses des différents paramètres physicochimiques

3. RESULTATS ET DISCUSSIONS

3.1. *Résultats et discussions des analyses physicochimiques*

Les résultats des analyses effectués sont illustrés dans la figure 2.

- *Température*

Les valeurs de la température enregistrées sont basses, parce que l'étude que nous avons effectuée s'étale sur la période hivernale (à partir du mois de décembre jusqu'à mars), en plus de l'heure du prélèvement et l'insolation.

- *Potentiel d'hydrogène (pH)*

Les résultats des mesures du pH montrent que l'eau au niveau des trois zones d'étude est de pH plus au moins neutre.

- *Conductivité électrique le TDS et La salinité*

Les valeurs de la conductivité électrique variée entre 1593-699 µs/cm, la salinité est variée entre 0.1-0.7 ; les valeurs du TDS oscillent entre 591-1351 mg/l. D'une manière générale, la teneur de l'eau en sels dissous est comme celles de la conductivité et de la salinité varie avec les conditions climatiques ; la diminution dans les périodes pluviales peut être attribuée à un phénomène de dilution Cependant, ce paramètre croit progressivement avec l'évaporation de l'eau (l'augmentation de la température).
D'après la grille d'appréciation de la qualité de l'eau, nous pouvons noter que l'eau de Garaet Hadj Tahar est d'excellente qualité (CE < 2500 µs/cm)

D'une manière générale, la teneur de l'eau en sels dissous est comme celles de la conductivité et de la salinité varie selon les conditions climatiques ; la diminution (Le mois de février) dans les périodes pluviales peut être attribuée à un phénomène de dilution Cependant, ces paramètres croient progressivement avec l'évaporation de l'eau.
L'eau de Garaet Hadj Tahar et l'eau de Garaet Lemsaouessa sont d'excellente qualité, par contre l'eau de Garaet Beni M'hamed est variée entre excellente, médiocre et excessivement pollué.

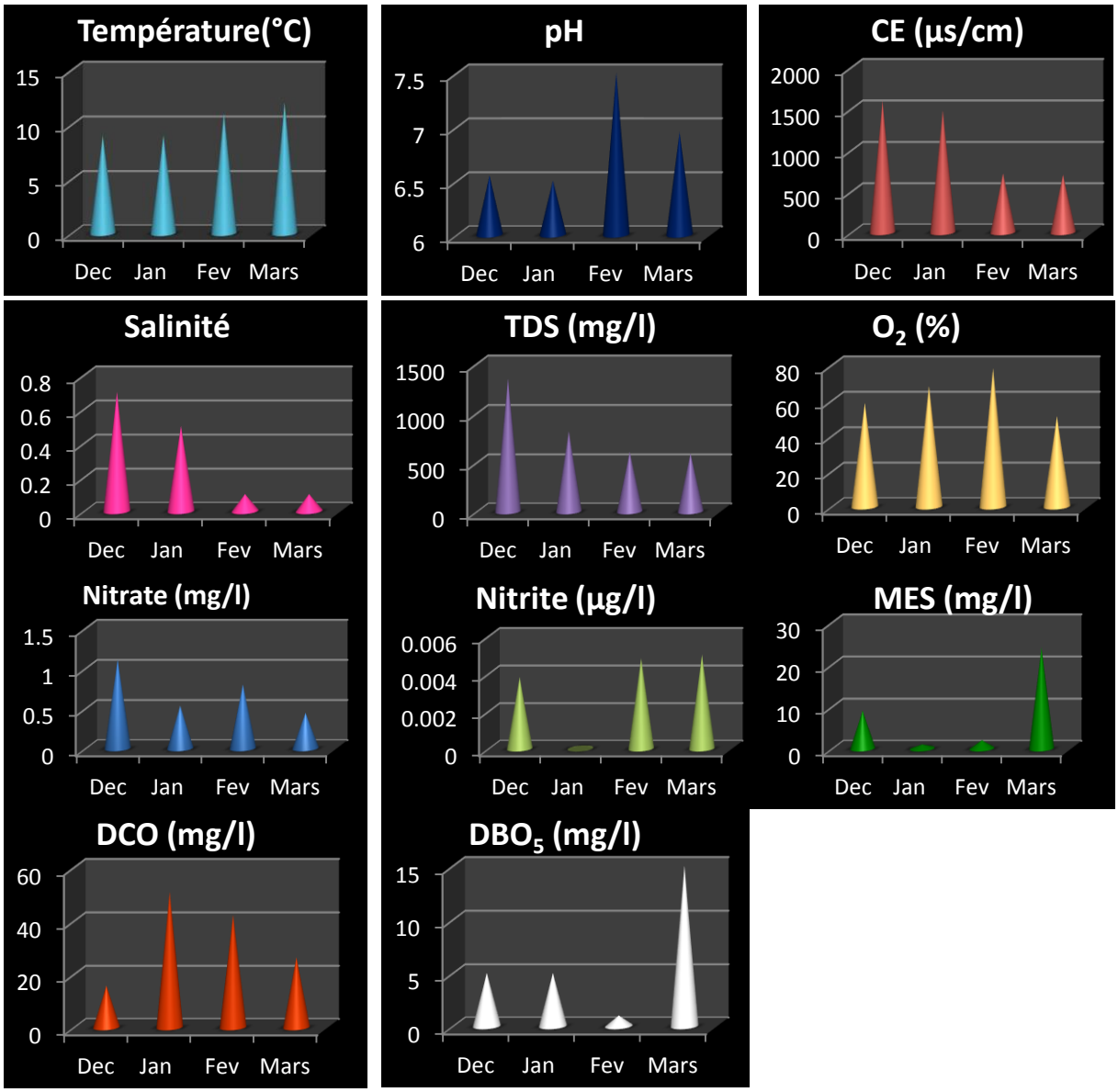


Figure 2: Variation des teneurs de l'eau de Garaet Hadj Tahar des différents paramètres physico chimiques recherchées.

- *L'oxygène dissous*

La teneur de l'eau en oxygène dissous est variée entre 51-78 %. Ces variations pouvant être en fonction de la présence des végétaux, des matières organiques oxydables, des organismes et des germes aérobies [4]. Selon la grille d'appréciation de la qualité de l'eau selon la saturation en oxygène dissous ; l'eau de garaet Hadj Tahar est de qualité bonne à passable durant la période hivernale.

- *Matière en suspension (MES)*

La teneur de l'eau en MES oscillent entre 1-24 mg/l. Ces variations de la teneur de l'eau peuvent être dues à l'augmentation de la précipitation et l'élévation du niveau de l'oued el Kebir, qui occasionnent cette augmentation de la teneur en matière en suspensions et à la nature de la marais étudié. Les valeurs moyennes de MES sont inférieures à 30 alors, l'eau de de Garaet Hadj Tahar est de qualité normale.

- *Demande biochimique en oxygène (DBO_5)*

Les valeurs de la DBO_5 enregistrées varient entre 1 et 15mg/l, Les valeurs élevées de la DBO_5 sont liés à la dégradation de la matière organique par les microorganismes. Ce phénomène est favorisé par l'augmentation de la température, et a résulté une diminution de l'oxygène dissous. La diminution de la DBO_5 est probablement due à l'effet de pluie qui contribue à la dilution de l'eau et par conséquent la réduction du nombre des microorganismes. D'après la grille d'appréciation de la qualité de l'eau, l'eau est de bonne qualité durant la période hivernale.

- *Demande chimique en oxygène*

Les valeurs de la DCO oscillent entre 15et 52 mg/l ; La variation de la teneur en DCO peut être expliquée par l'effet de la température (évaporation), la pluviométrie (La dilution de l'eau) et la teneur de l'eau en matière organique.

- *Nitrates*

Les teneurs de l'eau en nitrates montrent une légère variation oscille entre 0,044 – 1,11 mg/l. Au niveau de Garaet Hadj Tahar les valeurs sont très proches la valeur maximale est enregistrée pendant le mois de décembre. L'augmentation de la teneur en nitrates peut être due au lessivage des fertilisants utilisés dans les sols agricoles situés sur les bords de la marais et l'élevage intensive dans ces zones. Nous pouvons classer l'eau de Garaet Hadj Tahar durant la période hivernale comme excellente.

- *Nitrites*

Au niveau de Garaet Hadj Tahar, la concentration en nitrite est variée entre (0,005-0,001mg/l). Nous avons noté que la concentration des nitrites est très faible et inférieure à celle des nitrates, Les faibles concentrations en nitrites rencontrées peut être expliquer par le fait que l'ion nitrite (NO_2^-) est un composé intermédiaire, instable en présence de l'oxygène, dont la concentration est généralement très inférieure à celle des deux formes qui lui sont liées, les ions nitrates et ammonium [5]. D'après la grille d'appréciation de la qualité de l'eau selon la teneur en nitrites L'eau de Garaet Hadj Tahar est d'excellente qualité.

3.2. *Résultats et discussion des analyses bactériologiques*

Les résultats des analyses bactériologiques sont illustrés dans la figure 3

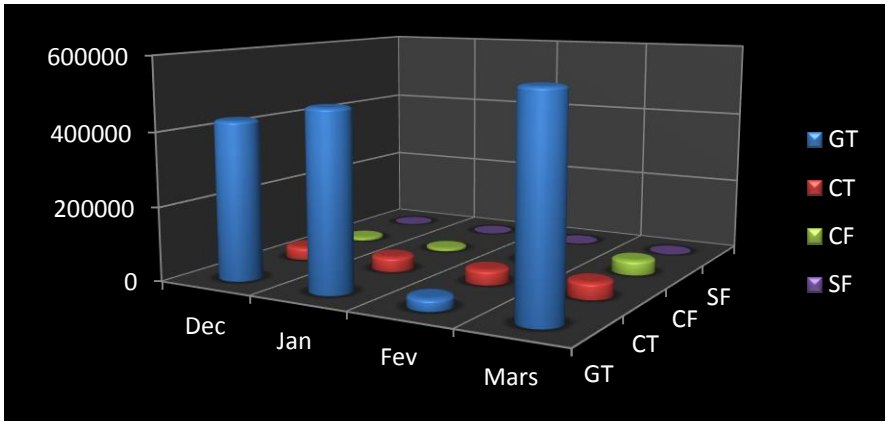


Figure 3: Variation de la teneur de l'eau en germes microbiens enregistrés entre les mois décembre 2012 et mars 2013 dans Garaet Hadj Tahar.

- *Les germes totaux (GT)*

Le nombre des germes totaux oscille entre 32000-560000GT/ml, la valeur maximale a été enregistrée durant le mois de mars. La valeur minimale est enregistrée pendant le mois de février.

- *Les coliformes fécaux (CF) et les coliformes totaux (CT)*

Le nombre des CT oscille entre (36000-45000 CT/ml), Le nombre des coliformes fécaux est varié entre (3300-41000CF/ml), la valeur minimale est enregistrée durant le mois de février.

- *Streptocoques fécaux (SF)*

Les résultats montrent que les teneurs en streptocoques fécaux sont les plus faibles de tous les germes indicateurs de contamination fécale recherchés. Le nombre des streptocoques fécaux se varie entre (110-420 SF/ml). ce qui montre une contamination fécale récente au niveau de ce site. Les valeurs minimales sont mesurées pendant le mois de février.

- *Identification des germes pathogènes*

Le tableau ci-dessous représente les différentes espèces bactériennes identifiées Tableau 2 : Les

Le Site	Espèces bactériennes identifiées
Garaet Hadj Tahar	*Proteus mirabilis, Proteus vulgaris, Pseudomonas aeruginosa, Pseudomonas fluorescens, Pseudomonas sp, Providencia sp, Staphylococcus aureus, Staphylococcus epidermidis, Staphylococcus intermidis, Serratia marcesens, Hafnia sp,Morganella morgani, E. coli, Klebsiella oxytoca, Enterobacter cloacae, Enterobacter agglomerans,Edwardseilla sp, Alteromonas sp*

différentes espèces bactériennes identifiées

Les résultats que nous avons obtenus permettent de confirmer la contamination fécale de l'eau par la présence de:

- Nombre important des Germes totaux et les germes indicateurs de la contamination fécale. Les variations du nombre de ces germes totaux, des coliformes fécaux et totaux et des streptocoques fécaux entre le mois de février et les trois autres mois est la conséquence de la situation climatique durant cette période est essentiellement l'influence de la température et la pluviométrie. La température est l'un des facteurs les plus importants qui agissent sur la croissance des microorganismes. L'apport d'eau de pluie et le ruissèlement peut jouer le rôle de dégradant de la pollution par le fait de la dilution [6].
- Des espèces des bactéries pathogènes identifiées au niveau du site d'étude comme les *Staphylococcus aureus, Pseudomonas aeruginosa, Vibrio, Salmonella*.

Conclusion

Le complexe de Guerbes Sanhadja est marqué par une sécheresse importante et une demande en eau croissante, ce qui a eu pour conséquence un épuisement et dégradation de leur qualité sous l'effet des différentes activités humaines.

Les résultats des analyses physicochimiques montrent une différence notable des teneurs de l'eau de chaque paramètre mesuré durant la période de l'étude. Les fluctuations de ces paramètres peuvent être expliquées par: l'influence des facteurs climatiques (la température et les précipitations) et la pratique agricole (l'utilisation des engrais et le lessivage du sol).

La présence d'une contamination fécale au niveau de garaets Hadj Tahar est le résultat principale de l'élevage intensif pratiqué dans la zone et à la présence d'énormes nombre d'oiseaux.

La protection de ces zones humides passe notamment par le développement de la connaissance et le suivie des zones humides et la bonne pratique de gestion et de sensibilisation.

Références bibliographiques:

[1] DGF, Atlas IV des zones humides d'importance Internationale, 105P, 2004.

[2] S. Metallaoui, Ecologie de l'avifaune aquatique hivernante dans Garaet Hadj-Tahar (Numidie occidentale, Nord-Est de l'Algérie), Thèse de doctorat en biologie animal et environnement, Université Badji Mokhtar Annaba, 2010.

[3] S. MERZOUG, Étude de la qualité microbiologique et physico-chimique de l'eau de l'écosystème lacustre Garaet Hadj-Tahar (Ben azzouz, wilaya de Skikda), Mémoire de magistère en Hydro-écologie : Santé, eau et environnement, Université de Guelma,(2009).

[4] J. Rodier, L'analyse de l'eau, eaux naturelles eaux résiduaires eau de mer, *Dunod.*1027. 1384,2005.

[5] Y. Salama, Evaluation physicochimique et bactériologique des eaux usées brutes de la ville d'El Jadida (Maroc), Science Lib, Editions Mersenne, Volume 4. N ° 120906 .ISSN 2111-4706, 2012.

[6] W. Kherifi , H. Kherici-Bousnoubra, , Evolution Saisonnière De La Qualité microbiologique des eaux du lac mellah (nord-est algérien).Larhyss Journal 11, ISSN 1112-3680. n°.pp. 109-118, 2012.

CONTRIBUTION À L'AMÉLIORATION DU CALCUL DU DIAGRAMME DE PHASES DU SYSTEME Ge-Sr

H. GHAMRI[1], C. BELKACEM AMEUR[2], H. BOUKHENOUFA[3], A. BELGACEM-BOUZIDA[4], Y. DJABALLAH[5]

[1]LEPCM /Faculté des sciences de la matière, Université Batna 1, Batna-Algérie, ghamri_houda@yahoo.fr
[2]LEPCM /Faculté des sciences de la matière , Université Batna 1, Batna-Algérie, chaimphysique05@gmail.com
[3]LEPCM /Faculté des sciences de la matière, Université Batna 1, Batna-Algérie, hala.boukhenoufa@yahoo.fr
[4]LEPCM /Faculté des sciences de la matière, Université Batna 1, Batna-Algérie, bouzida.aissa@yahoo.fr
[5]LEPCM /Faculté des sciences de la matière, Université Batna 1, Batna-Algérie, ydjaballah@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Un calcul thermodynamique du système Ge-Sr a été envisagé en se basant sur la méthode CALPHAD (CALculation of PHAse Diagrams) et les calculs ab-initio TDF (Théorie de la Densité Fonctionnelle). Des modèles raisonnables ont été construits pour l'ensemble des phases du système. La phase liquid a été décrite par le modèle des solutions de substitution avec l'enthalpie libre d'excès exprimée par le polynôme de Redlich-Kister. Les composés Ge_2Sr, GeSr, $GeSr_2$ et Ge_3Sr_5 ont été considérés comme des composés stœchiométriques. Un ensemble cohérent de paramètres thermodynamiques décrivant les phases et qui constitue la base de données de ce système a été obtenu. Le diagramme de phases calculé montre une cohérence avec les données expérimentales. La stabilité du composé Ge_3Sr_5 à basses températures a été confirmée, ce qui n'a pas été obtenu par la seule optimisation antérieure de Du et al [1]. Les enthalpies de formation calculées dans ce travail sont en excellent accord avec les calculs ab-initio [1], mieux que celles optimisées par Du et al [1].

Mots Clés: *Diagramme de phases, CALPHAD, Optimisation, Modèles thermodynamiques, Calculs ab-initio.*

NOMENCLATURE

Symboles :

H enthalpie, J/mol
G enthalpie libre, J/mol
L enthalpie libre d'intéraction, J/mol
T température, K
R constante des gaz
x fraction molaire
a enthalpie de formation, J/mol
b entropie de formation, J/mol.K

Indices / Exposants :

i élément pur
SER état de référence standard
p et q nombres d'atomes
φ phase

1. INTRODUCTION

Le germanium a des propriétés de semi-conducteurs et, par conséquent, il a été utilisé dans l'industrie électronique. Les alliages de Ge-Sr sont également des matériaux semi-conducteurs. La connaissance des diagrammes de phases et des propriétés thermodynamiques de ces alliages est essentielle pour comprendre leur rôle et aider dans le design et la fabrication de ces alliages pour améliorer leurs propriétés. Le diagramme de phases du système Ge-Sr a été déjà optimisé thermodynamiquement par Du et al [1] (figure 1 b), en se basant

essentiellement sur les données expérimentales de Palnzena et Pani [2] et leurs calculs théoriques ab-initio des enthalpies de formation des composés intermédiaires [1]. Ils ont ignoré l'existence du composé $Ge_{1.85}Sr$, suggéré par Palenzona et al. [2] (figure 1 a). Ils pensent que la stabilisation d'une telle structure dans un intervalle très étroit à hautes température est très difficile thermodynamiquement. Les auteurs proposent une réexamination de ce composé. Pour cela, ce dernier n'est pas tenu en compte dans le calcul de ce travail. D'après les calculs de Du et al. [1] le composé Ge3Sr5 se décompose par réaction eutectoïde en GeSr et GeSr2 à 928 °C, ce qui ne s'accorde pas avec le résultat expérimental de Plenzona et Pani [2] (figure 1 a et b). Pour cela, on a essai, dans ce travail, de confirmer la stabilité de ce composé (Ge3Sr5) à basses températures. Le diagramme de phases a été calculé par le couplage de la méthode CALPHAD et les calculs ab-initio TDF de [1].

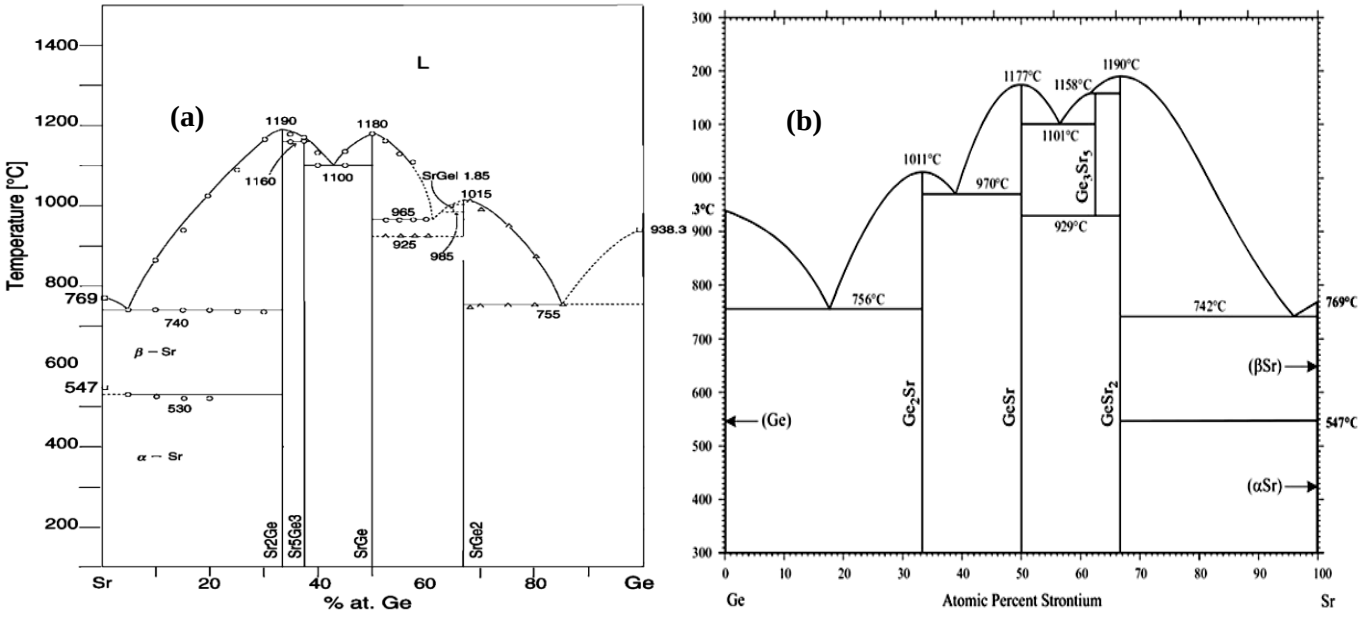
2. DONNÉES DE LA LITTÉRATURE

Sharkey [3] était la première qui a établi expérimentalement le diagramme de phases du système binaire Ge-Sr, en utilisant l'analyse thermique différentielle (ATD) et l'analyse métallographique. Le diagramme comporte seulement trois composés : Ge_2Sr (type $BaSi_2$), GeSr (type CrB) et $GeSr_2$ (type $PbCl_2$). Les deux composés Ge_2Sr et $GeSr_2$ se forment à l'aide d'une transformation péritectique à 1015 °C (28.3 at.% Sr) et 972 °C (77.6 at.% Sr) respectivement. Le composé GeSr se fond de façon congruente à 1165°C. Entre Ge et Ge_2Sr, et entre $GeSr_2$ et Sr il y a des réactions eutectiques à 755°C et 19.3 at.% Sr, et à 714°C et 96.4 at.% Sr, respectivement. Dans le diagramme de phases de Sharkey [3], deux transformations allotropiques du Sr sont indiquées : b.c.c. γ -605 °C $\rightarrow$ h.c.p. β -215 °C $\rightarrow$ f.c.c.α.

Osipov et al. [4] ont réexaminé le diagramme de phases du système Ge-Sr, en suivant les mêmes méthodes utilisées par Sharkey [3]. L'existence des trois composés Ge_2Sr, GeSr et $GeSr_2$ a été bien établie par ces auteurs, avec une légère différence dans les températures de transition et de fusion. Osipov et al [4] ont également remplacé la décomposition péritectique de Ge_2Sr par une fusion congruente à 1045 °C. D'après ces auteurs le composé GeSr présente une transformation allotropique à 853 °C (GeSr $\leftrightarrow$ GeSr ht) et possède un domaine de solubilité. Il présente une réaction péritectoïde avec le Ge_2Sr : Ge_2Sr + GeSr ht $\leftrightarrow$ GeSr à 910 °C.

Massalski [5] a compilé le diagramme de phases du système Ge-Sr en se basant essentiellement sur les travaux de sharkey [3] et Osipov et al. [4], avec des légères corrections dans la température de fusion du Ge et du Sr qui sont rapportées par Massalski et al. [5] à 938.3 et 769 °C respectivement. Un composé supplémentaire : Ge_3Sr_4 a été ajouté par Massalski et al. [5], en se basant sur les travaux d'Eisenmann et al. [6], mais son existence reste hypothétique. Le (Sr) présente une transformation allotropique: (αSr) $\leftrightarrow$ (βSr) à 547 °C.
Palenzona et Pani [2] ont réexaminé le diagramme de phases du système Ge-Sr (figure 1 a) dans l'intervalle de composition 0 – 85 % at. Ge, au moyen de la diffraction des RX et l'ATD. Les résultats obtenus sont, en générale, compatibles avec les résultats des travaux antérieurs mentionnés précédemment, avec quelques différences dans : le liquidus et les températures, le nombre de points eutectiques et les compositions correspondant. Palenzona et Pani [2] ont trouvé deux autres composés : $Ge_{1.85}Sr$ et Ge_3Sr_5 (type Cr_5B_3). Ce dernier a été précédemment prouvé par Nesper et Zuecher [7]. D'après Palenzona et Pani [2] le composé $Ge_{1.85}Sr$ est observé seulement à hautes températures au-dessus de 985 °C, dans une gamme de température très étroite, et se forme à l'aide d'une réaction péritectique. Il se cristallise avec une structure de type AlB_2. Selon les études de Palenzona et Pani [4], le composé Ge3Sr4 rapporté précédemment par Eisenmann et al. [6] et ajouté par Massalski et al. [5], dans le diagramme, n'existe pas. Le (Sr) présente une transformation allotropique : (αSr)$\leftrightarrow$(βSr) à 547 °C. Il n'y a aucune information expérimentale sur la solubilité maximale entre le Ge et le Sr. Dans tous les diagrammes proposés [2,3,4], les solubilités maximales sont considérées négligeables.
Morzova et al [8] ont fait une étude thermodynamique sur le système binaire Ge-Sr. Ils ont estimé l'enthalpie de formation du composé GeSr2 à environ -104.5 kJ/mol. Esin et al [9] ont mesuré les enthalpies intégrales de mélange du liquide en dessus de 50% at. de Sr à 1773 K, au moyen de la calorimétrie à hautes températures sous vide. Boer [10] a calculé les enthalpies de formation standards des composés : Ge_2Sr, GeSr, Ge_3Sr_5 et $GeSr_2$, à la

température 289,15 K en utilisant le modèle de



Miedema. On note que la valeur obtenue par Morzova et al. [8] pour le composé $GeSr_2$est sensiblement inférieure à celle calculée par Boer [10].

FIGURE 1. Diagramme de phases du Ge-Sr (a) établi par Palenzona et Pani [2] et (b) optimisé par Du et al. [1].

3. MODELES THERMODYNAMIQUES

3.1. Eléments purs

L'enthalpie libre d'un élément pur i, ${}^0G_i^{\varphi}(T)$, référée à l'enthalpie de son état stable φ à 298.15 K, $H_i^{SER}(298.15K)$, ${}^0G_i^{\varphi}(T)$, est donnée en fonction de la température par :

$$\begin{aligned} G_i^{\varphi}(T) &= {}^0G_i^{\varphi}(T) - H_i^{SER}(298.15\,K) \\ &= a + bT + cTLnT + dT^2 + eT^3 + fT^{-1} + gT^7 + hT^{-9} \end{aligned} \quad (1)$$

où T est la température absolue et a, b, c, d,e , f, g et h sont des coefficients extraites de la base de données SGTE (Scientific Groupe Thermodata Europe) [11]. À cause de l'absence de données de solubilité de Ge dans (Sr) et de Sr dans (Ge) les solutions solides terminales (Ge) et (Sr) ont été traités respectivement comme des éléments purs.

3.2. Phase liquide

Pour la phase liquide, l'enthalpie libre molaire d'excès est exprimée sous la forme d'un polynôme de Redlich-Kister [12]. Nous avons donc utilisé pour définir l'énergie de Gibbs molaire de cette phase Eq. 2,

$$\begin{aligned} G_m^{Liq} &= x_{Ge}\,{}^0G_{Ge}^{Liq} + x_{Sr}\,{}^0G_{Sr}^{Liq} + RT\left[x_{Ge}\ln(x_{Ge}) + x_{Sr}\ln(x_{Sr})\right] \\ &\quad + x_{Ge}x_{Sr}\sum_{i=0}^{n} {}^{i}L_{Ge,Sr}^{Liq}(x_{Ge} - x_{Sr})^i \end{aligned} \quad (2)$$

où R est la constante de gaz, x_{Ge} and x_{Sr} sont respectivement la fraction molaire de Ge et Sr. ${}^0G_i^{Liq}$ est l'enthalpie libre molaire de l'élément i (i = Ge et Sr) dans la phase liquide. ${}^{i}L_{Ge,Sr}^{Liq}$ (i=0, 1, 2, ...) est le ième paramètre d'interaction entre l'élément Ge et Sr. Elle est en fonction de la température, et peut être écrite comme ${}^{i}L_{Ge,Sr}^{Liq} = a_i + b_iT$, ai et bi sont les paramètres optimisés.

3.3. Phases stœchiométriques

Les phases $_{Ge2Sr}$, GeSr, $GeSr_2$ et Ge_3Sr_5 ont été décrites comme des composés stœchiométriques. L'énergie de Gibbs de formation d'un composé Ge_pSr_q par référence à son état stable à 298.15 K est donnée par :

$$G_m^{Ge_pSr_q} = a_{pq} + b_{pq} + \frac{p}{p+q}{}^0G_{Ge}^{SER} + \frac{q}{p+q}{}^0G_{Sr}^{SER} \qquad (3)$$

où p et q sont les nombres d'atomes de Ge et Sr dans le composé Ge_pSr_q. Le terme ${}^0G_i^{SER}$ est l'énergie de Gibbs molaire de l'élément pur i (i = Ge, Sr) dans son état de référence standard. a_{pq} et b_{pq} sont les paramètres à optimiser à partir les données expérimentales.

4. RESULTATS DE L'OPTIMISATION

L'optimisation thermodynamique a été effectuée par le logiciel de calcul Batnabin [13], en utilisant à la fois les données expérimentales du diagramme de phases expérimental Ge-Sr établi par Palenzena et Pani [2] (figure 1 a), et les enthalpies de formation des composés Ge_2Sr, GeSr, $GeSr_2$ et Ge_3Sr_5 calculées avec la méthode ab-initio par Du et al. [1].

Phase	Paramètres évalués (kJ/mol)
Liquide	${}^0L_{Ge,Sr}^{liq} = -225305 + 8{,}119T$
	${}^1L_{Ge,Sr}^{liq} = -16100 - 2{,}744T$
	${}^2L_{Ge,Sr}^{liq} = 36375 + 20{,}690T$
Ge_2Sr	$\Delta G_f^{Ge2Sr} = -47652 - 6{,}909T$
GeSr	$\Delta G_f^{GeSr} = -60679 - 4{,}378T$
Ge_3Sr_5	$\Delta G_f^{Ge_3Sr_5} = -55050 - 3{,}861T$
$GeSr_2$	$\Delta G_f^{GeSr2} = -52322 - 2{,}399T$

TABLEAU 1. Les paramètres thermodynamiques optimisés du système (Ge-Sr).

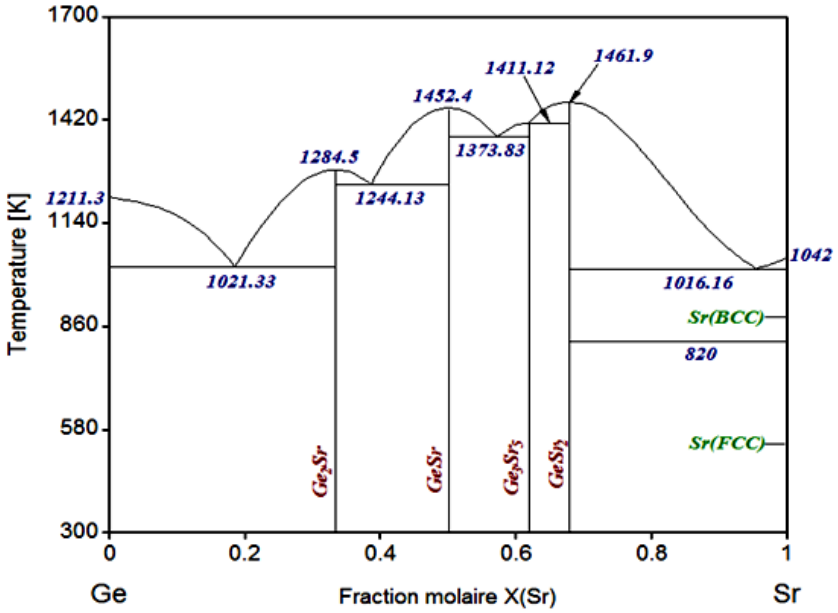


FIGURE 2. Diagramme de phases calculé selon notre travail.

Les paramètres thermodynamiques obtenus du système Ge-Sr, dans ce travail, sont présentés sur le tableau 1. Le diagramme de phases du système Ge-Sr calculé est représenté sur la figure 2. L'accord satisfaisant est obtenu entre nos calculs et les résultats expérimentaux. Les paramètres obtenus dans ce travail nous ont permet de montrer la stabilité du composé Ge_3Sr_5 jusqu'à basses températures.
Le tableau 2 et la Figure 3 comparent les enthalpies de formation standard des composés intermédiaires calculées à 298 K, à partir les états de référence Ge (diam) et Sr (fcc) purs, avec celles expérimentales et celles calculées par Du et al. [1]. Nos valeurs sont en excellent accord avec les calculs ab-initio de Du et al. [1].

Composé	Enthalpie H (kJ/mol)	Méthode	Références
	-74.07	Miedema	[10]
	-47.60	**Ab-initio**	[1]
Ge_2Sr	-47.06	CALPHAD	[1]
	-47.65	**CALPHAD**	Notre calcul
	-75.02	Midiema	[10]
	-60.80	**Ab-initio**	[1]
GeSr	-56.58	CALPHAD	[1]
	-60.68	**CALPHAD**	Notre calcul
	-59.58	Midiema	[10]
	-54.30	**Ab-initio**	[1]
Ge_3Sr_5	-52.97	CALPHAD	[1]
	-55.05	**CALPHAD**	Notre calcul
	-53.13	Midiema	[10]
	-52.50	**Ab-initio**	[1]
$GeSr_2$	-58.24	CALPHAD	[1]
	-52.32	**CALPHAD**	Notre calcul

TABLEAU 2. Les coordonnées des équilibres invariants calculés et comparés aux résultats de la littérature.

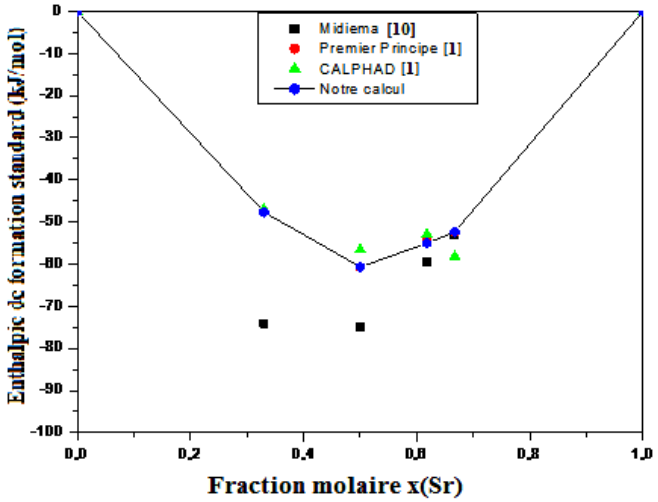


FIGURE 3. Enthalpies de formation standard des composés intermédiaires calculées à 298 K, comparé aux résultats de la littérature.

La figure 4 représente les enthalpies de mélange du liquide à 1773 K, par référence au Ge liquide et Sr liquide. On peut noter un accord satisfaisant est obtenu entre les résultats calculés selon notre modélisation et les données expérimentales [9] et celles calculées par [1].

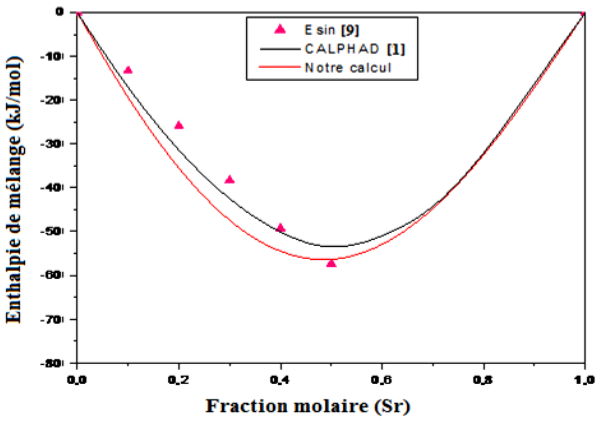


FIGURE 4. Enthalpies de mélange du liquide calculées à 1773 K, comparé aux résultats expérimentaux [9] et celles calculées par Du et al. [1].

5. CONCLUSIONS

Les modèles thermodynamiques employés et la procédure d'optimisation suivie ont permis avec succès de définir les ensembles de paramètres thermodynamiques permettant de décrire les différentes phases constituant le système binaire Ge-Sr. Les résultats obtenus sont satisfaisants en comparaison avec les données expérimentales qui sont la cause de la bonne cohérence entre les fonctions thermodynamiques et le diagramme de phases optimisé. La stabilité du composé Ge3Sr5 à basses températures a été confirmée, avec des enthalpies de formation en excellent accord avec les calculs ab-initio [1].

REFERENCES

[1] Y. Du , L. Li, L. Wang , J. Wang, Z. Jin, CALPHAD 33, 719-722, 2009.

[2] A. Palenzona and M. Pani, J. Alloys Compounds 402, 136-140, 2005.

[3] R.L. Sharkey, J. Less-Common. Met. 20, 113-119, 1970.

[4] A.F .Osipov, V.K. Prokofeva, A.A. Eliseev, S.P. Morozov, V.A .Tolstova, E.B. Sokolov, Izv. Akad. NaukSSSR, Neorg. Mater. 8, 665-669, 1972.

[5] T. B. Massalski, *Binary Alloy Phase Diagrams*, ASM International, 1990.

[6] B. Eisenmann, H. Schrafer, K. Turban, Z. Naturforsch. 29 b, 464, 1974.

[7] R. Nesper, F. Z¨urcher, Z. Kristallogr. (NCS) 214, 21, 1999.

[8] M.P. Morozova, M.S. Li,M.V. Golomolzina, Ser. Fiz. IKhim.14, 83-86, 1959.

[9] Y.O. Esin, V.V. Litovakii, S.E. Demin, M.S. Petrushevskii, lzv. Akad. Nauk SSSR,Met. 5, 44-45, 1985.

[10] F.R. deBoer, R. Boom, W.C. M. Mattens, A.R. Miedema, A.R. Niessen, Cohesion in Metals, North-Holland, Amsterdam, 1988.

[11] A.T. Dinsdale, "SGTE Data for Pure Elements", Calphad, vol. 15, 317-425, 1991.

[12] O. Redlich, A.T. Kister, "Thermodynamics of Nonelectrolyte Solutions- x-y-t relations in a Binary System", Ind. Eng. Chem., vol. 40, 341–345, 1948.

[13] Y. Djaballah, thèse de doctorat, modélisation des solutions liquides et solides non stœchiométriques des alliages binaires et ternaires, université de Batna, 2005.

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 PARAMETRIQUE D'UNE INSTALLATION A ABSORPTION AMELIOREE (EFFET DE LA PRESSION)

Mohammed BENRAMDANE[1], Said ABBOUDI[2], MEA GHERNAOUT[1]

[1]Laboratoire ETAP, Faculté de Technologie. Université de Tlemcen, Algérie,
benramdane2006@yahoo.fr
[2] Laboratoire de M3M, UTBM, Site de Sevenans, 90010 Belfort Cedex, France

RESUME

L'objectif du présent travail consiste à étudier une boucle frigorifique à absorption utilisant le couple ammoniac-eau afin de voir l'influence de la pression sur ses performances et de proposer d'éventuelles améliorations. Cette amelioration du coefficient de performance « COP » est basée sur des modifications géométriques sur l'installation à absorption elle-même. Notre approche consiste à augmenter le nombre de bouilleurs à trois en série et d'absorbeurs à deux. Les modifications faites nous ont apporté les avantages suivants : possibilité de fonctionnement avec des températures qui varient autour de 70°C et qui nécessitent des panneaux plans simples moins couteux et éliminations de la colonne de distillation ce qui implique la réduction du coût global de l'installation avec une amélioration de COP.

Mots clés : *Machines frigorifiques, Absorption, Réfrigération, Solaire, Amélioration, COP, Couple binaire ammoniac-eau.*

NOMENCLATURE

Symboles :

$\dot{m}_i$	Débit massique aux différents éléments de l'installation, Kg/s
T	Temperature, K
h_i	Enthalpies massiques aux différents éléments de l'installation, KJ/kg
P	Pression, bar
COP	Coefficient de performance
Eff	Efficacité de l'échangeur
T_A	Température de la source chaude, K
T_F	Température de la source froide , K
T_M	Température ambiante, K
X_i	Titre du frigorigène ou de l'absorbant dans la solution aux différents éléments de l'installation

Indices / Exponents :

i	Numero de l'element de l'instellation

1. INTRODUCTION

Le recours aux technologies de rafraichissement solaire peut permettre d'alléger la demande en électricité. L'un des principaux atouts de ce système réside dans le fait qu'il y a simultanéité entre la demande en rafraichissement et la disponibilité du rayonnement solaire.

Sur le plan de la conversion énergétique, les recherches actuelles sont orientées vers le développement des machines à absorption solaire en vue d'améliorer leur efficacité. L'étude et la conception de telles machines connaissent une évolution continue. Plusieurs approches ont été proposées [1], [2], [3] et [4] pour aborder le problème de la conception basée sur l'optimisation.
La réfrigération solaire à absorption est une des techniques les plus utilisées pour le moment. Technologie encore jeune, elle ne présente cependant pas de difficultés à mettre en œuvre.

2. MODE DE FONCTIONNEMENT DU CYCLE REFRIGERANT ET DU CYCLE SOLVANT

Le processus se compose de deux cycles liés entre eux : le cycle réfrigérant et le cycle solvant. Le réfrigérant à l'état gazeux venant de l'évaporateur est absorbé dans l'absorbeur (1) par le solvant. La solution liquide est, à partir de ce moment, riche en réfrigérant. Elle est portée à un niveau de pression plus élevée par une pompe (2) et renvoyée dans le bouilleur (3). Ici, le réfrigérant est « chassé », par un apport de chaleur venant des capteurs solaires, jusqu'au condenseur (4), puis il est détendu et amené à nouveau dans l'évaporateur (5). De cette façon le cycle réfrigérant est bouclé. La solution, pauvre en réfrigérant (puisqu'il a été chassé vers le condenseur), quitte le bouilleur, passe par un restricteur et s'écoule dans l'absorbeur, pour capter à nouveau la vapeur du réfrigérant revenue à l'évaporateur. De cette façon le cycle du solvant est bouclé. Le cycle solvant est basé sur le décalage provoqué dans les équilibres thermiques d'une combinaison de deux matières, lors de conditions de pression et de température différentes.

La production de chaleur de l'absorbeur et du condenseur est évacuée par une tour de réfrigération (6) ou par récupération de cette chaleur (7) [5].

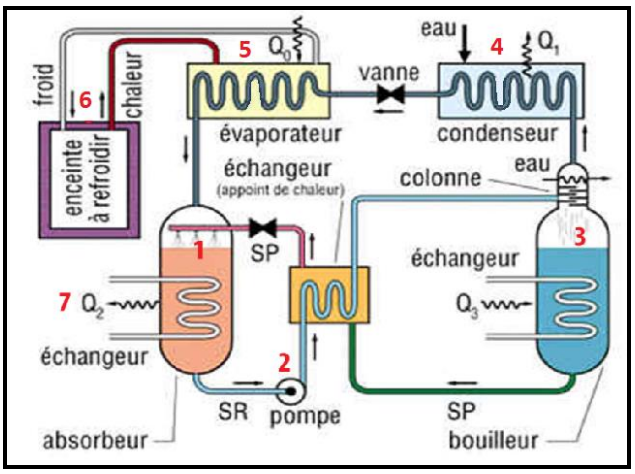


FIGURE 1. Schéma de fonctionnement du cycle absorption

Selon le niveau de température souhaité, différentes associations de matières sont utilisées pour produire du froid :
Pour la climatisation de bâtiments (températures positives) : de l'eau et du bromure de lithium (LiBr).
Pour de la congélation (températures inférieures à 0°C) : de l'eau et de l'ammoniac (NH_3).

3. PRESENTATION DE L'INSTALLATION A ABSORPTION AVEC TROIS BOUILLEURS

Les systèmes à absorption sont les plus intéressants par suite d'une utilisation éventuelle d'énergie solaire. Toutefois leur conception demande une soigneuse étude thermodynamique afin d'obtenir un coefficient de performance satisfaisant

Dont le but de l'amélioration du COP d'une installation à absorption, on a fait des modifications géométriques sur l'installation elle-même. Notre approche consiste à augmenter le nombre de bouilleurs sur les installations de réfrigération solaire à absorption et voir leurs influences sur l'amélioration de l'installation.

L'utilisation de trois niveaux de température permet de produire du froid à partir de chaleur uniquement [6].

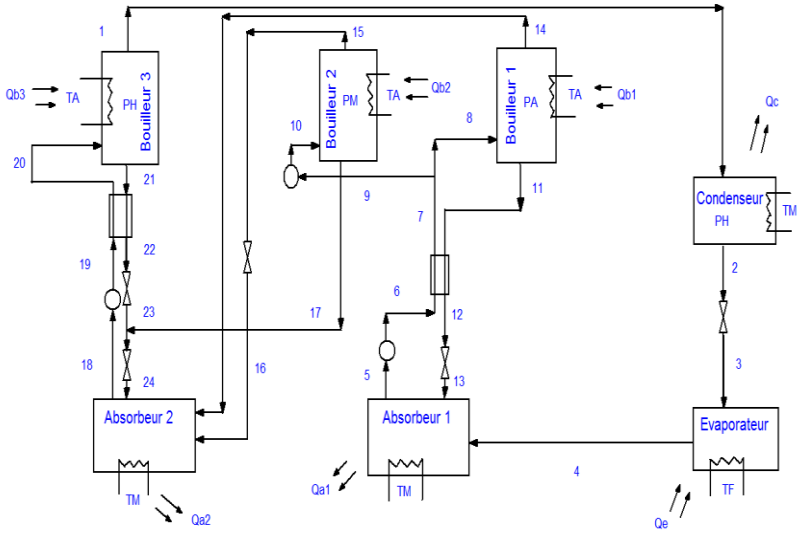


FIGURE 2. Schéma d'une installation de réfrigération solaire à absorption fonctionnant avec trois bouilleurs.

4. ETUDE THERMODYNAMIQUE DE L'INSTALLATION MODIFIÉE

Bilans massique et énergétique

Pour déterminer le bilan thermique d'un composant, il est nécessaire de connaître avec précision les enthalpies des fluides de travail à l'état liquide et gazeux en fonction de la température et de la concentration.
Deux méthodes ont été utilisées pour le calcul des bilans :
Utilisation des diagrammes de Merkel et d'Oldham ou bien celui de Mollier dans le cas où il y aura un frigorigène pure (x = 1).
Utilisation de la méthode classique (en utilisant des équations mathématiques).
Le choix d'une pression de travail compatible varie d'un couple binaire à un autre, utilisant le couple NH_3/H_2O pour le fonctionnement de cette installation nous conduit à faire un bon choix d'intervalles de pression qui varie entre 2 et 26 bars.

La connaissance des caractéristiques climatiques et géographiques de la région où se trouve notre installation est un facteur très important de l'étude. Ces éléments sont variables, mais on peut estimer une moyenne mensuelle [7].

Bilans énergétiques

Le bilan d'énergie de l'installation frigorifique à absorption s'établit comme la somme des puissances thermiques représentant l'énergie totale absorbée est égale à la somme des puissances thermiques évacuées,

A partir de ce principe, on détermine les différentes équations des bilans massiques en débit de chaque élément de l'installation.

Bilans massiques

D'une façon générale, pour faire les bilans de masses dans une installation solaire fonctionnant avec un couple binaire, on part d'un principe fondamental appliqué dans les différents éléments : le bouilleur et l'absorbeur:

$$\dot{m}_{totale} = \dot{m}_{pauvre} + \dot{m}_{riche} \quad (1)$$

Le système est donc composé de $\dot{m}_{H_2O}$ débit massique de fluide absorbeur et $\dot{m}_{NH_3}$ le débit massique de fluide frigorigène. Ainsi le débit massique total du mélange binaire sera :

$$\dot{m}_s = \dot{m}_{H_2O} + \dot{m}_{NH_3} \quad (2)$$

Le titre de la solution exprime le rapport entre le débit massique de soluté (le fluide frigorigène) et le débit massique de la solution, que celle-ci soit liquide ou gaz :

$$\chi = \frac{\dot{m}_{NH_3}}{\dot{m}_s} \quad (3)$$

Et donc le débit massique de fluide frigorigène dans une solution est égal au débit massique total de solution multipliée par le titre.

Parmi les modèles qui existent, nous avons choisi celui proposé par M. Feidt (2003) [8] qui combine la méthode de l'énergie libre de Gibbs pour les propriétés thermiques et les équations qui calculent le point de bulle et le point de rosée du mélange. Cette méthode combine les avantages des deux et évite le besoin de faire des itérations afin d'avoir les conditions d'équilibre de phases.

Pour le bouilleur3, nous avons :

$$\dot{m}_{20} = \dot{m}_1 + \dot{m}_{21} \quad (4)$$

$$\dot{m}_{20}x_{20} = \dot{m}_1x_1 + \dot{m}_{21}x_{21} \quad (5)$$

$$(\dot{m}_1 + \dot{m}_{21})x_{20} = \dot{m}_1x_1 + \dot{m}_{21}x_{21} \quad (6)$$

$$\dot{m}_1x_{20} + \dot{m}_{21}x_{20} = \dot{m}_1x_1 + \dot{m}_{21}x_{21} \quad (7)$$

$$\dot{m}_1(x_{20} - x_1) = \dot{m}_{21}(x_{21} - x_{20}) \quad (8)$$

$$\dot{m}_{21} = \dot{m}_1\left(\frac{x_{20}-x_1}{x_{21}-x_{20}}\right) \quad (9)$$

$$\dot{m}_{21} = \dot{m}_{14}\left(\frac{x_8-x_{14}}{x_{11}-x_8}\right)\left(\frac{x_{13}-x_5}{x_5-x_4}\right)\left(\frac{x_{20}-x_1}{x_{21}-x_{20}}\right) = \dot{m}_{22} = \dot{m}_{23} \quad (10)$$

Par la même méthode de calcul on détermine les autres masses en débit des différents éléments de l'installation.

On fait varier les températures et les pressions au niveau des différents éléments de l'installation (bouilleurs, absorbeur, évaporateur et condenseur) pour déterminer les autres grandeurs thermodynamique (Hi) et (Xi) qui leur correspondent en utilisant les diagrammes d'Oldham et Merkel.

5. COEFFICIENT DE PERFORMANCE

Le coefficient de performance est le rapport de la puissance énergétique de l'évaporateur sur les puissances énergétiques des bouilleurs :

$$COP = \frac{\dot{Q}_e}{\dot{Q}_{b1}+\dot{Q}_{b2}+\dot{Q}_{b3}} \tag{11}$$

$$COP = \frac{\dot{m}_4(h_4 - h_3)}{(\dot{m}_{11}h_{11} - \dot{m}_8 h_8 + \dot{m}_{14}h_{14}) + (\dot{m}_{15}h_{15} + \dot{m}_{17}h_{17} - \dot{m}_{10}h_{10}) + (\dot{m}_1 h_1 + \dot{m}_{21}h_{21} - \dot{m}_{20}h_{20})} \tag{12}$$

$$COP = \frac{h_4 - h_3}{Ah_{11} + Bh_{14} - \frac{1}{2}Ch_8 + \frac{1}{2}Dh_{15} + \frac{1}{2}Eh_{17} - \frac{1}{2}h_{10} + h_1 + Fh_{21} - Gh_{20}} \tag{13}$$

Avec

$$A = \left(\frac{x_5 - x_4}{x_{13} - x_5}\right)$$

$$B = \left(\frac{x_5 - x_4}{x_{13} - x_5}\right)\left(\frac{x_{11} - x_8}{x_8 - x_{14}}\right)$$

$$C = \left(\frac{x_5 - x_4}{x_{13} - x_5}\right)\left(\frac{x_4 - x_{13}}{x_4 - x_5}\right)$$

$$D = \left(\frac{x_5 - x_4}{x_{13} - x_5}\right)\left(\frac{x_4 - x_{13}}{x_4 - x_5}\right)\left(\frac{x_{17} - x_{10}}{x_{17} - x_{15}}\right)$$

$$E = \left(\frac{x_5 - x_4}{x_{13} - x_5}\right)\left(\frac{x_4 - x_{13}}{x_4 - x_5}\right)\left(\frac{x_{17} - x_{10}}{x_{17} - x_{15}}\right)\left(\frac{x_{10} - x_{15}}{x_{17} - x_{10}}\right)$$

$$F = \left(\frac{x_{20} - x_1}{x_{21} - x_{20}}\right)$$

G=

$$1 + \frac{1}{2}\left[\left(\frac{x_5 - x_4}{x_{13} - x_5}\right)\left(\frac{x_4 - x_{13}}{x_4 - x_5}\right)\left(\frac{x_{17} - x_{10}}{x_{17} - x_{15}}\right)\right] + \frac{1}{2}\left[\left(\frac{x_{17} - x_{10}}{x_{17} - x_{15}}\right)\left(\frac{x_{10} - x_{15}}{x_{17} - x_{10}}\right)\left(\frac{x_4 - x_{13}}{x_{17} - x_{15}}\right)\left(\frac{x_5 - x_4}{x_{13} - x_5}\right)\right] + \left(\frac{x_{20} - x_1}{x_{21} - x_{20}}\right)$$

6. SIMULATION

Pour notre simulation on a utilisé logiciel Mathcad. Ce logiciel permet de réaliser des calculs scientifiques et des documents formatés sous forme de rapports qui mêlent des calculs et des textes nécessaires à la compréhension d'un projet d'ingénierie. Grâce à son format visuel et son interface

bloc-notes uniques, Mathcad intègre, dans une même feuille de calcul, les notations, textes et graphiques mathématiques standards.

6.1 Contraintes de fonctionnement

a. *Haute pression :*

La pression du condenseur, qui est celle du bouilleur à haute pression, est prise égale à la pression de saturation de la solution liquide sortant du condenseur à la température Tb3.

b. *Basse pression*:

La pression basse limite maximale dans l'évaporateur est égale à la pression de saturation du frigorigène pur à la température Te.

c. *Pression moyenne*:

La pression moyenne est comprise entre la haute et la basse pression, qui est celle de l'absorbeur, est prise égale à la pression de saturation de la solution liquide sortant de l'absorbeur.

6.2 Courbes

Les graphes tracés sont en fonction de T20 parce que l'élément numéro 20 et en contact directe avec le Bouilleurs trois, car c'est le débit sortant à partir de ce dernier va être dirigé directement vers le condenseur. Donc c'est la partie essentielle dans le circuit. (Voir figure.2)

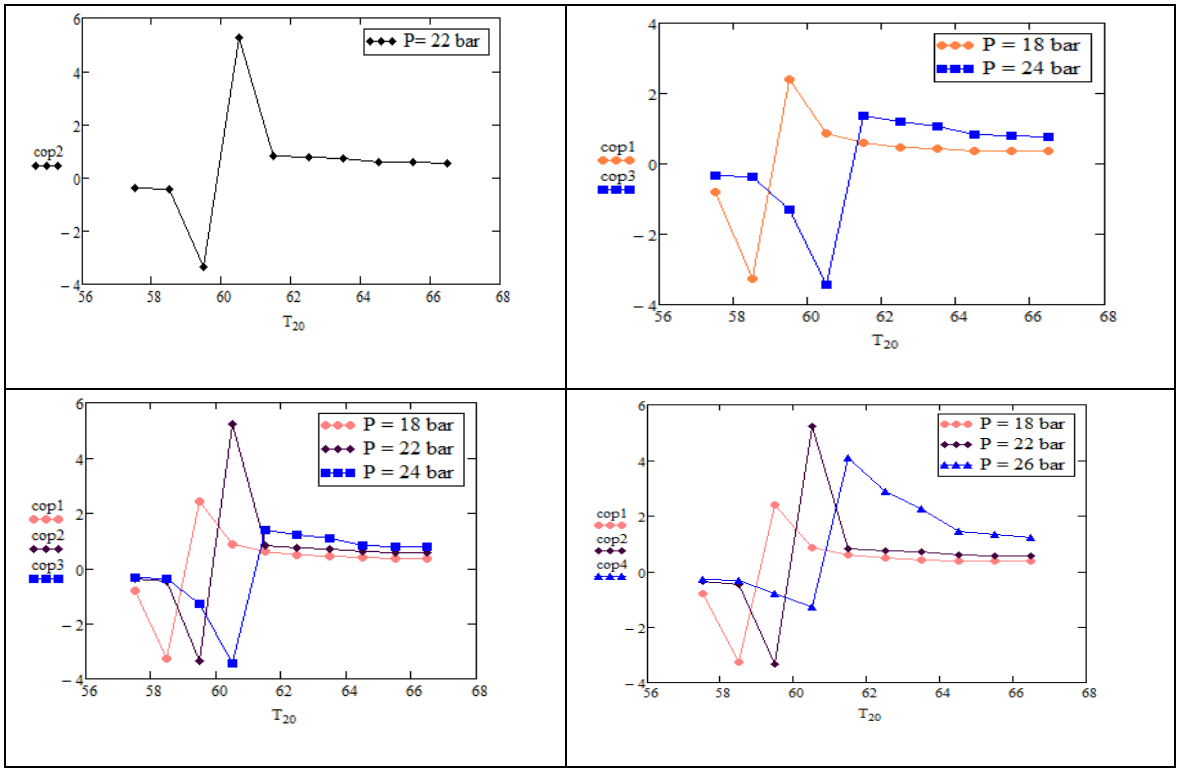


FIGURE 3. Effet de la pression sur la variation du COP

6.3 Interprétation et discutions

Faisant une étude thermodynamique détaillé sur les différents éléments de notre installation, prenant en considération l'augmentation de la pression et la variation des températures exprimé par les éléments secondaires (pompes et échangeurs de chaleurs) sur le coefficient de performance et à l'aide de l'utilisation les différents équations mathématiques citées dans cet article on aura :

Pour une pression moyenne de 10 bars au niveau de l'absorbeur 2 et une température de 65°c à la sortie de ce dernier au niveau de la partie n°18 (T18) (voir la figure 2), on détermine le titre x18 = x19 =x20 , passant par la pompes et l'échangeur de chaleur d'efficacité eff = 0,5, on aura d'autres valeurs des pressions et températures au niveau de l'élément 20 (T20 et P20),en faisant varier les températures pour différents pressions de ce dernier on aura :

Les graphes présentés dans la figure.3 présentent plusieurs courbes pour différents pression qui présentent l'effet de la pression sur la variation du COP. Autour de 60°C, l'installation commence à travailler, on voie qu'il y a une perturbation de la courbe des COP dans un petit intervalle de température et ensuite une stabilisation des valeurs des COP importantes. Aussi, on remarque que l'augmentation de COP est proportionnelle avec l'augmentation des pressions dans tout l'intervalle de température choisi pour notre installation modifie.

7. CONCLUSION

Dans le présent travail, on a étudié l'analyse de l'influence des différents pressions dans un intervalle de températures de fonctionnement sur le coefficient de performance (COP) d'une machine à absorption a des modifications géométriques sur elle-même (augmentations de nombre de bouilleurs à trois et le nombre d'absorbeurs à deux) fonctionnent avec le couple NH3-H2O. Les résultats obtenus comme valeurs de COP pour différents pressions sont encourageantes, il est possible d'atteindre un COP très intéressant pour une température autours de 60°C au niveau de l'absorbeur 2, en plus ces modifications ont donné la possibilité de fonctionner avec des températures autours de 60 °C qui nécessite des panneaux solaires simples et élimination de la colonne de distillation qui explique la réduction du cout global de l'installation.

RÉFÉRENCES

[1] T. Berlitz, P. Satzeger, F. Summerer, F. Ziegler, G. Alefeld, A contribution to the evaluation of the economic perspectives of absorption chillers, Int J Ref, 220 (1999), 67-76.

[2] W.Z. Chen, F.R. Sun, S.M. Cheng, L.G. Chen, Study on optimal performance and working temperatures of endoreversible forward and reverse Carnot cycle, Int. J. Energy Res, 19 (1995), 751-759.

[3] A. Fellah, A. Ben Brahim, M. Bourouis and A. Coronas, Cooling loads analysis of an equivalent endoreversible model for a solar absorption refrigerator, Int.J.Exergy, 3-4 (2006), 452-465.

[4] J. Chen, Optimal performance analysis of irreversible cycles used as heat pumps and refrigerators, J. Phys. D: Appl. Phys, 30 (1997), 582-587.

[5] W. BEN KHADA « Introduction des principales techniques de climatisation solaire dans l 'Algérie » publié dans le centre de développement d'énergie renouvelable (consulté en mai 2013).

[6] Maxime Duminil, (Doc B 9730-5) « théorie des machine frigorifique», , technique de l'ingénieur, traité génie énergétique, pages 4,5.

[7] Lafri D., Hamid A., Belhamel M., and Semmar D.: « Study of the thermal behavior of a cure solar storage exchanger Heat». Revue of renewable energy: thermal Days. (2001).

[8] M. Feidt, A. Haj Taleb, O. Lottin «Thermodynamic properties of ammonia water mixtures». International Congress of Refrigeration, Washington, ICR 0113. (2003)

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.).

EFFET DU DESALIGNEMENT SUR LES CARACTERISTIQUES DYNAMIQUES D'UN PALIER HYDRODYNAMIQUE

I. KAIDI[1], A. KABOUCHE[2]

[1]Doctorante au département d'électromécanique, laboratoire de génie électromécanique, faculté des sciences de l'ingéniorat, Université Mentouri Constantine 1-Algérie. E-mail: kaidiisma@yahoo.fr
[2]Maître de conférences A - département d'électromécanique, laboratoire de génie électromécanique, faculté des sciences de l'ingéniorat, Université Badji Mokhtar, Algérie. E-mail: akabouche@yahoo.fr

RUSUME

Dance cet article on présente une étude théorique sur l'effet du désalignement sur les caractéristiques dynamiques d'un palier lisse cylindrique (hydrodynamique) . Un modèle mathématique du palier hydrodynamique a été développé, en employant l'équation du Reynolds du film lubrifiant. La résolution numérique de cet équation est effectué par la méthode des différence finis. Notre modèle est basé sur l'approche linéaire par la détermination des coefficients de raideur et d'amortissement ainsi que la recherche de la réponse au balourd obtenu en résolvant l'équation du mouvement de l'arbre. l'objectif de tel étude est de pouvoir prédire à partir d'un modèle numérique assez fin les défauts et les phénomène rencontrés. Nous nous intéressons plus particulièrement à l'influence du mésalignement sur les performance du palier en présence du défaut de balourd.

Mots clés: Palier lisse, Lubrification hydrodynamique, vibration, défaut de balourd, réponse dynamique, .désalignement.

NOMENCLATURE

C jeu radial du palier, (m)
C_{ij} coefficients d'amortissement du palier (N. m^{-1})
D diamètre du palier, (m)
d degrés de désalignement
e excentricité du palier (m)
$\boldsymbol{e_b}$ excentricité du balourd(m)
$\boldsymbol{F_x}, \boldsymbol{F_y}$ composantes de la portance hydrodynamiques
h épaisseur du film d'huile (m)
K_{ij} coefficients de raideur du palier (N.m−1)
L longueur du palier (m)
m masse de l'arbre (kg)
$\boldsymbol{O_a}$ centre de l'arbre, $\boldsymbol{O_c}$ centre du coussinet
P pression du film lubrifiant (pa)
R rayon du coussinet (m)
W poids du rotor affecté au palier (N)
x,y coordonnées du centre de l'arbre (m)
X,Y coordonée adimensionnées
$\dot{\boldsymbol{x}}, \dot{\boldsymbol{y}}$ composantes de la vitesse du centre de l'arbre (m/s)

Lettres grecques

ε excentricité relative
ω vitesse angulaire de l'arbre (rad.s^{-1})

1. INTRODUCTION

Les vibration excessives des machines tournantes à grande vitesse équipé des paliers à fluides tel que (les turbines à vapeurs , les turbocompresseurs, moteur d'avions...etc.) , peuvent causé une perte appréciable de la production et la qualité du bien. Les paliers sont le siège de différent effets physiques et problèmes rencontrée tel que le défaut de mésalignement. Le mésalignement dans les paliers fluide provient généralement de la déformation de l'arbre sous charge, déviation de l'arbre, défaut d'assemblage et de fabrication. Le mésalignement peut provoquer des effets considérable sur les performances statiques et dynamiques du palier. Il peut provoquer l'usure, vibration et dysfonctionnement de l'installation [1]. Depuis les cinquante dernières années, le mésalignement, que ce soit pour des paliers ou pour des butées, fût un phénomène de plus en plus étudié. A notre connaissance, la première personne à s'intéresser au mésalignement fut [2] qui, en 1922, avait noté que le mésalignement pouvait entraîner des différences notables dans l'écoulement aux extrémités du palier ainsi qu'un échauffement irrégulier de celui-ci. Les premières études furent essentiellement expérimentales. Les premiers travaux concernant le problème de mésalignement sont réalisés en 1932 par [3] qui mesure les profils de pression dans la direction axiale du palier. Piggott [4] s'y intéresse de plus près et montre en 1942 qu'un mésalignement de 0,0002 radian peut réduire la capacité maximale de chargement d'un palier de 40%. En 1949, Buske et Rolli [5] observent que le mésalignement perturbe la symétrie axiale de la distribution de pression dans le palier. La connaissance des coefficients dynamiques permet aux spécialistes de vibration de modéliser les paliers pour la recherche des instabilités de fonctionnement, des vitesses critiques et de la réponse des lignes d'arbres aux excitations dynamiques de faibles amplitudes (exemple, balourd résiduel) [6].

Dans cette étude nous présentons une modélisation numérique du comportement dynamique d'un palier lisse mésaligné qui peut être une véritable source des vibrations pour les machines tournantes. Les résultats obtenus concernent la distribution tridimensionnelle du champs de pression hydrodynamique, les trajectoires du centre de l'arbre et les spectres fréquentiels des vibrations.

2.ETUDE THEORIQUE

Dans le cas du palier mésaligné figure 1L'excentricité *e* ainsi que l'angle de calage Φsont fonctions de la coordonnée axiale *z* . Dans ces conditions, l'épaisseur du film d'huile est calculée par [7] :

$$h(\theta,z) = C\left(1+\varepsilon cos\theta + \delta\frac{\mathrm{z}}{\mathrm{L}}\cos(\theta-\beta)\right) \qquad (1)$$

où $\delta = \frac{d}{C}$ est le mésalignement relatif, β l'angle de mésalignement, *L* la longueur du palier. Dans l'expression de δ, *d* est l'amplitude de mésalignement caractérisée par le module de la projection de l'axe *C*1*C*2 de l'arbre sur la section médiane.

Le domaine de variation de ces paramètres est :

$$-180^{\circ} \leq \beta \leq 180^{\circ}; \qquad 0 < \varepsilon < 1; \qquad 0 \leq \delta \leq \delta\mathrm{m}$$

δm représente la valeur maximale que peut prendre δ pour une excentricité et un angle de mésalignement fixes dont l'expression est :

$$\delta_{\mathrm{m}} = \sqrt{1-\varepsilon^2\sin^2\beta} - \varepsilon|\cos\beta|| \qquad (2)$$

La valeur de δm est toujours comprise entre 0 et 2.

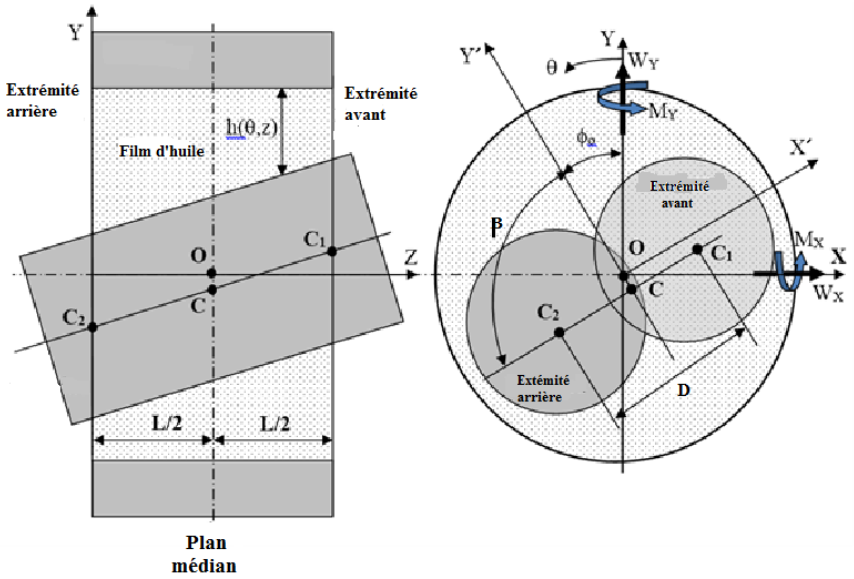


FIGURE 1. Schéma d'un palier mésaligné

3. MODELE MATHEMATIQUE DU PALIER

Pour un fluide newtonien et incompressible en écoulement laminaire, l'équation de Reynolds s'écrit[8] :

$$\frac{1}{R^2}\frac{\partial}{\partial\theta}\left[h^3\frac{\partial P}{\partial\theta}\right]+\frac{\partial}{\partial z}\left[h^3\frac{\partial P}{\partial z}\right]=6\mu\omega\frac{\partial h}{\partial\theta}+12\mu\frac{\partial h}{\partial t} \qquad (3)$$

L'équation de Reynolds est la base pour faire une modélisation numérique du comportement dynamique du palier lisse. La résolution numérique de cette équation est obtenus par deux méthode respectivement : la méthode des différences finies MDF [9] ou la méthode des élément finis MEF [10] . Le calcul du champ de pression dans le palier passe par la résolution de l'équation de Reynolds, nécessitant le plus souvent l'emploi de méthodes numériques telles que les différences finies [11].

Le but est de calculer la réaction du film d'huile sur le palier, dans des conditions de fonctionnement données, et pour une position d'arbre donnée. La réaction, également appelée portance, est calculée par intégration du champ de pression sur la surface de l'arbre, soit dans le cas du palier circulaire, et exprime en coordonnées (x,y):

$$\begin{Bmatrix}F_x\\F_Y\end{Bmatrix}=\int_{-L/2}^{L/2}\int_{\theta_1(t)}^{\theta_2(t)}P\left(\dot\theta,z,t\right)\begin{Bmatrix}\cos\dot\theta\\\sin\dot\theta\end{Bmatrix}Rd\dot\theta dz \qquad (4)$$

Les coefficients de raideur et d'amortissement du palier sont calculés par les impédances complexes

$$Z_{xy}=K_{xy}+i\omega C_{xy}=-\int_{\frac{-l}{2}}^{\frac{L}{2}}\int_0^{2\pi}\begin{pmatrix}P_x\\P_y\end{pmatrix}d\theta dz \qquad (5)$$

où

$$\begin{bmatrix}K_{xx}&K_{xy}\\K_{yx}&K_{yy}\end{bmatrix}+i\omega\begin{bmatrix}C_{xx}&C_{xy}\\C_{yx}&C_{yy}\end{bmatrix}=-\int_{\frac{-l}{2}}^{\frac{L}{2}}\int_0^{2\pi}\begin{pmatrix}P_x\\P_y\end{pmatrix}d\theta dz \qquad (6)$$

Ces matrices de raideur [k] et d'amortissement [C]sont calculer par les méthode numériques et représentent la résistance du film d'huile du palier par rapport aux déplacements et aux vitesses du rotor [12]

$$[K] = \begin{bmatrix} K_{xx} & K_{xy} \\ K_{yx} & K_{yy} \end{bmatrix} \qquad [C] = \begin{bmatrix} C_{xx} & C_{xy} \\ C_{yx} & C_{yy} \end{bmatrix}$$

L'équation différentielle du mouvement de l'arbre est donnée par l'équation (7), qui prend en compte les forces de balourd F_u et le poids du rotor et les coordonnées du rotor $\{q\}$:

$$[M]\{\ddot{q}\} + [C]\{\dot{q}\} + [K]\{q\} = \{F_u\} + \{W\} \tag{7}$$

$$\begin{bmatrix} \overline{m} & 0 \\ 0 & \overline{m} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \ddot{X} \\ \ddot{Y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} C_{xx} & C_{xy} \\ C_{yx} & C_{yy} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{X} \\ \dot{Y} \end{Bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{xx} & K_{xy} \\ K_{yx} & K_{yy} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} X \\ Y \end{Bmatrix} = \overline{m}\varepsilon\omega^2 \begin{Bmatrix} cos\omega t \\ sin\omega t \end{Bmatrix} + \{W\} \tag{8}$$

F_u les forces de balourd, W est le poids du rotor, $\{q\}= \{X_1, Y_1, X_2, Y_2\}$, $\overline{m}$: masse adimensionné

$$\overline{m} = \frac{m\,\omega^2 C}{W_0}, \quad K_{ij} = k_{ij}\frac{C}{W_0}, \quad C_{ij} = c_{ij}\frac{C\omega}{W_0}, \quad X = \frac{x}{C}, \; Y = \frac{y}{C}, \quad \dot{X} = \frac{\dot{x}}{C\omega}, \quad \dot{Y} = \frac{\dot{y}}{C\omega},$$

$$\ddot{X} = \frac{\ddot{x}}{C\omega^2}, \quad \ddot{Y} = \frac{\ddot{y}}{C\omega^2}, \quad \varepsilon = \frac{e_b}{C}$$

4. RESULTATS DE SIMULATION

Le programme de calcul a été développé sous un longage MATLAB pour l'étude du comportement dynamique des paliers hydrodynamiques. Les caractéristiques et les conditions de fonctionnement du palier sont reportées dans le tableau 1.

Caractéristique	Symbole	Unité	Valeurs
Diamètre du palier	D	m	0.07
Longueur du demi palier	L	m	0.035
Jeu radial du palier	C	m	0.0025
Viscosité dynamique	μ	Pa.s	0.04

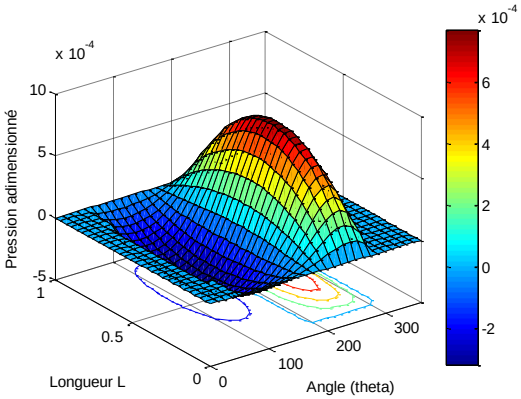
TABLEAU 1. Caractéristiques géométriques et physiques du palier

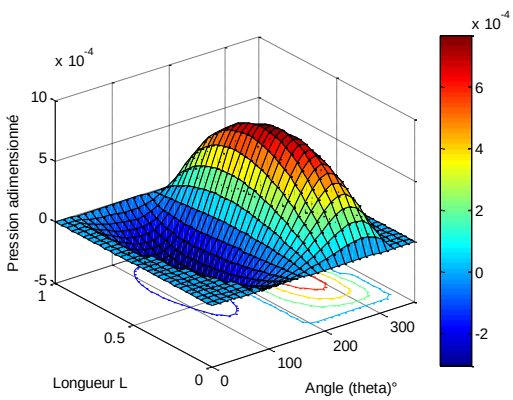
Dans le cas où le palier est alimenté par une rainure circonférentielle infiniment mince située dans sa section médiane, la charge statique supportée par le palier est W =27 N correspondant au quart du poids du rotor.
Afin d'´etudier les effets du mésalignement sur les performances dynamiques du paliers lisses de longueur finie *L*/*D* = 1 dans le cas aligné (*D=0*) et mésaligné (*D*= 0,50). Les calculs ont été faits pour trois valeurs d'excentricités (ε=0.2, 0.5, 0.8) dans l'analyse du champs de pression hydrodynamique.

4.1 Champs de pression hydrodynamique

a) ε=0.2, D=0

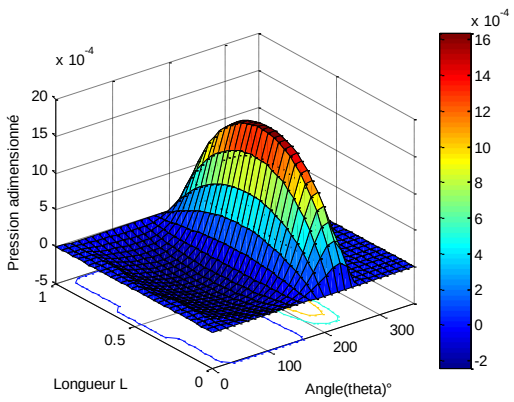
b)) ε=0.2 , D=0.5

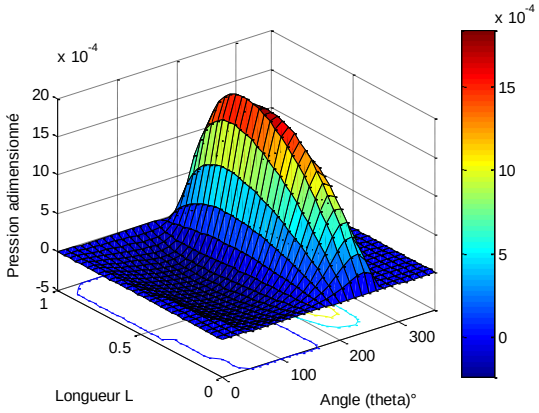




c) ε=0.5 , D=0

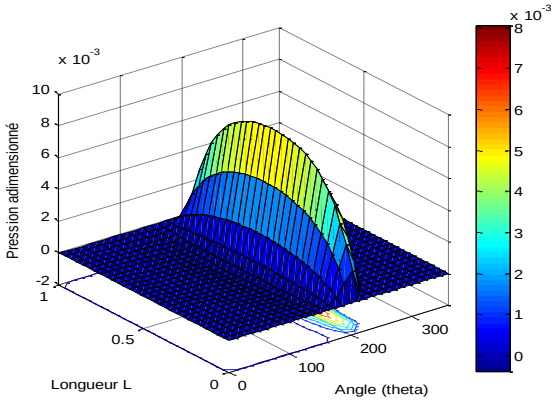
d) ε=0.5 , D=0.5





e) ε=0.8 , D=0

f) ε=0.8 , D= 0. 5



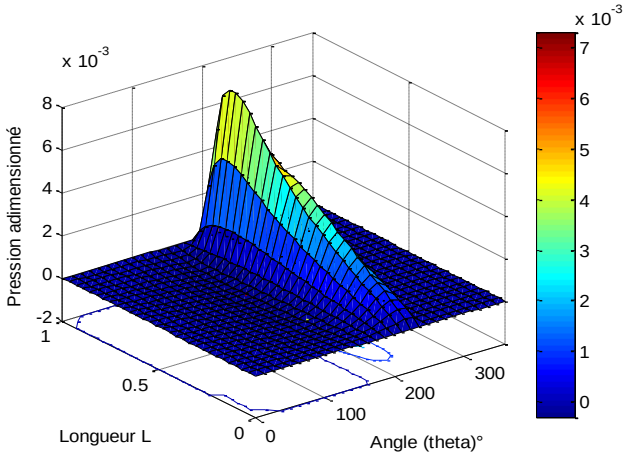


Figure 2. Distributions de la pression hydrodynamique pour différentes valeurs d'excentricité dans le cas aligné D=0 et mésaligné D=0.5

Les distributions circonférentielle et axiale du champ de pression sont déterminées pour trois valeurs de l'excentricité e = 0,20 , 0.50 et 0,90, pour θ = 360◦ et z = 1 . Les représentations graphique tridimensionnelles (Figure 2) montrent que la pression maximale augmente avec l'augmentation de l'excentricité cette augmentation est d'autant plus importante que l'excentricité de fonctionnement est grande.

On remarque aussi que les pressions maximales obtenues pour le palier mésaligné sont supérieures à celles du palier aligné. Il est aussi important de souligner d'aprés [13] que la présence du mésalignement entraîne une répartition dissymétrique de la pression et un déplacement du pic de pression vers l'extrémité du palier.

4.2 Trajectoire du centre de l'arbre

Le calcul des trajectoires a été effectué pour une vitesse de 3000tr/min et deux valeurs de l'excentricité relative du balourd (ε= 0.1et 0.2).

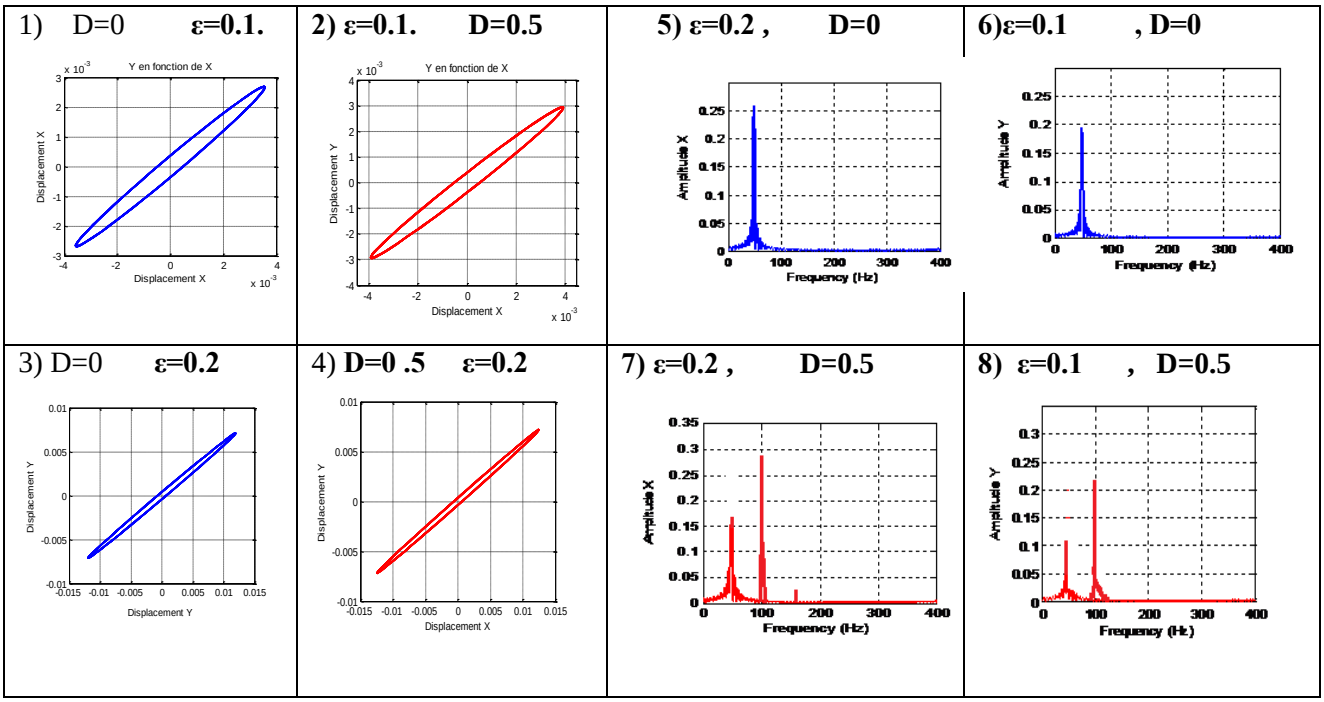


Figure 3. Trajectoire du centre de l'arbre (1,2,3et 4) et analyse spectrale (5,6,7et 8)

Les figures 3.1, 3.2, 3.3 et 3.4 montre les orbites du rotor dans le palier pour deux valeurs d'excentricités. ces orbites ont été obtenu par la résolution analytique des équations de mouvement du rotor rigide (7). On observe une augmentation significatif des vibration du centre de l'arbre pour les figures 3.1et 3.3 d'excentricité relative respectivement de 0.1, 0.2 et pour faible valeur de balourd (balourd résiduel) , dans les figures 3.2 et 3.4 d où l'amplitude de mésalignement D= 0.5. On remarque une légère augmentation des amplitudes vibratoires ce qui signifie que le mésalignement influe sur les vibration du palier.

4.3 Analyse spectrale

Dans l'objectif de comprendre les trajectoire du centre de l'arbre on passe à l'analyse fréquentielle dans les deux plans X et Y en utilisant la transformé de Fourier rapide (FFT) . L'analyse fréquentielle dans les figures 3.5, 3.6, 3.7 et 3.8 montre que ces amplitudes correspond à des faibles valeurs du balourd ou balourd résiduel et malgré

la légère augmentation des amplitudes dans la figure 3.7 et 3.8 pour une excentricité de 0.2 , pour la figure 3.6 et 3.8 dans la cas d'un palier mésaligné $D = 0.5$, on remarque une augmentation significatif à la direction axiale que radiale ainsi que les amplitudes vibratoire dans la cas mésaligné que aligné .

5.CONCLUSION

A travers cet article nous avons procédé à étudier le comportement dynamique d'un palier lisse hydrodynamique en implantant un modèle mathématique qui permet de simuler le palier en présence du défaut de mésalignement par l'approche linéaire. On a obtenu les courbes de pression tridimensionnelle qui explique la distribution de la pression dans la palier , les trajectoires du centre de l'arbre ainsi que la réponse au balourd par l' analyse spectrale dans les deux plans axial et radial. Les résultats obtenus permettent de voir l'influence du mésalignement sur les performances du palier et les vibrations du rotor. Les défauts affectant les paliers lisses vont créer de nouvelles fréquences critiques qui influent sur la stabilité du rotor. L'objectif de telle étude est de comprendre les mécanismes d'apparition de la fréquence synchrone de type balourd ainsi que leur intensité dans les deux cas palier aligné et mésaligné. Les résultats de simulation obtenue nous ont permis de constater que l'excentricité de balourd a une influence importante sur la réponse synchrone et leur amplitude vibratoire. Par ailleurs on constate que le palier désaligné provoque une augmentation importante des amplitudes vibratoires ainsi que la portance hydrodynamique du film lubrifiant .Finalement d'après cette étude on peut conclure que l'exploitation de cet outil numérique est très utile pour la prédiction des performance d'un paliers lisses en présence du défaut de mésalignement. .

REFERENCES

[1] J. Young Jang ,M. Khonsari . On the Characteristics of Misaligned Journal Bearings, journal lubrificants, *3*, 27-53,2015.

[2] A. Fisher. Oil flow in ring lubricated bearings. *Machinery, London*, 21 :311, 1922.

[3] S.A. McKee and T.R. McKee. Pressure distribution in oil films of journal bearings. *ASME RP-54-8*, 5 :149–165, 1932

[4] R.J.S. Piggott. Bearings and lubrication. bearing troubles traceable to design can be avoided by engineering study. *Mech. Engng*, 64 :259, 1942.

[5] A. Buske andW. Rolli. Measurements of oil-film pressures in bearings under constant and variable loads. *NACA*, page 43, 1949.

[6] M.Lahmar, H. Boucherit. Etude comparative du comportement dynamique non linéaire d'un palier amortisseur et d'un palier fluide.V14, pp .1-14, 2005.

[7] D. Nicolas, Paliers hydrodynamiques soumis à un torseur de forces quelconques, Thèse de doctorat, INSA, Lyon,1972

[8] FRENE.JEAN .Butée et palier hydrodynamique .technique de l'ingénieur.N° B 5 320,pp.1-38, 2005.

[9] Lund, J.W.: Review of the concept for dynamic coefficients for fluid film journal bearings. ASME J. Tribol. 109, 38–41 (1987)

[10] Klit P, Lund JW. Calculation of the dynamic coefficients of a journal bearing, using a variational approach. ASME J Tribol 1986;108:421–5.

[11] Romain Fargere. (2012) Simulation du comportement dynamique des transmission par engrenages sur paliers hydrodynamiques. Thèse de doctorat , institut national des sciences appliquées LYON. France

[12] W. M. Miranda, M. T. C. Faria. ,Lateral Vibration Analysis of Flexible Shafts Supported on Elliptical Journal Bearings, journal of Tribol Lett Spring. 48:217–227,2012

[13] A. Kabouya, M.Lahmar, B.Bou Said. 2007, Etude des paliers lisse mésalignés lubrifiés par des fluides à couple de contrainte. revue de mécanique et industrie . N°8, 577–595, 2007.

EFFET DU REVÊTEMENT ET DES PARAMÈTRES DE COUPE SUR LA RUGOSITÉ DE SURFACE EN TOURNAGE À SEC DE L'ACIER 42CrMo4.

B. HAMADI[1], A. ACHOUR[2], M.A. YALLESE[3], R. ZELLAGUI[4], A. KHELLAF[5], M. NOUIOUA[6]

[1]Département Génie Mécanique, Laboratoire de Mécanique, Université de Frères Mentouri Constantine, Algérie, billelhamadi@yahoo.fr
[2]Département Génie Mécanique, Laboratoire de Mécanique , Université de Frères Mentouri Constantine, Algérie, achouralimec@yahoo.fr
[3]Departement De Génie Mécanique, Laboratoire de Mécanique & Structures, Université de 8 mai 1945 Guelma 24000, Algérie, yallese.m@gmail.com
[4]Département Génie des transports, laboratoire Ingénierie des Transports et Environnement, Université de Frères Mentouri Constantine, Algérie, zellagui_redouane@yahoo.fr
[5]Departement De Génie Mécanique, Laboratoire de Mécanique & Structures, Université de 8 mai 1945 Guelma 24000, Algérie, khellafahmed@hotmail.fr
[6]Departement De Génie Mécanique, Laboratoire de Mécanique & Structures, Université de 8 mai 1945 Guelma 24000, Algérie, nouiouamourad25@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Dans ce document, une étude expérimentale est réalisée afin d'évaluer l'effet des paramètres de coupe et le matériau de revêtement sur les performances des outils de coupe en tournage de l'acier 42Cr Mo4. Une étude comparative a été réalisée entre les outils en carbure non revêtu et revêtu avec une couche de revêtement Al_2O_3/ TiCN. Les outils de coupe ayant la même géométrie. Le procédé ANOVA a été utilisée pour quantifier les effets des paramètres de coupe sur l' usinage des surfaces. L'effet des couches de revêtement sur la qualité de surface est également étudié. On observe qu'une plus faible rugosité de surface est obtenue lors de l'utilisation de (Al_2O_3/TiCN) plaquette revêtu.

Mots Clés: *Outil De Coupe, Revêtements Durs, RSM, Rugosité de surface, Caractérisation de Revêtement.*

NOMENCLATURE

Symboles :			
Ra	Rugosité arithmétique, µm	W	Tungstène
Vc	Vitesse de coupe, m/mn	Co	Cobalt
ap	profondeur de passe, mm	TiCN	Carbonitrure de titane
f	l'avance, mm/tr	C	Carbone
Vb	Usure en dépouille, mm	Mo	Molybdène
Al	Aluminium	Cr	Chrome
		ANOVA	Analyse de variance

1. INTRODUCTION

L'usinage est un procède d'enlèvement de matière avec une dynamique complexe. Il est défini comme le retrait des copeaux à partir d'une pièce afin d'obtenir la finition de surface souhaitée. Cette propriété est nécessaire dans plusieurs domaines d'usinage. La haute qualité des pièces mécaniques peut être obtenue par le contrôle de plusieurs paramètres, comme les conditions de coupe, les propriétés du matériau à usiner, les matériaux de

revêtement de l'outil de coupe. 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.

cette étude a permis la mise en évidence de l'influence des paramètres de coupe sur l'état de surface lors de l'usinage de l'acier 42CrMo4 avec deux types d'outils en carbure métallique, le première est revêtu ont (Al_2O_3/TiCN), et le deuxième est non revêtu.

2. PROCEDURE EXPERIMENTALE

Cette partie consiste à présenter le matériel qui sert à l'étude de l'évolution de la rugosité et le relevé de profil des plaquettes utilisées, et l'observation microscopique des plaquettes.

les essais sont réalisés sur une tour parallèle de marque TOS TRENCIN modèle SN40C, ayant une puissance de 6.6 Kw avec variateur de vitesse mécanique.

les opérations d'usinage ont été effectuées sur des éprouvettes ronds en acier de nuance 42CrMo4, de 400 mm de longueur et de 80 mm de diamètre, avec une dureté HB=257Kg/mm^2.

Sa composition chimique est donnée comme suit: 0.42% C ; 0.25 % Si ; 0.018%S ; 0.021% Ni ; 0.209 % Mo ; 0.68 % Mn ; 0.013 % P ; 1.08 % Cr ; 0.004 % V.

Les plaquettes utilisées pour les essais sont deux plaquettes en carbure métallique, (01) non revêtu et le deuxième revêtu en $AL_2\ O_3$ / TICN de forme carrée.

pour la mesure de la rugosité de surface arithmétique (Ra) on a utilisé un rugosimètre Mitutoyo Surftest 201. Ce dernier est constitué d'une pointe de diamant se déplaçant linéairement sur la surface mesurée

pour assurer le bon déroulement des essais, nous avons utilise le plan de taguchi L9 avec trois facteurs à trois niveaux sont indiqués dans le tableau 1. La procédure expérimentale consiste a réaliser des passes de chariotage on varient les conditions de coupes avec les deux types de plaquette, en mesurant la rugosité moyenne arithmétique (Ra)

Niveau	Vitesse de coupe Vc (m/min)	Avance f (mm/tr)	Profondeur de coupe ap (mm)
1	190	0.08	0.25
2	250	0.12	0.50
3	350	0.16	0.75

TABLEAU 1. Paramètres de coupe et leur niveaux

3. RÉSULTATS EXPÉRIMANTAUX

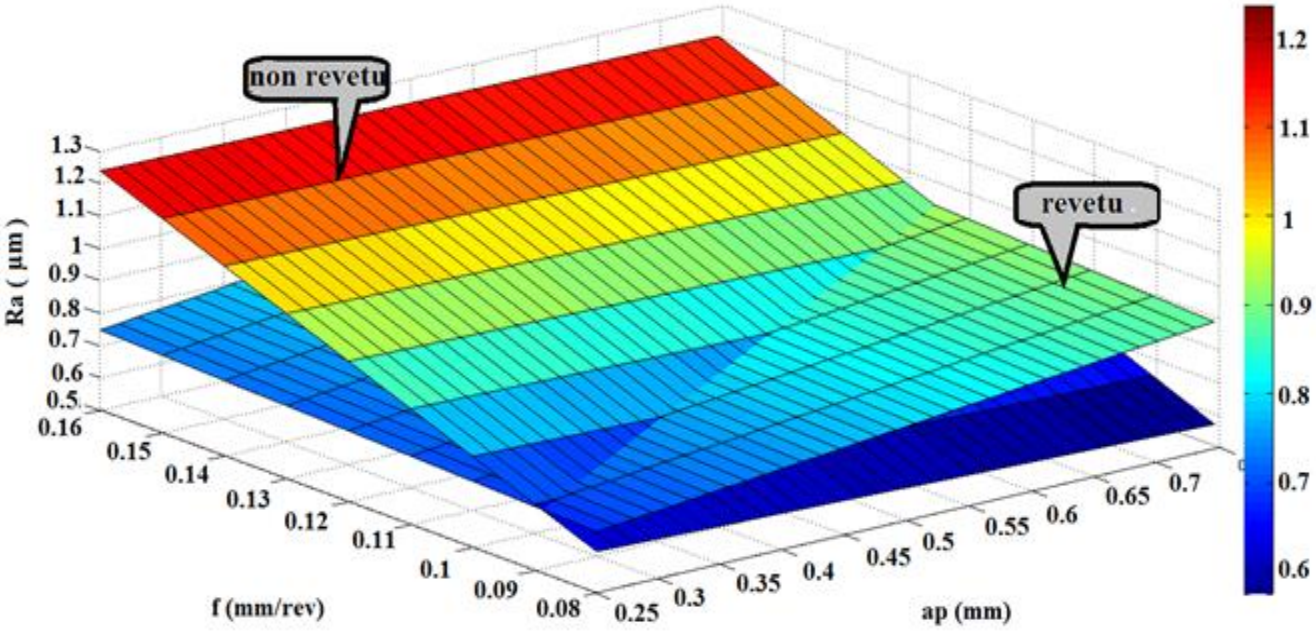


FIGURE 1. Evolution de la rugosité (Ra) en fonction de l'avance f (mm/tr)
et la profondeur de coupe ap (mm) lors de tournage de l'acier 42CrMo4 pour la pastille non revêtu et revêtu.

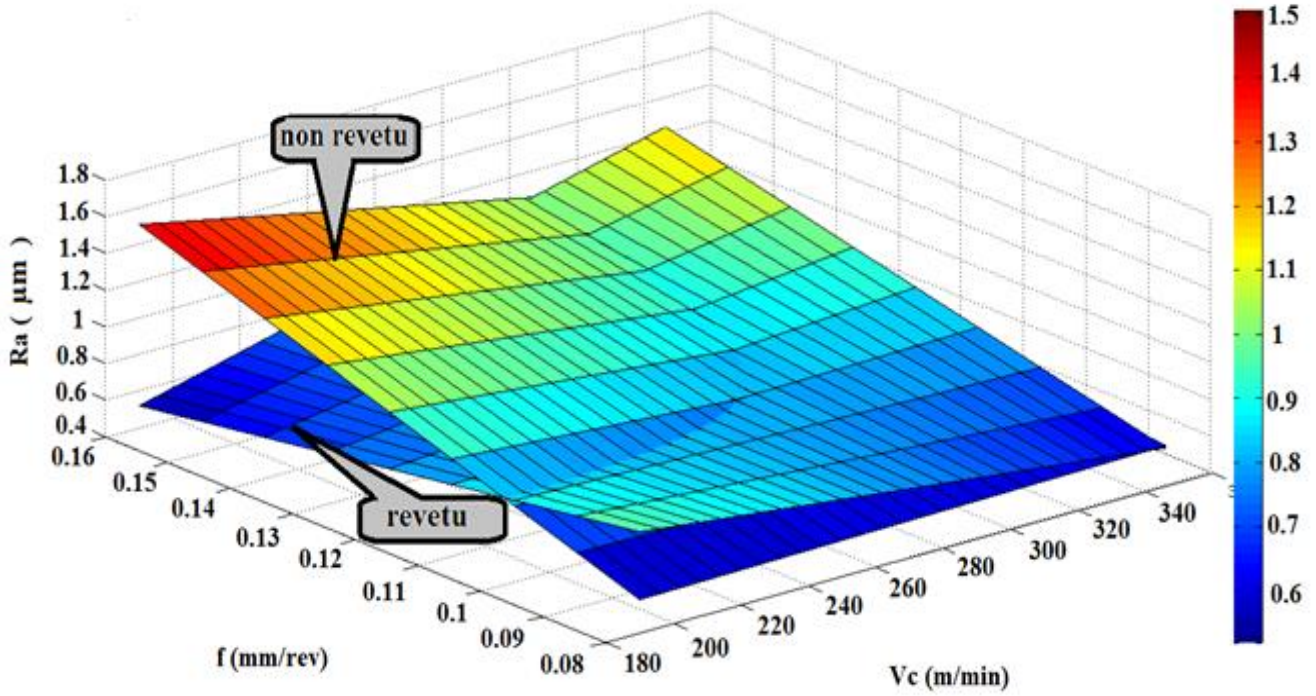


FIGURE 2. Evolution de la rugosité (Ra) en fonction de la vitesse de coupe
Vc (m/min) et l'avance f (mm/tr) lors de tournage de l'acier 42Cr Mo4 pour la pastille non revêtu et revêtu

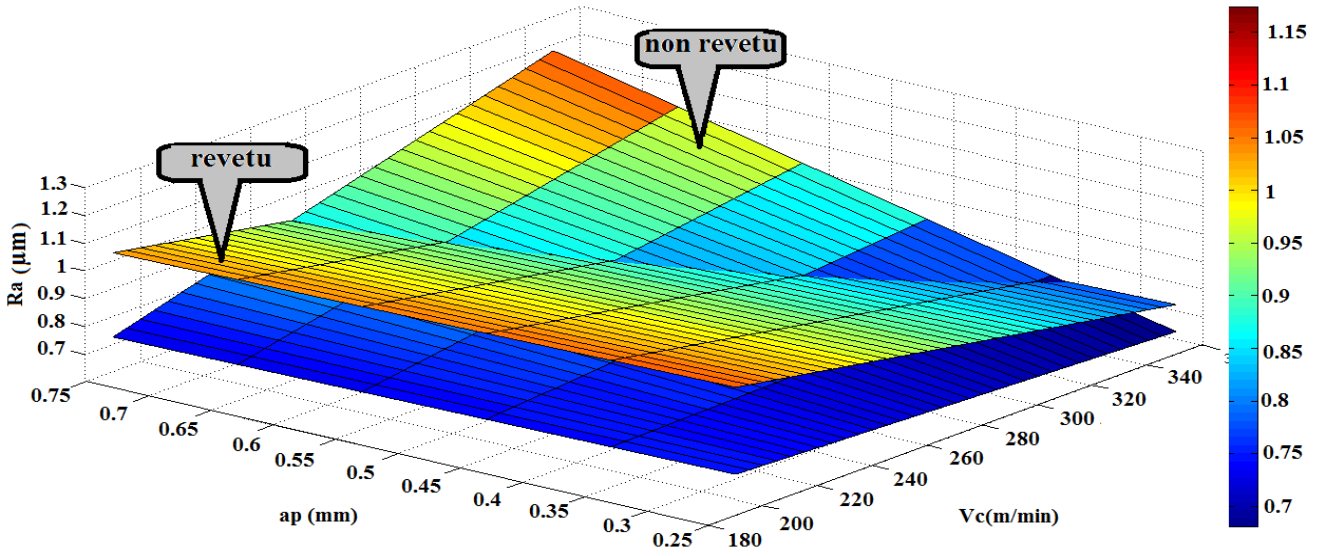


FIGURE 3. Evolution de la rugosité (Ra) en fonction de profondeur de coupe ap (mm) et de la vitesse de coupe (m/min) lors de tournage de l'acier 42Cr Mo4 pour la pastille non revêtu et revêtu

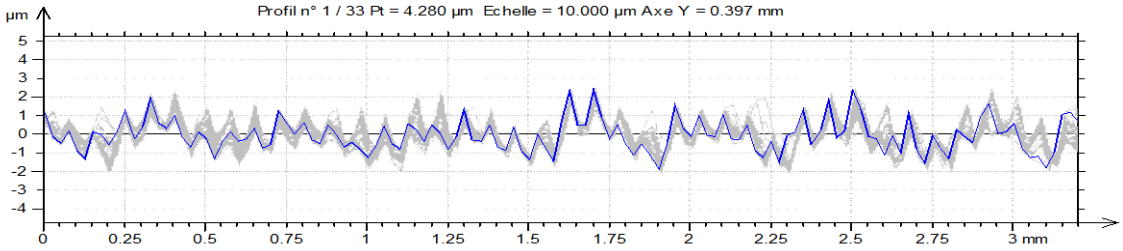


FIGURE 4. Profil de la rugosité en 2D de l'acier 42Cr Mo4 avec Vc = 350m/mn ; f = 0.4mm/tr ; ap =0.75mm; pour la pastille revêtu.

ISO 4287			
Amplitude parameters - Roughness profile			
Ra	0.320	µm	*Gaussian filter,0.8mm*

TABLEAU 2. La valeur de la rugosité moyenne (Ra)

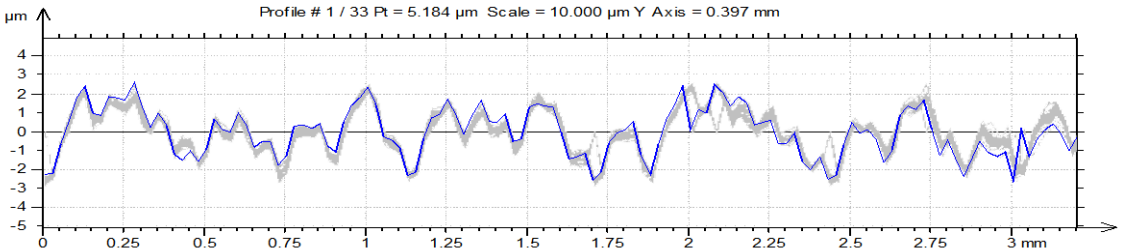


FIGURE 5. Profil de la rugosité en 2D de l'acier 42Cr Mo4 avec Vc = 350m/mn ; f = 0.4mm/tr ; ap = 0.75mm; pour la pastille non revêtu.

ISO 4287			
Amplitude parameters - Roughness profile			
Ra	0.633	µm	*Gaussian filter,0.8mm*

TABLEAU 3. La valeur de la rugosité moyenne (Ra)

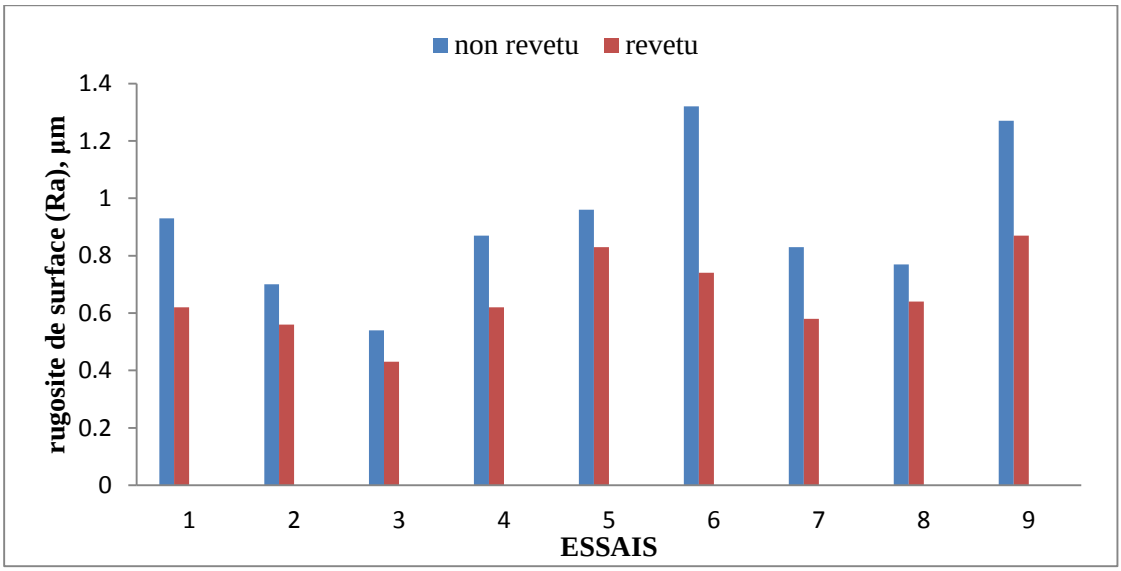


FIGURE 6.Comparaison entre les valeur mesures de deux plaquette revêtu et non revêtu.

4. DISCUSSIONS DES RÉSULTATS

4.1. EFFET DES PARAMÉTRES DE COUPE SUR LA RUGOSITÉ DE SURFACE

Les résultats de l'analyse de la variance pour le critère de la rugosité de surface (Ra), des outils revêtu et non revêtu sont représentés dans les figures 1-2-3. Il est clair que la rugosité de surface est proportionnelle à l' augmentation de la vitesse d'avance et de la profondeur de coupe et inversement proportionnelle à la vitesse de coupe. On peut conclure que la vitesse d'alimentation est le paramètre le plus important par rapport aux autres facteurs qui affectent la rugosité de surface et sa contribution est 80.12% et 85.76% pour les outils revêtu et non revêtu respectivement. Le second facteur qui affecte la qualité de la surface est la vitesse de coupe qui contribue par 15,81% et 11,51% pour les outils revêtu et non revêtu, respectivement. La profondeur de coupe aura une influence minium sur la rugosité de surface où sa contribution est inférieure à 2%. Ce résultat peut être expliqué par le phénomène de rainurage hélicoïdal sur la finition de surface d'usinage provoquée par l'augmentation de la vitesse d'avance combiné avec le mouvement outil-pièce. D'autre part, ce phénomène est expliqué par la réduction du taux d'alimentation qui cause des faibles forces de coupe, ce qui résulte moins des vibrations qui fournit une meilleure finition de surface.

4.2.EFFET DU MATERIAU DE REVÊTEMENT SUR LA RUGOSITÉ DE SURFACE

L'effet des couches de revêtement sur la rugosité est le but de cette étude. A cet effet, les expériences ont été répétées pour les deux types d'outils en carbure avec et sans revêtement ayant la même géométrie et le substrat, mais la seule différence réside dans les couches de revêtement. L'effet de l'usure des outils a été négligé car le

temps de coupe est de 4 secondes. En outre, L' effet des couches de revêtement sur la rugosité de surface est représenté sur la figure (06). La courbe montre que la présence de la couche (Al_2O_3/TiCN) joue un rôle important dans la protection du substrat qui fournit une bonne dissipation thermique de la puce, ce qui peut améliorer la qualité de surface. En fin , on conclut qu'a partir de la figure 06 que la bonne qualité de surface est obtenue lorsqu' on utilise la pastille revêtu (Al_2O_3/TiCN).

5.CONCLUSIONS

Le but de cette étude expérimentale est d'évaluer la rugosité de surface de deux matériaux de coupe utilisés dans le tournage à sec de l'acier 42CrMo4. Les essais ont été effectuées en utilisant les matériaux de coupe suivants: CVD carbure revêtu et carbure non revêtu. Les conclusions de cette recherche peut être résument dans les points suivants:

1) D'après l'analyse ANOVA, le débit d'alimentation a l'effet le plus significatif sur la rugosité de surface pour les deux outils avec et sans inserts de revêtement. Sa contribution est estimée par 80.12% et 85.76% pour les outils revêtu et non revêtu respectivement.

2) les baisses valeurs de rugosité de surface et la haute qualité de surface sont obtenus lorsque l'on utilise MT-CVD (Al_2O_3/TiCN) plaquette revêtue.

REFERENCES

[1] M . A . Yallese, K . Chaoui, N. Zeghib. et al. Hard machining of hardened bearing steel using cubic boron nitride tool. *J. Mater. Process. Technol*, 209, 1092–1104, 2009.

[2] S . Chinchanikar and SK .Choudhury. Effect of work material hardness and cutting parameters on performance of coated carbide tool when turning hardened steel: An optimization approach. *Measurement,* 46, 1572–1584, 2013.

[3] MW . Azizi, S . BelhadI, M . A . Yallese, et al. Surface roughness and cutting forces modeling for optimization of machining condition in finish hard turning of AISI 52100 steel. *J. Mech. Sci. Technol*,; 26 : 4105-4114, 2012.

[4] Z . Hessainia, M . Elbah, M . A . Yallese, et al. On the prediction of surface roughness in the hard turning based on cutting parameters and tool vibrations. *Measurement*, 46, 1671–1681, 2013.

[5] I . Meddour, M . A .Yallese, R . Khattabi, et al. Investigation and modeling of cutting forces and surface roughness when hard turning of AISI 52100 steel with mixed ceramic tool: cutting conditions optimization. *Int J Adv Manuf Technol*, 77, 1387–1399, 2015.

[6] M . Cemal Cakir, C . Ensarioglu and I . Demirayak. Mathematical modeling of surface roughness for evaluating the effects of cutting parameters and coating material. *J. Mater. Process. Technol,* 209 , 102–109, 2009.

[7] S . Chinchanikar and SK . Choudhury. Machining of hardened steel Experimental investigations, performance modeling and cooling techniques: A review. *Int. J. Mach. Tools Manuf*, 89: 95–109, 2015.

[8] H . Aouici, H . Bouchelaghem, M.A. Yallese , et al. Machinability investigation in hard turning of AISI D3 cold work steel with ceramic tool using response surface methodology, *Int J Adv Manuf Technol*, 73, 1775–1788, 2014.

SIMULATION D'UN ÉCOULEMENT DE CONVECTION FORCÉE DANS UN CANAL REMPLI AVEC UNE MATRICE POREUSE ANISOTROPE

S. BEN AOUA[1], R. KIBBOUA[2], F. MECHIGHEL[1]

[1]Laboratoire LR3MI, Département de Génie Mécanique, faculté des sciences de l'ingéniorat, BP 12, Université d'Annaba, 23000 – Algérie, E-mails bensalah101@gmail.com & farid.mechighel@etu.unilim.fr
[2]Université des sciences et de technologie Houari Boumediene USTHB, LTPMP/FGMGP, BP 32 El Alia, Alger 16111, Algérie

RÉSUMÉ

Dans ce travail nous étudions numériquement le problème de convection forcée (en régime laminaire) à l'intérieur d'un canal horizontal partiellement rempli d'un milieu poreux. Nous supposons que le milieu poreux est anisotrope et les parois sont maintenues à un flux de chaleur constant. Le modèle de Darcy-Brinkman-Forchheimer est utilisé pour décrire l'écoulement permanent dans la région poreuse. La méthode numérique des volumes finis est utilisée pour la résolution des équations de conservation et les conditions aux limites associées. L'objectif de ce travail est de préciser la nature de mouvement convectif dans un milieu poreux anisotrope.

Mots Clés: *Milieux poreux, anisotrope, convection forcée, simulation numérique.*

NOMENCLATURE

Symboles :

Cp chaleur spécifique à pression constante, J Kg^{-1} K^{-1}
e épaisseur de la couche poreuse, m
E épaisseur adimensionnelle de la couche poreuse, m
f coefficient de frottement,
F coefficient de Forchheimer,
h coefficient d'échange convectif, W m^{-2} K^{-1}
H hauteur de la moitié du canal, m
J Rapport de viscosité cinématique,
k conductivité thermique, $W{\cdot}m^{-1}{\cdot}K^{-1}$
l longueur du canal, m
L longueur adimensionnelle du canal,
p pression, N m^{-2}
T température, °C

Lettres grecques :

α Diffusivité thermique, m s^{-2}
μ Viscosité dynamique, Kg $m^{-1}s^{-1}$
v Viscosité cinématique, m^2s^{-1}
ε Porosité du milieu poreux,
θ angle d'anisotropie, degré
ρ masse volumique, kg m^{-3}

Indices / Exposants :

L *local*
f fluide
eff effectif
p couche poreuse
w paroi

Vecteurs et tenseurs :

[K] tenseur de la perméabilité,
$\vec{V}$ Vecteur de vitesse,

Quantités et nombres adimensionnels :

fRe coefficient de frottement
Da nombre de Darcy
Nu nombre de Nusselt
Pr nombre de Prandtl
Re nombre de Reynolds
Rc rapport des conductivités thermique (k_{eff}/k_f)
Rμ rapport de viscosité dynamique (μ_{eff}/μ_f)

1. INTRODUCTION

Ces dernières années, des efforts de recherche considérables ont été consacrés à l'étude du transfert de chaleur par convection naturelle ou forcée dans des cavités remplies d'un milieu poreux saturé par un fluide, en raison de leurs applications très répandues dans les technologies modernes [1-3]. Une partie importante de ces études ont traité le cas des milieux isotropes (par exemple dans [4, 5]). Cependant, dans de nombreuses situations pratiques, les milieux poreux sont anisotropes dans leurs natures, ainsi que leurs propriétés thermiques. Dans cette étude, nous allons étudier le cas d'un milieu poreux dynamiquement anisotrope. Dans la litérature, nous pouvons citer quelques études qui traitent le cas des milieux anisotropes [6, 7].

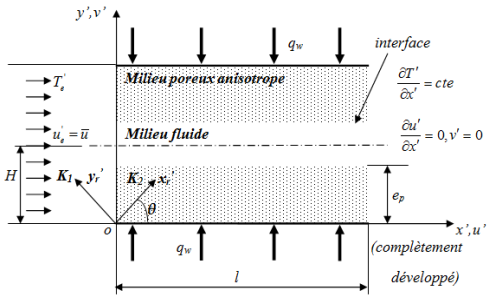


FIGURE 1: Modèle physique et système de coordonnés

2. MODÉLISATION MATHEMATIQUE

2.1. Présentation du problème physique :

Le système physique étudié ici est illustré sur la figure 1. Il est constitué de deux plaques horizontales parallèles de longueur (l) séparés par une distance 2H. Les plaques supérieure et inférieure sont maintenues à un flux de chaleur constant q_w. L'axe (ox') est positionné sur la paroi inférieure. Le canal comporte une couche poreuse d'épaisseur (e_p) située dans la moitié de canal et saturée avec un fluide. Le milieu poreux est caractérisé par une perméabilité anisotrope et une conductivité thermique isotrope. Les perméabilités le long des deux axes principaux de la matrice poreuse sont dénotées par K_1 et K_2, L'angle d'orientation θ est défini comme étant l'angle entre la direction horizontale et l'axe principal de la perméabilité K_2. Le fluide pénètre dans le canal à une température et une vitesse uniformes.

Dans le modèle présenté, nous adoptons les hypothèses suivantes :

- Pour le champ d'écoulement : l'écoulement bidimensionnel est supposé stationnaire en régime laminaire, le fluide est newtonien et incompressible, et l'action de la pesanteur est négligeable,
- Pour le champ thermique : le transfert de chaleur par rayonnement est négligeable et aucune dissipation visqueuse n'est considérée.

En outre, le fluide est en équilibre thermique local avec la matrice solide et les propriétés thermiques du fluide et de la matrice solide sont supposées constantes.

2.2 Modèle mathématique :

Pour formuler les équations de quantité de mouvement dans la région fluide, nous utilisons les équations de Navier-Stokes et l'équation de Darcy-Brinkman-Forchheimer [1] dans la région poreuse. Ces équations peuvent être formulées dans le système de coordonnée principal (x', y'), en utilisant la matrices de rotation reliant les composantes du vecteur vitesse d'un système de coordonnées (x_r', y_r') à un système de coordonnées (x', y').

Après avoir utilisé les variables adimensionnelles, nous aboutissons à la forme adimensionnelle des équations :

- Équation de continuité adimensionnelle pour les deux régions fluides et poreuse :

$$\partial u/\partial x + \partial v/\partial y = 0 \quad (1)$$

TABLEAU 1 : Paramètres utilisés dans les calculs numériques

rapport de forme (L/H)	50
porosité (ε)	0.9
nombre de Prandtl (Pr)	0.7
nombre de Reynolds (Re)	100
rapport des conductivités thermiques	(Rc=1) et (Rc=10)
rapport de viscosité cinématique	1
coefficient de Forchheimer	F≈0 (très petit)
nombre de Darcy (Da)	entre (10^{-4} et 10^{-1})
épaisseur de la couche poreuse E	0 (cas fluide pur), 0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1 (cas totalement poreux)
angle d'anisotropie	(θ = 0°, 30°, 45°, 60°, 90°, 120°, 150° et 180°)

- Équation de conservation de la quantité de mouvement dans la région fluide :

$$u\,\partial v/\partial x + v\,\partial v/\partial y = -\partial p/\partial x + \left(\partial^2 T/\partial x^2 + \partial^2 T/\partial y^2\right)/\mathrm{Re} \quad (2)$$

$$u\,\partial v/\partial x + v\,\partial v/\partial y = -\partial p/\partial y + \left(\partial^2 T/\partial x^2 + \partial^2 T/\partial y^2\right)/\mathrm{Re} \quad (3)$$

- Équation de conservation de la quantité de mouvement dans la région poreuse :

$$u\frac{\partial u}{\partial x} + v\frac{\partial u}{\partial y} = -\varepsilon^2\frac{\partial p}{\partial x} + \varepsilon^2\frac{J}{\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right) - \left[\frac{\varepsilon^2}{\mathrm{Re\,Da}}(K^*\cos^2\theta + \sin^2\theta) + \frac{F\varepsilon^2}{\sqrt{\mathrm{Da}}}(\sqrt{K^*}\cos^2\theta + \sin^2\theta)\sqrt{u^2+v^2}\right]u$$
$$-\left[\frac{\varepsilon^2}{\mathrm{Re\,Da}}(K^*-1)\sin\theta\cos\theta + \frac{F\varepsilon^2}{\sqrt{\mathrm{Da}}}(\sqrt{K^*}-1)\sin\theta\cos\theta\sqrt{u^2+v^2}\right]v \quad (4)$$

$$u\frac{\partial v}{\partial x} + v\frac{\partial v}{\partial y} = -\varepsilon^2\frac{\partial p}{\partial x} + \varepsilon^2\frac{J}{\mathrm{Re}}\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2}\right) - \left[\frac{\varepsilon^2}{\mathrm{Re\,Da}}(K^*-1)\sin\theta\cos\theta + \frac{F\varepsilon^2}{\sqrt{\mathrm{Da}}}(\sqrt{K^*}-1)\sin\theta\cos\theta\sqrt{u^2+v^2}\right]u$$
$$-\left[\frac{\varepsilon^2}{\mathrm{Re\,Da}}(K^*\sin^2\theta + \cos^2\theta) + \frac{F\varepsilon^2}{\sqrt{\mathrm{Da}}}(\sqrt{K^*}\sin^2\theta + \cos^2\theta)\sqrt{u^2+v^2}\right]v \quad (5)$$

- Équation de conservation de l'énergie dans la région fluide :

$$u\,\partial T/\partial x + v\,\partial T/\partial y = \left(\partial^2 T/\partial x^2 + \partial^2 T/\partial y^2\right)/\mathrm{Pr\ Re} \quad (6)$$

- Équation de l'énergie dans la région poreuse :

$$u\,\partial T/\partial x + v\,\partial T/\partial y = R_c\left(\partial^2 T/\partial x^2 + \partial^2 T/\partial y^2\right)/\mathrm{Pr\ Re} \quad (7)$$

2.3 Conditions aux limites et autres paramètres requis :

- Les conditions aux limites sous formes adimensionnelles :

pour $x = 0$ $\quad u = 1,\ \ v = 0,\ T = 0$ (8a)

pour $x = l/H = L$ $\quad \partial u/\partial x = 0,\ \ \partial v/\partial x = 0,\ \partial T/\partial x = 0$ (8b)

pour $y = 0$ $\quad u = 0,\ \ v = 0,\ \partial T/\partial y = -1/R_c$ (9a)

pour $y = 1$ $\quad \partial u/\partial y = 0,\ \ v = 0,\ \partial T/\partial y = 0$ (9b)

pour $y = e_p/H = E$ $\quad u_f = u_p,\ v_f = v_p,\ \partial u_f/\partial y = R_\mu,\ \partial u_p/\partial y,\ \partial v_f/\partial y = R_\mu\,\partial v_p/\partial y,\ T_f = T_p,\ \partial T_f/\partial y = R_c\,\partial T_p/\partial y$ (10)

Après avoir utilisé les variables adimensionnelles, le coefficient de frottement pour l'écoulement de fluide est défini comme suit : $f\left(\mathrm{Re}\right)_{2H} = 4\left(\bar{u} \times 2 \times H/\nu_f\right)\left(-\partial p/\partial x\right) \quad = 8\ \mathrm{Re}\left(-\partial p/\partial x\right)$. Nous définissons aussi le nombre de Nusselt comme suit : $N_u = 4H\, q_w/k_f\,(T_w^{'} - T_m^{'})$.

3. RÉSOLUTION NUMÉRIQUE ET VALIDATION

Pour la résolution du système d'équations couplées et les conditions aux limites, nous avons utilisé une méthode numérique basée sur la méthode des volumes finis [8]. L'algorithme SIMPLE est utilisé pour le couplage des équations continuité/quantité de mouvement. Le système d'équations obtenu sous forme matricielle est résolu par l'algorithme de Thomas (TDMA). La résolution des équations a été réalisée sur un maillage uniforme 201×51, (c.-à-d. 201 nœuds dans la direction axiale et 51 dans la direction verticale). Afin de vérifier la fiabilité du code, un bon accord est réalisé entre nos résultats numériques et les résultats numériques ou analytiques dans la littérature [6, 9].

4. RESULTATS

Remarque : Tous les calculs ont été effectués en utilisant les valeurs des paramètres suivants (voir tableau 1) :

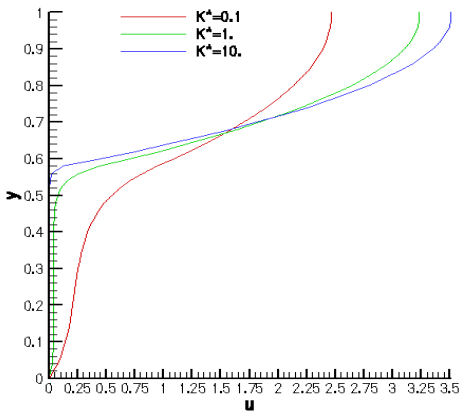


FIGURE 2 : Profil de la vitesse pour différentes valeurs de K* et pour (θ = 0°, E = 0,6 et Da = 0,001)

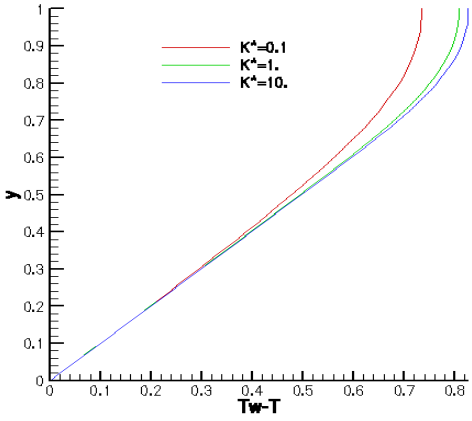


FIGURE 3 : Profil de la température pour différentes valeurs de K* et pour (θ = 0°, E = 0,6 et Da = 0,001).

4.1 Effet du rapport de perméabilité anisotropique :

Pour des valeurs (Da = 0,001, θ = 0°) et une épaisseur sans dimension de la couche poreuse E = 0,6, la figure 2 montre que pour un rapport de perméabilité K*<1, (c.-à-d. la perméabilité dans la direction de l'écoulement est plus élevée que celle dans le sens transversal), la couche poreuse présente moins de résistance et le fluide s'écoule plus facilement comparativement au cas isotrope (K* = 1). La tendance s'inverse pour (K*>1), la couche poreuse présente plus de résistance comparativement au cas isotrope. La vitesse maximale est atteinte sur l'axe de symétrie du canal ; la vitesse la plus élevée est atteinte pour le cas où K* > 1 et la plus faible pour le cas K* < 1.

L'effet de K* sur le profil de température est représenté sur la figure 3.

- Une diminution de la température adimensionnelle est observée pour le cas K* = 0,1 (<1) (la différence entre la température T et celle de la paroi T_w est faible) et

- une augmentation de la température adimensionnelle pour K* = 10 (>1) en comparaison avec le cas isotrope (K* = 1), la différence entre la température T et celle de la paroi T_w est plus important).

4.2 Effet de l'angle d'anisotropie :

Pour des valeurs (Da = 0,001, E = 0,6 et K * = 0,25 (<1)), les résultats indiquent que la vitesse dans la région poreuse est maximale lorsque $\theta = 0°$ (c.-à-d. la perméabilité dans la direction de l'écoulement est plus élevée) et elle est minimale lorsque $\theta = 90°$. Ainsi que, la vitesse sur l'axe central du canal (région de fluide) est maximale lorsque $\theta = 90°$. Pour le profil de température, on observe une différence minimale entre la température T et la température de la paroi T_w pour $\theta = 0°$ et une différence maximale pour $\theta = 90°$. Aussi pour le cas (Da = 0,001, E = 0,6 et K*= 5 (> 1)), les résultats indiquent que la vitesse dans la région poreuse est maximale lorsque $\theta = 90°$ et elle est minimale lorsque $\theta = 0°$. Dans la région de fluide, nous constatons que la situation s'inverse. Pour le profil de température, nous observons des valeurs minimale de température pour $\theta = 90°$, (la température se rapproche de la température de la paroi), et maximale pour $\theta = 0°$ (la température s'écarte de la température de la paroi). (Malheureusement, pour manque d'espace, les résultats ne sont pas présentés ici).

4.3 Variation du coefficient de frottement avec l'épaisseur de la couche poreuse E :

Le coefficient de frottement est une fonction croissante de l'épaisseur E. Pour une épaisseur donnée, E, la valeur la plus élevée du coefficient de frottement correspond à un rapport de perméabilité K* > 1, (c.-à-d. lorsque la perméabilité dans la direction de l'écoulement est inférieure à la direction transversale. (Les résultats ne sont pas présentés ici).

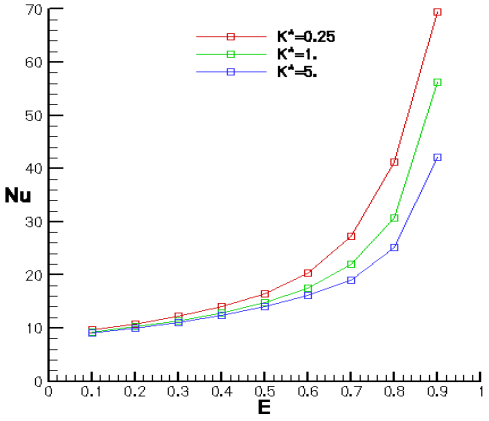


FIGURE 4 : Variation du nombre de Nusselt en fonction de l'épaisseur de la couche poreuse pour différentes K* (θ = 0°, Da=0,001 et Rc=10).

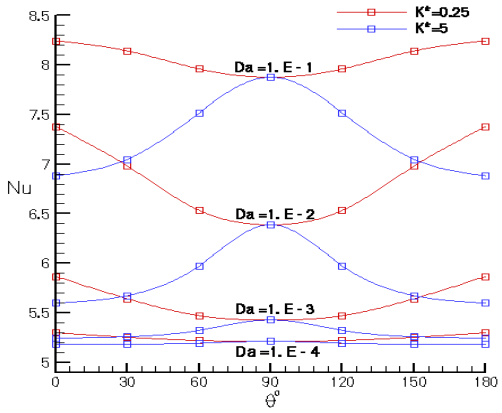


FIGURE 5 : Effet du nombre de Darcy et de l'angle d'anisotropie sur le nombre de Nusselt pour (K*=0,25, K* = 5 et E = 0,6).

4.4 Variation du nombre de Nusselt en fonction de l'épaisseur de la couche poreuse E :

Pour la variation du nombre de Nusselt pour les mêmes conditions; il est constaté que le nombre de Nusselt diminue avec l'augmentation de l'épaisseur E pour atteindre une valeur minimale pour une épaisseur donnée. Cette épaisseur optimale dépend du rapport de la perméabilité K*. (Les résultats ne sont pas présentés).

Par contre pour Rc = 10, le nombre de Nusselt devient une fonction croissante en fonction de l'épaisseur de la couche poreuse E. Pour une épaisseur donnée, le nombre le plus grand de Nusselt est obtenu pour un rapport de perméabilité K* <1 (figure 4).

4.5 Effet du nombre de Darcy et l'angle de l'anisotropie sur nombre de Nusselt :

Sur la figure 5, l'épaisseur de la couche poreuse est fixée à (E = 0.6), les résultats indiquent que le transfert convectif pour K* = 0.25 est au minimum à 90°, mais il est maximum à 0° et 180°. L'inverse est vrai pour K*=5.

4.6 Effet combiné de l'angle d'anisotropie, nombre Darcy Da et l'épaisseur E sur le coefficient de frottement :

Nous avons trouvé que le coefficient de frottement varie proportionnellement en fonction de l'épaisseur *E* et aussi avec l'angle θ, pour K*=0,25. Pour l'effet combiné de l'épaisseur et de l'angle d'anisotropie, le nombre de Nusselt diminue avec l'augmentation de l'épaisseur jusqu'à une valeur minimale pour une épaisseur donnée, cette tendance s'inverse en dépassant cette épaisseur. (Les résultats ne sont pas présentés ici).

4. CONCLUSIONS

En conclusion, nous citons les résultats suivants :
-l'utilisation d'un canal partiellement poreux réduit le coefficient de frottement et augmente le coefficient de transfert thermique dans le cas d'un rapport de conductivité thermique Rc > 1 (notamment lorsque Rc > 10).
-pour une épaisseur donnée E et un angle d'orientation nul, le coefficient de frottement le plus élevé correspond à un rapport de la perméabilité K* > 1; et pour un angle d'orientation de 90°, le coefficient de frottement le plus élevé correspond à un rapport de la perméabilité K* < 1; c'est-à-dire lorsque la perméabilité dans la direction de l'écoulement est inférieure à la direction transversale.
-le nombre de Nusselt diminue avec l'augmentation de l'épaisseur E pour atteindre une valeur minimale pour une épaisseur donnée E quand Rc = 1.
-lorsque Rc = 10, le nombre de Nusselt devient une fonction croissante de l'épaisseur de la couche poreuse E. Pour une épaisseur E donnée, le nombre de Nusselt le plus élevé est obtenu pour un coefficient de perméabilité K* < 1.

REFERENCES

[1] Kambiz Vafai, *Handbook of Porous Media*, second edition, 2005.

[2] D. A. Nield and A. Bejan, *Convection in porous media*, Springer-Verlag, New York, 1992

[3] M. Kaviany, *Principals of heat transfer in porous media*, Springer –Verlag, 2nd Edition New York, 1995.

[4] A.V. Kuznetso, Analytical investigation of forced convection from a flat plate enhanced by a porous substrate, *Acta Mechanica*, 137, 211-223, 1999.

[5] O. Cekmer, M. Mobedi, B. Ozerdem, I. Pop, Fully Developed Forced Convection in a Parallel Plate Channel with a Centered Porous Layer, *Transport in porous media*, 93,179–201, 2012

[6] G. Degan, S. Zohoun, P. Vasseur, Forced convection in horizontal porous channels with hydrodynamic anisotropy, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 45, 3181–3188, 2002

[7] B.S. Bhadauria, Double-Diffusive Convection in a Saturated Anisotropic Porous Layer with Internal Heat Source, *Transport in porous media*, 92, 299–320, 2012.

[8] S.V. Patankar, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, McGraw-Hill, New York, 1980

[9] F.P. Incropera, D.V. DeWitt, T.L. Bergman, A.S. Lavine, *Introduction to heat transfer*, USA, 2007

PARAMETRIC STUDY OF COATING BY COOLING CRYSTALLIZATION

Fatima MAMERI[1], Ouahiba KOUTCHOUKALI[1], Joachim ULRICH[2]

[1]Constantine 3 University, Engineering Faculty of Pharmaceutical Processes, Nouvelle Ville, Ali Mendjeli BP : 67A, Constantine, Algeria, fati201116@live.com.
[2]Martin Luther University Halle – Wittenberg, Center of Engineering Science, Thermal Process Engineering, D-06099 Halle, Germany, joachim.ulrich@iw.uni-halle.de.

RÉSUMÉ

The purpose of this work, the parametric study of the operating conditions that can affect the new technology of coating of ibuprofen naked tablets manufactured by compression by surose solution using cooling crystallization. Seeding crystallization was used in this new process, tablets of ibuprofen were used as heterogeneous seeds (core materials) were coated with sucrose was used as coating material. The growth rate on the surface of the naked tablets and surface morphologies were investigated under various experimental conditions. These experimental conditions are: The viscosity of the coating solution, surface properties of the naked ibuprofen tablets (surface tension and contact angle). The optimal conditions were found to achieve compact and uniform coating.

Mots Clés: *Crystallization, Coating, Ibuprofen naked tablets, Parametric study.*

NOMENCLATURE

Symboles :

K_g crystal growth coefficient
g : Order of crystal growth rate, K
ΔC supersaturation.
ΔT degree of subcooling, K
ΔL thickness, m
Δt retention time, min

Lettres grecques :

σ surface tension, mN /m
θ contact angle, deg

Indices / Exposants :

MSZW metastable zone width

1. INTRODUCTION

Most tablets today are coated after being pressed. This process is necessary for various reasons. It can strengthen the tablet, control its release, improve its taste, making its handling and packaging easier and protect it from moisture and light. Sugar coating, one of the earliest methods, is still widely used in the confectionery industry, pharmaceutical, as well as food markets [1-3]. Until now, the sugar coating process with spray atomizers has been the most frequently employed to produce coatings in the pharmaceutical industry [4]. However, even if the sugar coatings were popular for a long time, they are still not optimized and present several drawbacks such as cracking and splitting on the surface of the coating, fast dissolution rates and non-uniformities in the coatings [5]. One of the first studies devoted to use the coating process by crystallization on pharmaceuticals has been made by Kim and Ulrich [5-6]. They used isomaltulose or ascorbic acid as coating materials and hemi-spherical pastilles from bisacodyl ($C_{22}H_{19}NO_4$), produced by a melt solidification process, as heterogeneous seeds. A

homogeneous crystalline-formed coating was obtained by this process. The coated seed was very uniform and the surface was consistent crystalline [7]. The focus of this work is the parametric study of new coating technology by cooling crystallization applied on the naked tablets of ibuprofen.the optimal operating condition affect the surface nucleation, growth rate and crystal morphology were investigated experimentally. These experimental conditions are: The viscosity of the coating solution, surface properties of the naked ibuprofen tablets (surface tension and contact angle).

2. METHODE EXPERIMENTALE

Sucrose $C_{12}H_{22}O_{11}$ dissolved in distilled water was used as coating material. Ibuprofen uncoated tablets (200 mg, average diameter 10 mm, average weight 328 mg ±5 %) manufactured by NADPHARMADIC PRODUCTION were used as heterogeneous seeds (core material). The viscosity of sucrose was measured versus temperature for different saturation concentrations ranging from 67.83 to 76.72 wt%. Then for a particular saturation concentration 72.36 wt% at 50 °C, the viscosity was determined versus temperature for a different degree of subcooling by means of a HAAKE Viscotester VT550 device.

The surface tension of the coating materials was measured for different supersaturated sucrose solutions at a degree of sub-cooling (ΔT=10 K) using a digital tensiometer (K10ST KRUSS GmbH).

To examine the effect of surface properties (surface tension and contact angle on the coating process, hence on the surface nucleation, growth rate and crystal morphology, another type of heterogeneous seeds (glass beads) were used. The drop method, an optical technique, in which a droplet of supersaturated coating material with known surface tension (σ) is placed on the surface in this case of the naked ibuprofen tablet is shown in Fig. 1. The contact angle θ is obtained by drawing a tangent along the droplet edge where the solid, liquid, gaseous phases meet by using a camera.

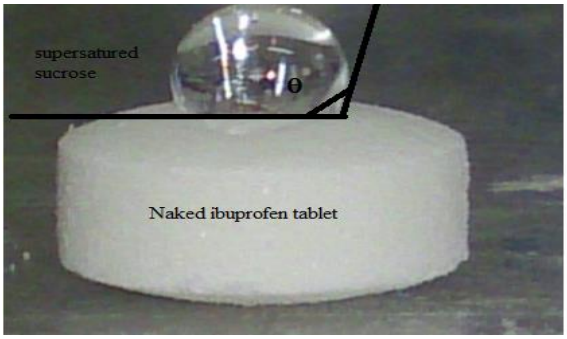


Figure. 1 Contact angle between supersaturated sucrose solution and the used seed material.

The experimental apparatus is described in Fig. 2. It consists of 100 mL double jacketed crystallizer,a programmed thermostatic bath, a stirrer and a sieve for the separation of coated tablets out of the mother liquid.

The coating solution was prepared in the crystallizer; the homogeneous solution was cooled down using a programmed thermostat until reaching the desired temperature. Then, the heterogeneous seeds (uncoated ibuprofen tablet) were added to the supersaturated sucrose solution at optimal range of viscosity. Then, the sucrose nuclei were generated and grown on the surface of ibuprofen naked tablets. At the end of the coating process, the ibuprofen coated tablets were separated with a sieve from the mother liquid. Furthermore, an optical microscope (OM) images were used to investigate the coating layer thickness and the surface morphology of the coatings against the retention time, the external surface of coated tablet was observed by means of the SEM technology.

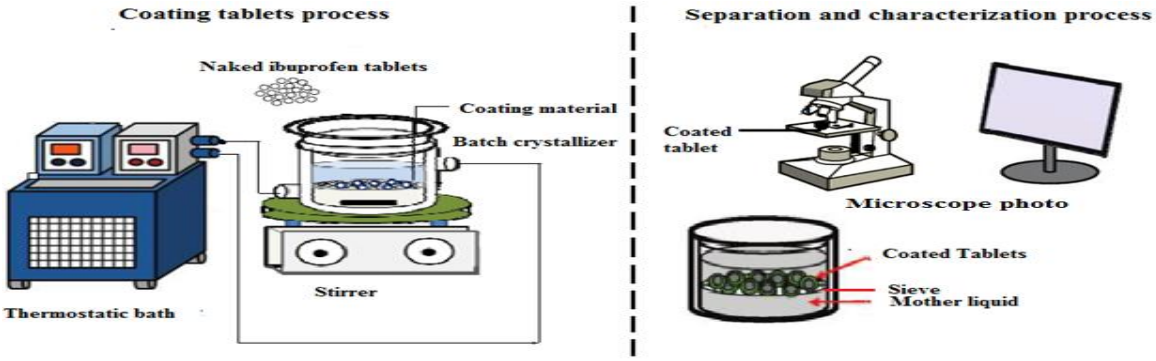


Figure. 2 Schematic diagram of experimental setup

3. RESULTATS

3. 1. Parametric study of process operating conditions

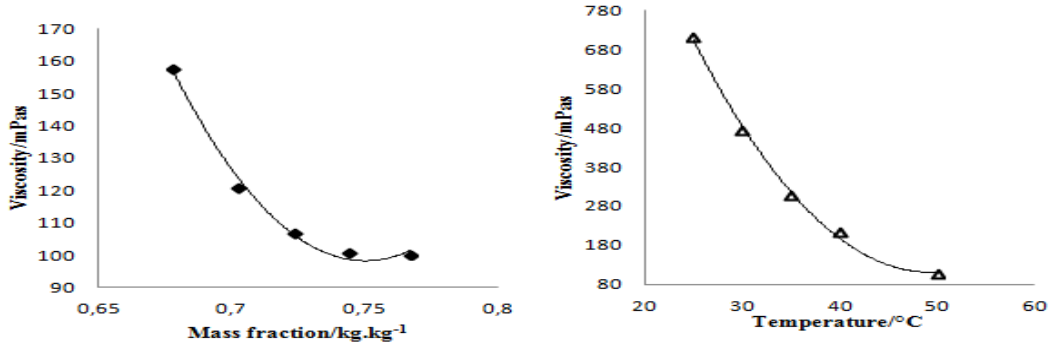
3. 1. 1. Effect of the viscosity of coating material

Figure.3 shows the viscosity of the sucrose-water system as function of temperature. Due to the Newtonian nature of the sucrose solution, the measurements were made at a constant shear rate ($100\ min^{-1}$).

Contrary to other sugar solutions, for which viscosity increases with increasing solubility, for sucrose, the viscosity of saturated solutions decreases when the solubility increases, as may be observed in Figure. 3(a). Furthermore, as seen in Figure.3 (b), sucrose viscosity increases with increasing degree of sub-cooling. Bensouissi et al. [8] have shown that such difference may results from the difference in sucrose conformation in concentrated solutions and also from their interactions with water. Moreover, low sucrose solubility implies a high saturated viscosity which inhibits the diffusivity in solution.When the viscosity reaches a limit value of 473.23 mPas of supersaturated sucrose, the growth rate is inhibited. The factor that tends to inhibit the crystallization rate is the viscosity [9]. The higher the viscosity the lower is the crystallization rate. Other factors such as a temperature and concentration play an important role during the coating by crystallization, too.

Increasing of supersaturation means an increase in crystal growth rate, but at the same time an increase in viscosity means a decrease in growth rate. Working at low viscosity and high temperature would lead to dissolution of the naked ibuprofen. The naked ibuprofen tablets (heterogeneous seeds) would be dissolved before the crystallization phenomenon takes place due to the viscosity, retention time and interfacial tension.

Ibuprofen naked tablets coating by crystallization is possible for a viscosity of the solution ranging from 101.11 to 473.23 mPas. At viscosity values less than 101.11 mPas the naked tablets were dissolved.



(a) (b)

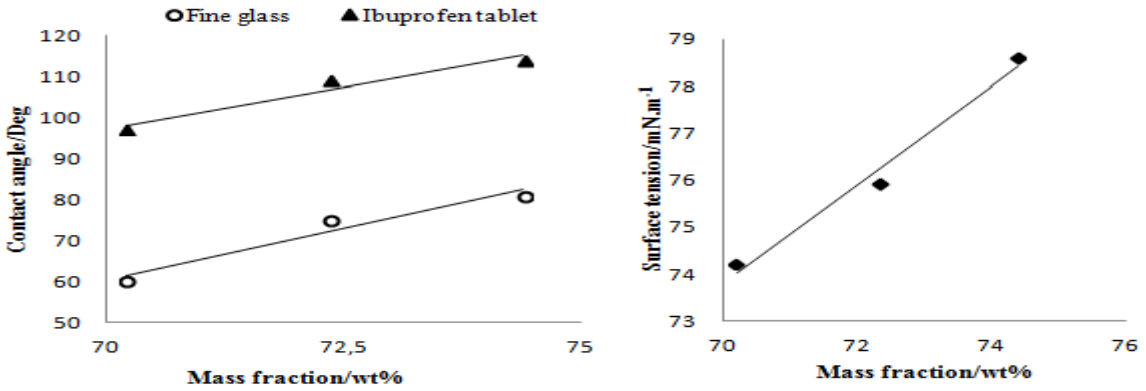
Figure. 3 Viscosity of sucrose solutions versus temperature under experimental conditions: Shear rate 100 min^{-1}, cooling rate 0.1 K/min.

(a): Viscosity of saturated sucrose solutions versus different saturation concentrations.

(b): Viscosity of supersaturated sucrose solution versus temperature for different degree of subcooling starting from saturation concentration at 50 °C.

3. 1. 2. Effect of surface characteristics

Surface nucleation, growth rate and surface morphology are essential elements for homogeneous and crystalline coating by cooling crystallization. The surface nucleation depends on various parameters such as: The surface tension of the supersaturated sucrose surface characteristics of the used seeds (contact angle).



(a) (b)

Figure. 4 Contact angle and surface tension as function of different supersaturated sucrose concentration, (a): Contact angle at different surface characteristics, (b): Surface tension of supersaturated sucrose at a degree of sub-cooling 10 K.

Figure. 6(a-1) and (b-1) show the microscope images which gives the crystal morphology of the coated seeds is growing against the retention time.

Figure. 6 shows less nuclei on the smooth surface of glass beads, but a high number of nuclei agglomerate on the rough surface of naked ibuprofen tablets, under the chosen conditions which means that the surface nucleation could be improved by the larger contact angle and rougher surface of the seed particles.

From these results, it can be concluded that, the contact angle (surface characteristics of seeds, surface tension) has a big effect on the surface morphology and the growth rate.

Growth rate G is the evolution of the coating thickness, L on the used heterogeneous seeds by elapsed time Δt.

$$G = \frac{\Delta L}{\Delta t} = K_g \Delta C^g \qquad \text{(Eq.1)}$$

Here the increasing of the thickness ΔL is measured by microscope images.

In Figure. 6 the effects of the surface characteristics are shown with respect to the growth rate. The contact angle increases as the surface of used seeds gets rougher. The crystal growth rates obtained on the surface of the ibuprofen tablets with a high contact angle are relatively higher than on the surface of the glass beads the lower contact angle.

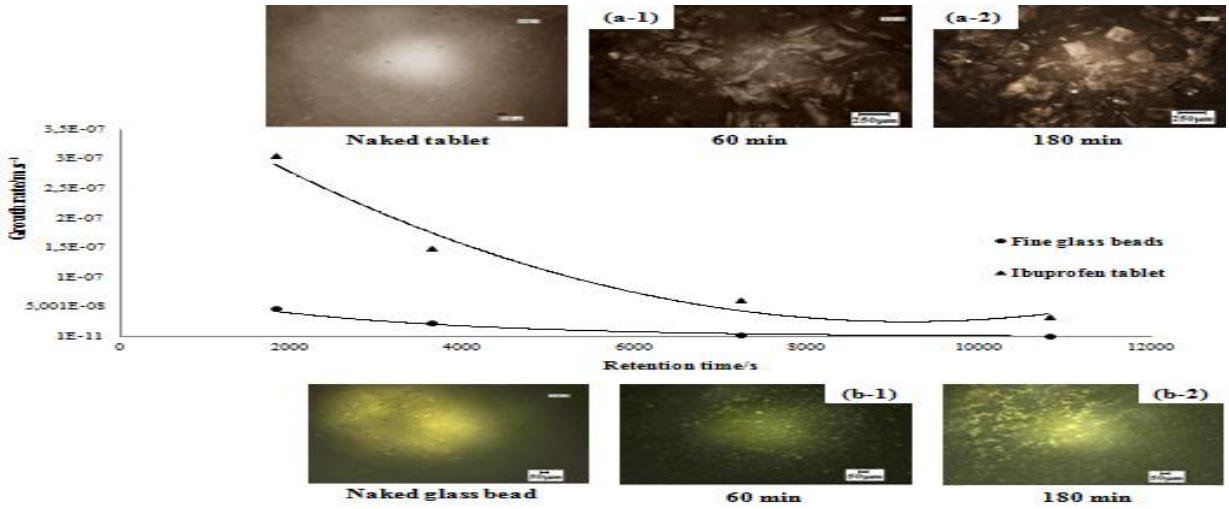


Figure. 5 Growth rates and surface morphologies of seed particles and their coating, (a- coated ibuprofen tablet), (b- coated glass beads), at optimal operating conditions: Concentration of coating material 72,36 wt%, degree of sub-cooling 10 K, agitation speed 200 rpm, retention time 180 min, spatial resolution (100).

3. 2. 5. Kinetic crystal growth on ibuprofen tablet surface

Figure. 6 shows the relationship between the growth rate and the supersaturation on the surface of naked tablets. The solute excess, expressed by supersaturation ΔC in the liquid can be deposited on the surface of naked tablets and can be represented by the amount of dry sucrose on this surface (coated sample).

The growth rate increased with increasing supersaturation on the surface of the used tablets.

The ln–ln plot of equation 2 giving crystal growth rate versus supersaturation can be expressed by:

$$ln\ G = g ln\ \Delta C + ln\ Kg \qquad \text{(Eq.2)}$$

The graphical representation of equation 2 gives the power of supersaturation $g = 1.0634$ as the slope and the coefficient of crystal growth $Kg = 1.05\ .10^{-4}$ as the intercept. Then, the crystal growth rate expression against supersaturation is given according to the following equation:

$$G = (1.05 \times 10^{-4})\ \Delta C^{1.0634} \qquad \text{(Eq.3)}$$

The supersaturation power on the naked tablets surface obtained in this case is much smaller compared to the supersaturation power of crystals growing freely in bulk liquid of crystallizers which is about 5.7 [7]. The reason is that a high number of nuclei don't occur on the seed particle surface, but rather stay in the bulk.

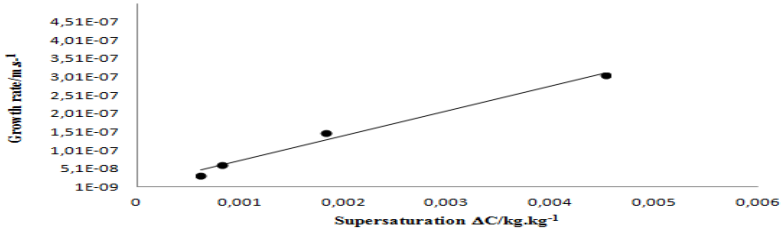


Figure. 6 Growth rate versus sucrose supersaturation on the ibuprofen naked tablet surface

A SEM image of the external surface morphology of a formed coating shown in Figure. 7(a), was uniform and very compact. In Figure. 7(b), one can see the clear distinction between the naked tablet and the newly formed coating layer. The crystalline layer is grown in one direction without any splitting or cracking. The surface morphology shown in Figure. 7(c) was consistant crystalline.

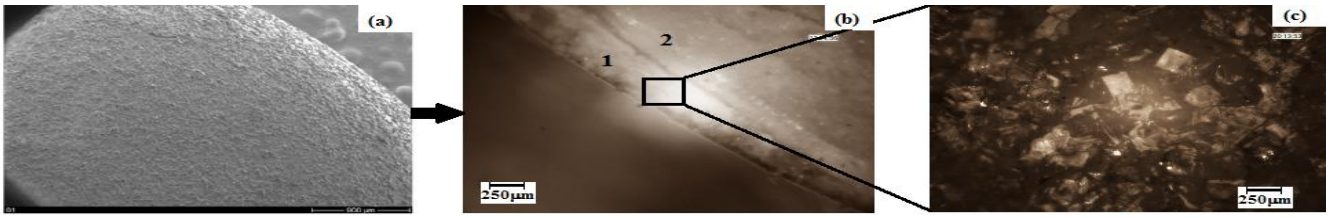


Figure. 7 (a): SEM image of the external surface morphology of a final coated ibuprofen tablet spatial resolution (100). (b): Microscope image of a coated ibuprofen cross section, (b1): Thickness of coating, (b2): Cross section of naked ibuprofen, (c): Microscope image of crystal morphology of coated surface.

4. CONCLUSIONS

A new coating technology was applied on "ibuprofen naked ibuprofen tablets" under various experimental conditions. The feasibility study was proven by a uniform and crystalline coating without cracks on the surfaceof the naked ibuprofen tablets. The viscosity of the coating material was examined. It was found, that at a lower viscosity of sucrose, the naked ibuprofen tablets were dissolved.

The process was carried out under several experimental conditions (viscosity of sucrose, surface properties of used seeds, surface tension and contact angle. The crystal growth rate and the surface morphology of coating are influenced by the contact angle related to the surface properties of the used seeds and the concentration of the coating material. The increase of the contact angle leads to the increase of the crystal growth rate and uniform surface morphologies. Finally, the parametric study for this new process was achieved determined experimentally.

REFERENCES

[1] C. C. Graham. Pharmaceutical coating technology, *Taylor & Francis Ltd*, London 1995.

[2] A. J. Shukla, R. K. Chang, K. E. Avis. Pharmaceutical Unit Operating: Coating, Drug Manufacturing Technology Series 3, *Interpharm Press*, Buffalo Grove 1998.

[3] E. Kleinbach, Th. Riede. Coating of Solids. *Chemical Engineering Process*, 34, 329-337, 1995.

[4] K. Jono, H. Ichikawa, M. Miyamoto, Y. Fukumori. A review of particulate design for pharmaceutical powders and their production by spouted bed coating. Powder Technology,113, 269–277, 2000.

[5] J. W. Kim, J. Ulrich. Coating of Pastilles by Crystallization. *Chemical Ingineering Technology*, 75, 719-724, 2003.

[6] Kim J W. Manufacture and characteristics of pastilles and their coating by crystallization process. *Dissertation for the Doctoral Degree*. Martin Luther University Halle-Wittenberg, 2003.

[7] J .W Kim, J .Ulrich. Development of a New Coating process in Pharmaceutical Industry by Crystallization. *Engineering in Life Science*, 3 ,121–126, 2003.

[8] A .Bensouissi, B. Roge, M .Mathlouthi. Effect of conformation and water interactions of sucrose, maltitol, mannitol and xylitol on their metastable zone width and ease of nucleation. *Food Chemistry*, 122, 443–446, 2010.

[9] K .L Goetschius. The effect of composition on the viscosity, crystallization and dissolution of simple borate glasses and compositional design of borate based bioactive glasses. *Dissertation for the Doctoral Degree*. Missouri University of Science and Technology, 2014.

ÉTUDE DE LA CONVECTION A L'INTÉRIEUR D'UNE CAVITE REMPLIE PAR UN FLUIDE CONDUCTEUR ET SOUMISE A UN CHAMP MAGNÉTIQUE EXTERNE

BOUCHAIR Rabah[1], OMARA Abdelsalam[2]

[1]Université des Frères Mentouri, Département de Physique, Constantine, bou.rabah2010@gmail.com
[2]Université des Frères Mentouri, Département de Physique, Constantine, abdeslam_omara@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Le phénomène de transfert de chaleur par convection mixte à l'intérieur d'une cavité carrée remplie par un fluide conducteur de l'électricité et soumise à un champ magnétique externe est présenté dans ce travail. La méthode des volumes finis est utilisée pour discrétiser le système d'équations de conservation. Le couplage Pression-Vitesse est assuré en utilisant l'algorithme SIMPLE. Une étude paramétrique est effectuée afin d'examiner l'effet des forces de flottabilité (nombre de Richardson ***Ri***) et l'intensité de champ magnétique (nombre de Hartmman ***Ha***) sur l'écoulement et le transfert de chaleur à l'intérieur de la cavité.

Mots Clés: *Convection Mixte, Magnéthohydrodynamique, Volumes Finis, Fluide Conducteur.*

NOMENCLATURE

Symboles :

B_0	champ magnétique (T)	U	vitesse adimensionnelle suivant X
g	accélération de la pesanteur, $\mathrm{m.s^{-2}}$	v	vitesse suivant y, $\mathrm{m.s^{-1}}$
Gr	nombre de Grashof	V	vitesse adimensionnelle suivant Y
H	hauteur de la cavité, m	x, y	coordonnée cartésienne, m
Ha	nombre de Hartmann	X,Y	cordonnée cartésienne adimensionnelle
Nu	nombre de Nusselt local	**Symboles greces**	
Nu_m	nombre de Nusselt moyen	α	diffusivité thermique, $\mathrm{m^2s^{-1}}$
Pr	nombre de Prandtl	β	coefficient de dilatation thermique, k^{-1}
Re	nombre de Reynolds	μ	viscosité dynamique, $\mathrm{kg.m^{-1}.s^{-1}}$
Ri	nombre de Richardson	υ	viscosité cinématique, $\mathrm{m^2.s^{-1}}$
T	température, K	σ	conductivité électrique (1/Ω.m)
u	vitesse suivant x, $\mathrm{m.s^{-1}}$	θ	température adimensionnelle
		ρ	masse volumique, $\mathrm{kg.m^{-3}}$

1. INTRODUCTION

Ces dernières années, beaucoup de travaux se sont intéressés au transfert de chaleur par convection mixte en présence d'un champ magnétique, appelé communément Magnétohydrodynamique (M.H.D). L'étude des écoulements MHD a suscité un intérêt considérable qui s'est traduit par un grand nombre de travaux à cause de son application dans plusieurs domaines. Ahmed et al. [1] ont présenté une étude numérique de la convection mixte magnétohydynamique dans une cavité inclinée. Les parois verticales sont soumises à une variation sinusoïdale de la température, tandis que les parois horizontales sont maintenues adiabatiques. La paroi horizontale supérieure est animée d'un mouvement de translation uniforme. Leurs résultats indiquent que le taux de transfert de chaleur s'améliore avec l'augmentation du nombre de *Ha* et l'angle d'inclinaison de la cavité. Dipin et al. [2] ont étudié numériquement la convection mixte en présence d'un champ magnétique dans la même

configuration. Ils ont constaté que le régime conductif est dominant pour des valeurs élevées du nombre de *Ha* (champ magnétique intense). L'effet de l'orientation d'un champ magnétique sur la convection mixte dans une cavité est examiné par Kefayati et al. [3]. Ils ont prouvé que pour une valeur de *Ri=100*, l'effet du champ magnétique horizontal est plus important que celui d'un champ magnétique vertical. Rahman et al. [4] ont analysé numériquement l'effet de Joule sur la convection mixte d'un écoulement magnétohydrodynamique dans une cavité munie d'un bloc solide. Ils ont démontré que l'effet de Joule modifie considérablement la structure de l'écoulement pour les deux régimes d'écoulement constatés: régime de convection naturelle dominante et régime de convection mixte.
Dans le de ce travail, nous présentons l'influence de la présence d'un champ magnétique externe sur le transfert de chaleur par convection mixte dans une cavité remplie par un fluide conducteur de l'électricité.

2. GEOMETRIE ETUDIE ET MODELE MATHEMATIQUE

La géométrie considérée dans ce travail est présentée dans la figure 1. Il s'agit d'une cavité carrée remplie par un fluide conducteur de l'électricité chauffée verticalement par un gradient de température. Les parois horizontales sont adiabatiques et sont animées d'un mouvement de translation suivant deux directions opposées. La cavité est soumise à l'effet d'un champ magnétique externe.

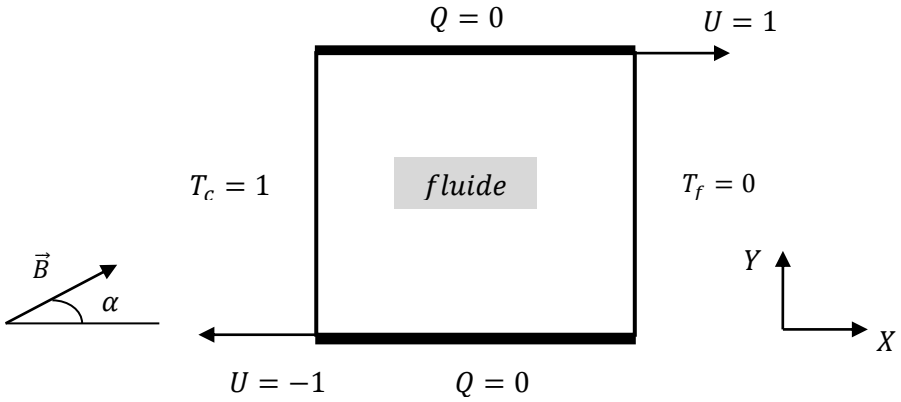


FIGURE 1. Géométrie du problème physique et conditions aux limites

En utilisant les variables adimensionnelles suivantes :

$$X = \frac{x}{H}\ , Y = \frac{y}{H}\ , U = \frac{u}{U_0}\ , V = \frac{v}{U_0}, \theta = \frac{T - T_c}{\Delta T}\ , P = \frac{p}{\rho U_0^2}$$

Les équations adimensionnelles régissant le phénomène de la convection mixte sous l'effet d'un champ magnétique externe sont [3]:

$$\frac{\partial U}{\partial X} + \frac{\partial V}{\partial Y} = 0 \qquad (1)$$

$$U\frac{\partial U}{\partial X} + V\frac{\partial U}{\partial Y} = -\frac{\partial P}{\partial X} + \frac{1}{Re}\left[\frac{\partial^2 U}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 U}{\partial Y^2}\right] + \frac{Ha^2}{Re}[Vsin\alpha\ cos\alpha - Usin\alpha^2] \qquad (2)$$

$$U\frac{\partial V}{\partial X} + V\frac{\partial V}{\partial Y} = -\frac{\partial P}{\partial Y} + \frac{1}{Re}\left[\frac{\partial^2 V}{\partial X^2} + \frac{\partial^2 V}{\partial Y^2}\right] + \frac{Ha^2}{Re}[Usin\alpha\ cos\alpha - Vcos\alpha^2] \ + Ri\,\theta \quad (3)$$

$$U\frac{\partial\theta}{\partial X}+V\frac{\partial\theta}{\partial Y}=\frac{1}{RePr}\left[\frac{\partial^2\theta}{\partial X^2}+\frac{\partial^2\theta}{\partial Y^2}\right] \quad (4)$$

La forme adimensionnelle des conditions aux limites est définie comme suit:

$X=0,\quad 0\le Y\le 1 : U=0\ , V=0\ , \theta=1$

$X=1,\quad 0\le Y\le 1 : U=0\ , V=0\ , \theta=0$

$Y=0,\quad 0\le X\le 1 : U=-1\ , V=0\ , \frac{\partial\theta}{\partial X}=0$

$Y=1,\quad 0\le X\le 1 : U=+1\ , V=0\ , \frac{\partial\theta}{\partial X}=0$

3. MÉTHODE NUMÉRIQUE

Dans cette étude, la méthode des volumes finis est utilisée pour la discrétisation des équations de conservation de quantité de mouvement et d'énergie. L'algorithme SIMPLE est utilisé pour traiter le couplage Vitesse-Pression [5]. Avant de présenter les résultats numériques, nous avons examiné l'indépendance de la solution numérique de la grille de maillage. Pour cela, plusieurs grilles sont considérées (20x20, 40x40, 60x60 et 80x80). D'après les résultats présentés dans le tableau 1, on constate qu'au delà de la grille (60× 60) aucune variation significative de la solution numérique n'est observée. En l'occurence, cette grille est considérée pour tous les calculs de la présente étude.

Nombre de nœuds	Nusselt moyen	Variation %
20×20	1.183	-
40×40	1.189	0.504
60×60	1.195	0.502
80×80	1.199	0.334

TABLEAU 1. Variation du nombre de Nusselt moyen en fonction du maillage.

4. RÉSULTATS

Tous les résultats numériques présentés sont pour la convection mixte dans une cavité carrée remplie par un fluide conducteur de l'électricité (*Pr*= 0.024) en présence d'un champ magnétique externe. Dans cette étude, on se limite sur l'étude de l'influence de champ magnétique et les forces de flottablité sur l'intensité de l'écoulement et le transfert de chaleur.

4.1 Influence des forces de flottabilité

Pour examiner l'effet des forces de flottabilité nous avons varié le nombre de Richardson (0.1, 1 et 10) relatif au régimes de convection forcée, mixte et naturelle, respectivement pour *Re*=100 et *Ha*=0.

4. 1. a. Profils de vitesses

Afin d'illustrer l'effet du nombre de Richardson sur l'intensité de l'écoulement, nous présentons sur la figure 3, les profils des composantes horizontale (à gauche) et verticale (à droite) de la vitesse, respectivement aux positions médianes *X = 1/2* et *Y=1*/2 de la cavité. Sur cette figure, nous remarquons que les deux composantes de la vitesse sont symétriques par apport au centre de la cavité indépendamment du nombre de *Ri*, indiquant que le régime d'écoulement est monocellulaire (convection mixte aidée). Par ailleurs, on observe clairement que l'augmentation du nombre de Richardson intensifie les deux composantes de la vitesse d'écoulement au point où les deux composantes prés des parois présentent des valeurs supérieures à celle de la vitesse d'entrainement des deux parois mobiles.

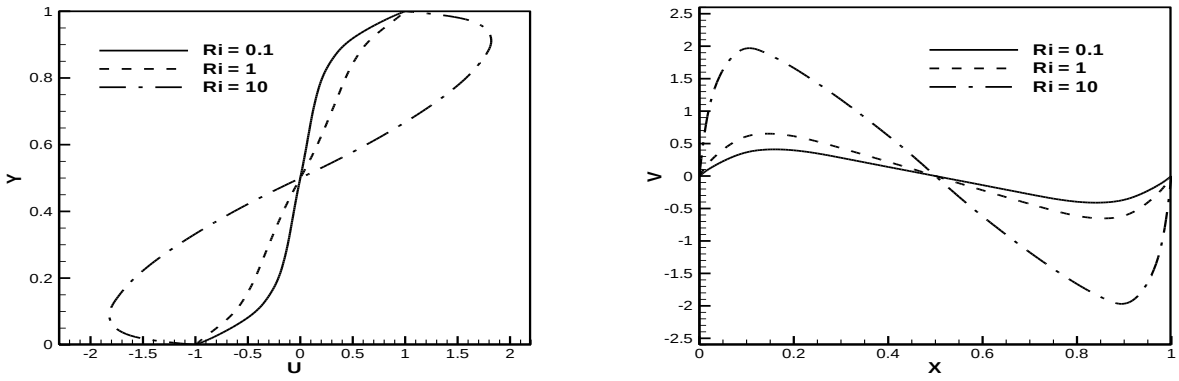


FIGURE 3.Profil de vitesse (U,V) en fonction (Y, X) pour différents valeurs du nombre de *Ri*

4.1. b. Nombre de Nusselt local

La figure ci-dessous présente la variation du nombre de Nusselt local à la paroi chaude (Nu_{ch}) et à la paroi froide (Nu_{fr}) pour différentes valeurs du nombre de Richardson (Ri=0.1 ,1 et 10). Nous constatons que Nu_{ch} présente une variation décroissante le long de la paroi chaude. Par contre, Nu_{fr} présente une croissance monotone le long de la paroi froide. Le comportement des deux nombres de Nusselt peut-être expliqué en utilisant le concept de la couche limite thermique. On s'aperçoit aussi que le transfert de chaleur sur les deux parois est très faible pour Ri=0.1 (régime conductif dominant). Au fur et à mesure que Ri augmente, les nombres de Nusselt locaux des deux parois montrent une augmentation notable indiquant que le régime convectif est dominant (convection naturelle). Par ailleurs, la symétrie des deux nombres de Nusselt à al paroi chaude et froide montrent bien que le bilan d'énergie est conservé. Ceci constitue un moyen de validation du programme de calcul élaboré.

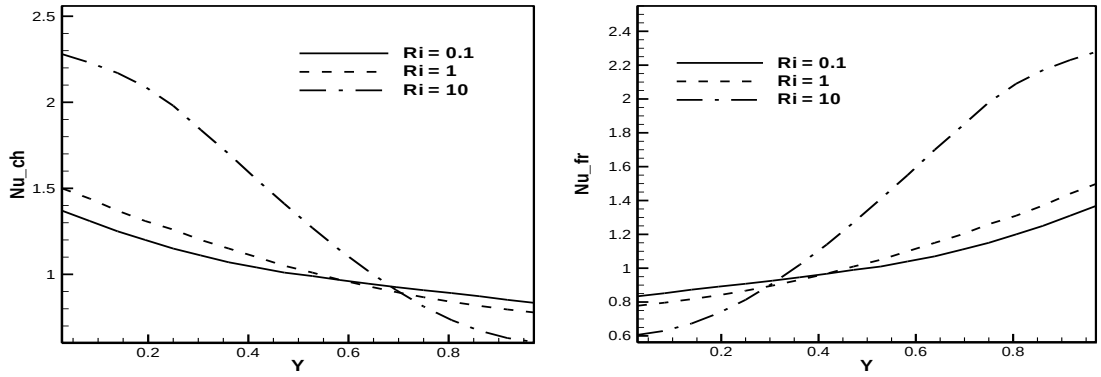


FIGURE 4. Variation des deux numbre de Nusselt local pour différents valeurs du nombre *Ri*

4.2. Influence de l'intensité du champ magnétique

Dans cette partie, on s'intéresse à l'influence d'une application d'un champ magnétique externe horizontal ($\alpha = 0$) en faisant varier le nombre de Hartmann dans la gamme ($0<Ha<100$) sur l'intensité de l'écoulement et le transfert de chaleur pour des nombres de Richardson et Reynolds, respectivement égales à 10 et 100.

4.2. a. Profils de vitesse

Sur la figure 5, le profil de la vitesse U (à droite) montre une diminution de la valeur maximale avec le nombre de Hartmann. Par ailleurs, U présente des valeurs nulles sur une large partie au milieu de la cavité. Par contre, la composante verticale V devient nulle le long de la cavité pour Ha =100. Ceci s'explique par le fait que la force électromagnétique qui agit dans le sens inverse de la force de flottabilité. De plus, la vitesse U présente des valeurs négatives au niveau de la partie supérieure ($Y=0.9$) et des valeurs positives au niveau de la partie

inférieure (*Y=0.1*) montrant que le régime est bicellulaire (deux cellules adhérées prés des parois horizontales générées par l'entrainement des deux parois horizontales).

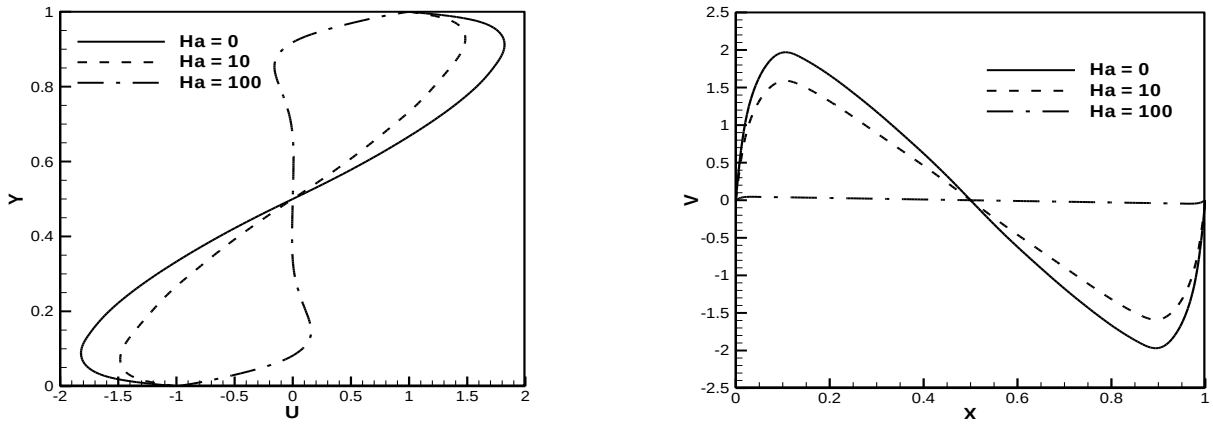


FIGURE 5. Variation du profil de vitesse (U,V) en fonction de (Y,X) pour différentes valeurs du nombre de *Ha*.

4.2. b. Nombre de Nusselt local

La variation du nombre du Nusselt local à la paroi chaude et froide pour différentes valeurs du nombre de Hartmann (*Ha*=0, 10,100) est présentée sur la figure 6. D'après cette figure, on remarque clairement que pour *Ha=0*, le taux de transfert de chaleur est très élevé au coin inférieur de la paroi chaude et au coin supérieur de la paroi froide. L'augmentation de *Ha* (*Ha* =10) entraîne une légère diminution du taux de transfert de chaleur sur les deux parois indiquant que le régime convectif reste dominant. Quand on augmente davantage le nombre de Hartmann (Ha = 100), le nombre de Nusselt local à la paroi chaude et froide présente des valeurs quasi-uniforme proche de 1, montrant que le régime devient purement condutif.

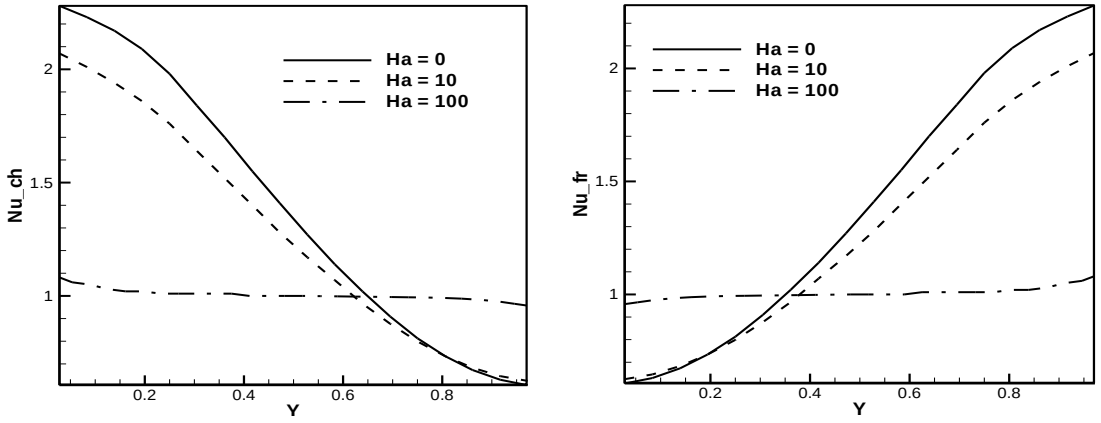


FIGURE 6. Variation du nombre de Nusselt local pour différentes valeurs du nombre de *Ha*

4.2. c Influence de Ha sur le nombre de Nusselt moyen

Nous représentons sur la figure 7 l'influence du nombre de Hartmann sur le nombre de Nusselt moyen pour différentes valeurs de *Ri* et pour une valeur du nombre de *Re* égale à 100. Pour *Ri=0.1*, les forces de flottabilité sont très faibles ce qui se traduit par un faible échange de chaleur. En augmentant le nombre de Richardson, le taux de transfert augmente davantage, en particulier aux faibles valeurs de Hartmann. Par contre, l'augmentation du nombre de Hartmann conduit à une réduction du nombre de Nusselt moyen due à la décélération de l'écoulement. Au delà d'une valeur de Ha ≥ 50, Nusselt moyen tend vers une valeur asymptotique égale à l'unité

indépendamment du nombre de Richardson. Ainsi, le transfert de chaleur à l'intérieur de la cavité est purement conductif.

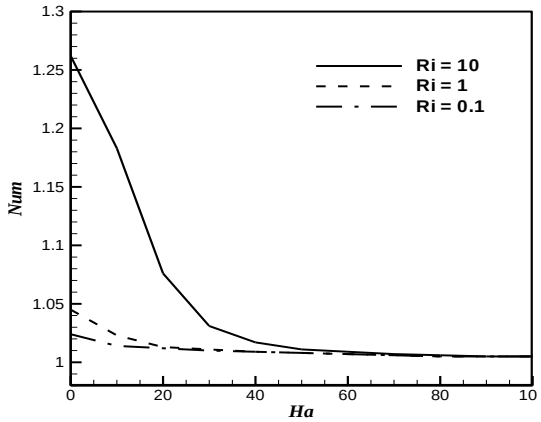


FIGURE 7. Variation du nombre de Nusselt moyen en fonction de nombre *Ha* pour différents nombre de *Ri*

5. CONCLUSIONS

Dans le présent travail, une étude numérique de la convection mixte à l'intérieur d'une cavité remplie par un fluide conducteur et soumise à un champ magnétique externe est présentée. Ce travail porte principalement s'intéresse à l'influence de l'intensité du champ magnétique horizontal sur l'intensité de l'écoulement et le taux de transfert pour trois valeurs de Richardson (Ri=0.1, 1, 10).

Nous avons constaté une augmentation du taux de transfert de chaleur avec le nombre de Richardson. Par contre une diminution considérable avec le nombre de Hartmann est observée. Pour des valeurs du nombre de Hartmann supérieur à 50, le transfert de chaleur à l'intérieur de la cavité est purement conductif indépendamment des valeurs du nombre de *Ri*.

REFERENCES

[1] S. E. Ahmed, M.A. Mansour and A. Mahdy, MHD mixed convection in an inclined lid-driven cavity with opposing thermal buoyancy force: Effect of non-uniform heating on both side walls, *Nuclear Engineering and Design* 265 (2013) 938– 948.

[2] D. Kalapurakal and Abhilash J. Chandy, ACCURATE AND EFFICIENT NUMERICAL SIMULATIONS OF MAGNETOHYDRODYNAMIC (MHD) MIXED CONVECTION AT HIGH HARTMANN NUMBERS, *Numerical Heat Transfer*, Part A, 64: 527–550, 2013.

[3] G.Kefayati, M. Bandpy, H. Sajjadi, D.D. Ganji, Lattice Boltzmann simulation of MHD mixed convection in a lid-driven square cavity with linearly heated wall, *Scientia Iranica B* (2012)19 (4),1053-1065.

[4] Md.M.Rahman, Md.A.H.Mamun and R.Saidur, Analysis of magnetohydrodynamic mixed convection and joule heating in lid-driven cavity having a square block,*Journal of the Chinese Institute of Engineers*,Vol. 34, No. 5, July 2011, 585–599.

[5] S.V.PATANKER, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*, Hemisphere, Washington, DC, (1980).

ELABORATION ET CARACTERISATION MECANIQUES ET METALLOGRAPHIQUES DES ALLIAGES BINAIRES CU-SN$_{10}$

BELHADJ Abd-Elmouneïm[1, 2*], LAHOUAZI Hichem[1] et SAHRAOUI Yahia[1]

[1]Faculté des Sciences et de la Technologie, Université Yahia Fares de Médéa (26000), Médéa, ALGERIE

[*, 2]Laboratoire des Sciences et Génie des Matériaux, USTHB, Bab-Ezzouar, (16111), Alger, ALGERIE

E-mail: belhadj_1@yahoo.fr/Tel: +213 7 71 26 61 29

RÉSUMÉ

Les alliages métalliques occupent un rôle important dans le développement industriel et leurs applications sont multiples. Cette étude est consacrée à l'élaboration des alliages binaires de cuivre-étain avec une teneur de 10% en masse d'étain par la méthode de fusion dans un four à remous sous atmosphère contrôlée. Des tests de tractions uniaxiales à température ambiante ont été réalisés dans le but d'étudier l'influence de l'addition d'étain dans la matrice des alliages de cuivre dans un premier temps. Dans un second temps, des caractérisations métallographiques et des mesures de duretés ont été réalisées afin de relier les caractéristiques morphologiques et mécaniques des phases constitutives. Finalement, une étude par analyse thermique différentielle " ATD " sur l'échantillon obtenu en refroidissement lent pour nous permettre de relier les phases à la trajectoire de solidification de cet alliage.

Mots-clés: *Alliage de cuivre, Processus d'élaboration, Résistance du matériau, Métallographie, ATD.*

1. Introduction :

Les matériaux en général prennent une place importante dans le domaine industriel, ils se déclinent sous diverses formes et les alliages métalliques occupent toujours une place sérieuse, car les caractéristiques de ces derniers s'améliorent de jour en jour grâce aux recherches. Les alliages à base de Cu-Sn appelés les bronzes, ont une bonne résistance à l'usure [1], conductivité électrique [2] et une bonne résistance à la corrosion [3]. Ils sont aussi employés dans divers domaines tels que les tuyauteries de distribution d'eau et de gaz, les échangeurs thermiques, et les centrales électriques conventionnelles et nucléaires. Il existe des théories reliant d'une façon simple comportement mécanique des bronzes et composition mais les propriétés mécaniques finales dépendent en grande partie du procédé d'élaboration à travers la microstructure du métal [1, 4, 5].De ce fait, il est important d'étudier les relations entre microstructure et propriétés de l'alliage Cu-Sn$_{10}$. Pour mieux connaître ce type de matériaux nous avons décidé d'élaborer des alliages de Cu-Sn dont la teneur en étain est de 10% en masse par le procédé de fusion dans un four à remous sous atmosphère contrôlée et d'étudier le comportement mécanique des éprouvettes obtenues. Des essais de tractions uniaxiales sur plusieurs échantillons, nous ont permis de comparer les courbes contraintes/déformation et de montrer la reproductibilité des résultats obtenus. Ceci nous a amenés à interpréter les courbes des essais de tractions qui présentent trois domaines dont un "plateau" avec une contrainte caractéristique σ_p. Pour compléter la caractérisation macroscopique, une étude microscopique des échantillons Cu-Sn a été réalisée avec des

observations en microscopie optique et des mesures de microdureté des phases pour nous admettre de relier les caractéristiques morphologiques et mécaniques des phases constitutives. Finalement, pour doter cette recherche, une analyse thermique différentielle a été réalisée pour révéler les phases présentent dans nos alliages Cu-Sn obtenus au cours de la solidification lente et de les comparer avec les résultats obtenus dans la littérature.

2. Techniques expérimentales :

La réalisation de ce travail a nécessité l'utilisation de diverses techniques expérimentales complémentaires et propres à chaque étape.

2.1. Matériaux utilisés :

L'élaboration des alliages Cu-Sn a été effectuée par fusion des métaux purs cuivre et étain (99,9%) dans un four à remous sous atmosphère contrôlée. Les alliages élaborés sont ensuite tronçonnés à l'aide d'une tronçonneuse à disque diamanté, et usinés de façon à obtenir de petits lingots cylindriques de 9 mm de hauteur et de 6 mm de diamètre destinés à l'analyse thermique différentielle.

2.2. Analyse thermique différentielle :

Les lingotins sont étudiés par analyse thermique différentielle (ATD) à l'aide d'un appareil type [DTA-NETZSCH 404 S] sous flux d'argon. La vitesse de chauffage et refroidissement adoptée est de 1 K/min, cette vitesse étant jugée suffisamment lente pour que l'équilibre entre le liquide et le solide puisse s'établir. Les températures de transformations correspondant à la formation de la phase primaire sont pratiquement les mêmes à la montée et à la descente en température.

2.3. Etude morphologique et identification des phases :

Les échantillons d'A.T.D. sont ensuite enrobés dans de la résine (Epofix polymérisant à température ambiante en 12 heures), puis polis. Après le polissage de finition, l'échantillon peut être observé à l'aide d'un microscope métallographique [Zeiss Axiovert 450] dont le grossissement peut atteindre 1000x, pour contrôler l'état de surface, observer les inclusions non métalliques et les fissures éventuelles avec ou sans attaque chimique. Les phases ou les grains constituant l'échantillon réagissent différemment selon leur nature ou leur orientation à l'attaque chimique, ce qui produit des contrastes facilitant leur différenciation. Nous avons utilisé comme bain d'attaque du picrate de soude alcalin bouillant formé d'acide picrique cristallisé (20g), de soude en pastilles (250g) dans un litre d'eau distillée. La durée de l'attaque dure 8 à 10 minutes. A l'aide d'un appareil photo adapté au microscope, nous avons réalisé des prises de vue des microstructures observées.

2.4. Caractérisations mécaniques des échantillons :

Nous avons utilisé une machine de traction (MTS Adamel Lhomargy-DY36) sur laquelle ont été montés deux plateaux parallèles rigidement liés aux traverses fixe et mobile. L'allongement a été mesuré avec un capteur de déplacement linéaire LVDT (série SM12). Quelques échantillons ayant servi aux observations optiques sont également caractérisés par la mesure de la microdureté Vickers sous différentes charges afin de distinguer la dureté des phases qui constituent les alliages.

3. Résultats et discussions

3.1. Présentations des échantillons:

Les alliages Cu-Sn_{10} obtenues sont d'abord observées macroscopiquement (figure 1).

Figure 1: Photos des échantillons Cu-Sn_{10} obtenus par le four à remous.

3.2. Essais mécaniques de traction :

Des essais de traction sur des éprouvettes usinées d'après la norme de la machine universelle de traction dont la longueur L_0 = 30mm, diamètre D = 6mm et le filetage est de M10. La figure 2 présente une photographie des échantillons qui ont servi aux essais de traction uniaxiale.

Figure 2: Photos des échantillons Cu-Sn_{10} normalisées qui ont servi à l'essai de traction uniaxiale.

La figure 3 illustre l'allure de l'essai de traction de l'échantillon 1 de l'alliage Cu-Sn_{10}. Cette figure met en évidence trois domaines dont le premier correspond au domaine élastique ou réversibles si l'on cesse la charge, l'éprouvette retrouve ses dimensions initiales. Le domaine linéaire, caractérisé par un module d'Young apparent E*. Le deuxième domaine, le plateau de traction qui correspond à une déformation plastique homogène. Les allongements dans cette zone croissent plus vite que les charges. L'allongement a lieu avec diminution régulière de la section tout au long de l'éprouvette. Le troisième domaine, la déformation plastique se localise dans une petite portion de l'éprouvette et n'est pas homogène, c'est la striction on aboutit à la rupture en point C, les allongements croissent avec diminution de la charge. La figure 4 présente la totalité des courbes contraintes-déformations de trois échantillons qui ont été élaboré par la même nuance.

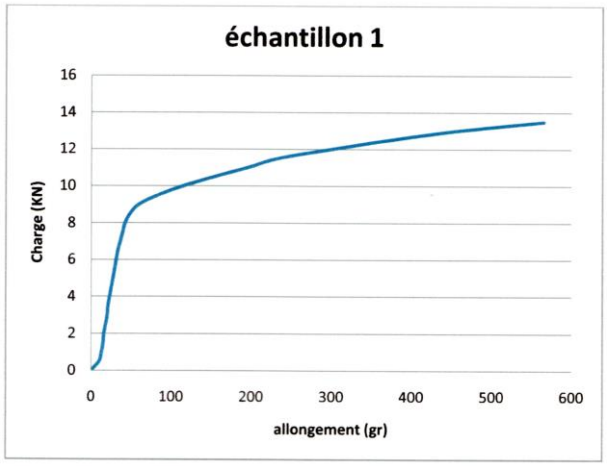


Figure 3: Courbe contrainte déformation obtenue au cours de l'essai de traction uniaxiale sur l'échantillon 1.

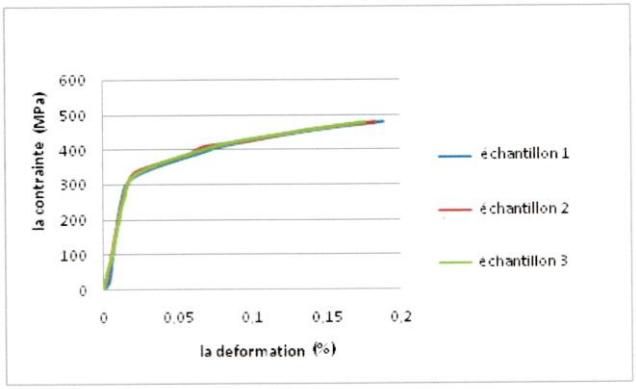


Figure 4: Totalité des courbes contrainte déformation obtenue au cours de l'essai de compression uniaxiale sur trois échantillons élaborés par la même nuance.

Ces résultats démontrent une bonne reproductibilité des essais mécaniques de traction réalisés. La mesure de la contrainte de plateau est relativement voisine d'un essai à l'autre pour les trois éprouvettes ayant la même composition. On peut aussi noter que le domaine élastique est similaire pour les trois essais réalisés.

L'analyse de la courbe contrainte-déformation a mis en évidence un caractère très ductile et une absence de pic pour signifier le début de plateau. La méthode de détermination de la contrainte de début de plateau σ_P est la même pour chaque courbe. σ_P correspond à l'ordonnée du point d'intersection des tangentes tracées dans la partie linéaire initiale et sur le plateau. Les valeurs de la limite d'élasticité Re, de la limite d'élasticité conventionnelle $Re_{0,2}$, de la résistance à la traction Rm et celle du module d'Young apparent E* ont été reportées dans le tableau 1.

Tableau 1: Les grandeurs obtenues par dépouillement des courbes contraintes- déformations au cours de l'essai de traction uniaxiales sur les éprouvettes types.

Echantillons	Contrainte de plateau σ_p (MPa)	Limite d'élasticité Re (MPa)	Limite d'élasticité conventionnelle $Re_{0,2}$ (MPa)	Résistance à la traction Rm (MPa)	Module d'Young apparent E* (GPa)
1	310	300	315	477,46	31,205
2	306	298	311	472,21	31.220
3	309	303	321	479,56	31.284

3.3. Etude microscopique:

La plupart des métaux couramment utilisés pour leurs propriétés métalliques sont en fait des alliages. Cela conduit à des situations où le matériau est en général polyphasé. Les phases présentes à une température donnée, et leurs proportions respectives peuvent être déduites du diagramme de phase et des densités des phases.

Les microstructures présentent deux contrastes dénotant l'existence de phases différentes (figures 5-6). La zone jaunâtre représente la phase riche en cuivre résultant de la transformation Liq ↔ α(Cu). La zone obscure représente la solution solide riche en étain produite par l'équilibre α(Cu) ↔ ε (Sn).

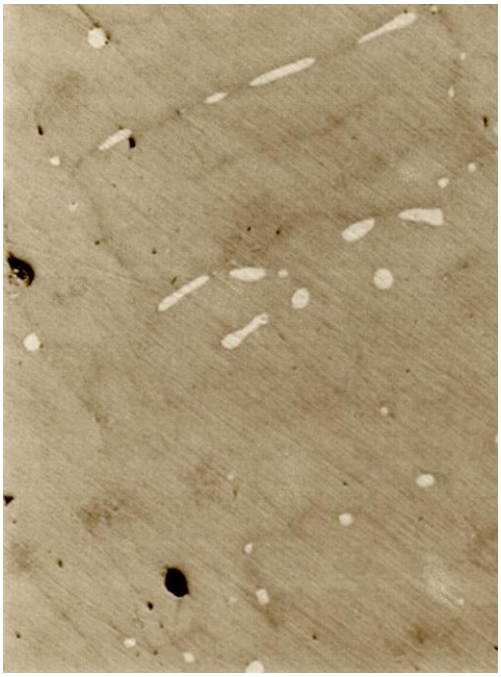


Figure 5: Observation micrographique de l'échantillon 1 sans attaque chimique (grossissement 300x)

Figure 6: Observation micrographique de l'échantillon 1 après l'attaque chimique (grossissement 300x)

Quelques échantillons ayant servi aux observations optiques sont également caractérisés par la mesure de la microdureté Vickers sous différentes charges afin de distinguer la dureté des phases.

Les empreintes sur les phases sont faites par l'influence d'une pointe en diamant de forme pyramidale. La charge prise pour mesurer la dureté des phases est de 0,5 gramme. Ce choix a été fait, au regard de la taille de nos phases qui est de l'ordre de 10 μm.

Les valeurs des duretés globalement sont très voisines ce qui explique probablement l'homogénéité aux précipitations à l'état solide d'étain dans le cuivre.

3.4.Etude par analyse thermique différentielle:

Les résultats d'A.T.D. pour les échantillons obtenus au cours d'un refroidissement lent ont été reliés à la trajectoire de solidification de l'alliage Cu-Sn_{10}. La figure 12 présente le thermogramme typique qui illustre les transformations de phases produites au cours de la solidification lente de cet alliage. Notons que le thermogramme obtenu comporte deux signaux exothermiques qui sont liés aux transformations suivantes : **1**: 1100 ° C, la solidification stable, Liq <=> α(Cu),

2: 823 ° C, la solidification stable, α(Cu) <=> ε(Sn),

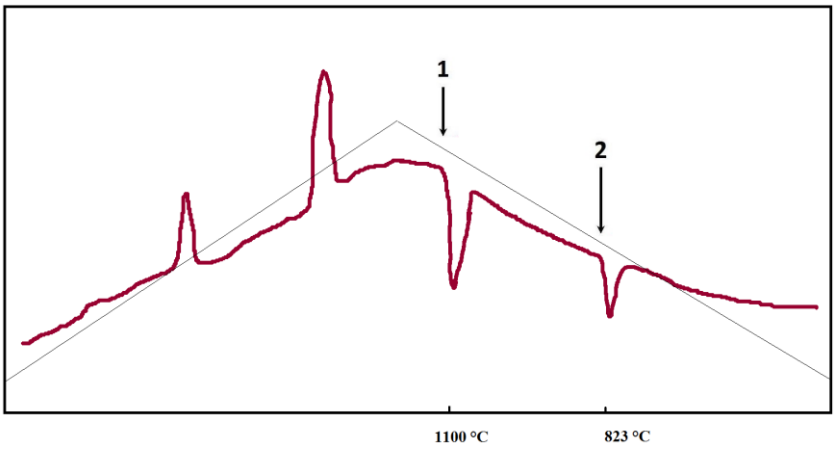


Figure 7 : Thermogramme obtenu en cours de refroidissement de l'alliage Cu-Sn (10% en poids de Sn). 1- Cuivre alpha ; 2- équilibre stable α/ε.

4. Conclusion :

Le présent travail nous a permis la maîtrise de la méthode d'élaboration de l'alliage Cu-Sn10 par le four à remous sous atmosphère contrôlée. Les alliages ont été caractérisés mécaniquement en traction uniaxiale afin de déterminer les propriétés mécaniques et la limite d'élasticité en traction. Une caractérisation de la microstructure avec l'analyse thermique différentielle ont été faites pour interpréter les transformations apparaissant à 1100°C et à 823°C et de les reliées au diagramme de phase donnée dans la littérature. Enfin, les perspectives de ce travail consistent à modifier les cinétiques de chauffage, refroidissement et déduire l'effet de ces modifications sur les transformations de phases.

5. Références bibliographiques

[1]: Rahul Gupta, Sanjay K. Panthi, Sanjay Srivastava, "Study of Microstructure, Mechanical Properties and Wear Rate of High Leaded Tin Bronze after Multidirectional Forging", Materials Today: Proceedings, vol. 2, (2015), pp. 1136-1142.

[2]: David Simpson, Marc Van Meirvenne, Erika Lück, Jean Bourgeois, Jörg Rühlmann "Prospection of two circular Bronze Age ditches with multi-receiver electrical conductivity sensors (North Belgium)", Journal of Archaeological Science, vol. 37, (2010), pp. 2198-2206.

[3]: Barbara Horváth, Tadashi Shinohara, Balázs Illés, "Corrosion properties of tin–copper alloy coatings in aspect of tin whisker growth", Journal of Alloys and Compounds, vol. 577, (2013), pp. 439–444.

[4]: F. Keraghel, k. Loucif, M.P. Delplancke, "STUDY OF BRONZE POROUS ALLOY Cu-Sn WORKED OUT BY METALLUGY OF THE POWDERS", Physics Procedia, vol. 21, (2011), pp. 152-158.

[5]: Michael Doyle, Kuldeep Agarwal, Winston Sealy and Kevin Schull, "Effect of Layer Thickness and Orientation on Mechanical Behavior of Binder Jet Stainless Steel 420 + Bronze Parts", Procedia Manufacturing, vol. 1, (2015), pp. 251–262.

CONTRIBUTION AU SECHAGE CONVECTIF DES DATTES (VARIETE MOLLE)

MESSAOUDI Amal[1], FAHLOUL Djamel[2]

[1]Laboratoire des Sciences des Aliments (LSA), Département de Technologie alimentaire, Institut des Sciences Vétérinaires et des Sciences Agronomiques, Université Batna 1 – Algérie, Poste Zana Ouled Sbaa-Zana Elbaida-Seriana-BATNA-, Messaoudi_Amel@live.fr
[2]Laboratoire des Sciences des Aliments (LSA), Département de Technologie alimentaire, Institut des Sciences Vétérinaires et des Sciences Agronomiques, Université Batna 1 – Algérie, Batna, dfahloul2@yahoo.com

RÉSUMÉ

Dans ce travail, la cinétique de séchage convectif de la datte (variété molle) a été étudiée pour quatre températures (40, 50, 60 et 70°C) et deux découpes (entière et moitié). La diffusivité massique et l'énergie d'activation sont estimées. Les résultats ont montré que la perte de poids des fruits et des teneurs en humidité est influencée par la variation de la température et de la découpe, le coefficient de diffusion varie de $1{,}05\times10^{-08}$à $4{,}49\times10^{-09}$ (m^2/s) et $1{,}74\times10^{-09}$à $7{,}02\times10^{-10}$ (m^2/s) avec l'augmentation de température, pour les dattes entières et moitiés respectivement. L'équation d'Arrhenius donne une valeur de l'énergie d'activation de 26,67 et 25,68 (KJ/mol), pour les dattes entières et moitiés respectivement, cette dernière diminue avec la diminution de l'épaisseur.

Mots clés: *Datte molle, cinétique de séchage, diffusivité massique, énergie d'activation, paramètres physiques, découpe.*

NOMENCLATURE

Symboles	**Indices / Exposants :**
D Diffusivité massique, m2/s	a activation
E Energie d'activation, kJ/mole MS	e équilibre
$\bar{M}$ Teneur en eau du produit, kg/kg MS	s sèche
$\bar{M}$ Teneur en eau à l'équilibre, kg/kg MS	0 initiale

R Constante gaz parfaits, kJ/mole.K
H Humidité, %
Ms Matière sèche, %
K Constante de séchage, s-1
L Epaisseur du produit, m
M0 Teneur initiale, kg/kg MS
T Température de l'air, K
t Temps, s

1. INTRODUCTION

Le palmier dattier *Phoenix dactylifera L.* est un arbre tropical et subtropical qui appartient à la famille Plamae (Arecaceae) [1-2] parmi les plantes cultivées les plus anciennes de l'humanité. Pendant 6000 années plusieurs générations ont l'utilisés en raison de sa valeur économique et alimentaire remarquable et pour ces bénéfices sanitaire en plus de ses avantages esthétiques et

environnementaux [3]. Il est produit en grande partie dans les régions désertiques chaudes du sud-ouest d'Asie et en Afrique du nord, et commercialisé dans le monde entier comme un fruit à haute valeur nutritive [4]. Le patrimoine phoenicol Algérien (caractérisé par une grande diversité de variétés) [5] occupe une place de premier rang dans l'agriculture saharienne (emploi, sédentarisation de populations, production) [6-8]. La datte est un fruit charnu non climatique [9] qui représente un axe alimentaire important pour la population des régions arides, semi-arides du Nord Africain, du Moyen orient et des Pays de Sud (Iran). Les dattes ont une valeur nutritive significative pour améliorer l'alimentation des consommateurs, pour cela, elles sont largement consommées surtout au cours du mois sacré du Ramadan [10]. Elles sont riches en antioxydants, y compris le sélénium, composés phénoliques, et caroténoïdes. Les dattes sont une bonne source d'énergie rapide en raison de leur teneur élevée en hydrates de carbone (70–80%), principalement fructose et glucose qui sont facilement absorbées par le corps humain [11]. Elles se composent de péricarpe et de graine charnue. Les noyaux du palmier dattier ont beaucoup d'utilisation après la transformation technologique des fruits de datte ou leur transformation biologique [12]. En plus de son utilisation diététique, les dattes sont utiles en médecine et sont employées pour traiter une variété de maux dans les divers systèmes traditionnels de médecine [13]. Le séchage est, soit un moyen de conservation, soit une étape dans la transformation de certains produits. Il est utilisé dans le monde rural à travers le séchage des produits agricoles, viandes … [14]. Les études sur le séchage du fruit de palmier dattier ne sont pas bien documentées, particulièrement le processus de séchage, l'optimisation de la cinétique de séchage et les caractéristiques du palmier dattier portant les fruits [15]. L'objectif de ce travail est d'étudier l'influence de la température et de la découpe sur la cinétique de séchage, la diffusivité massique et l'énergie d'activation de dattes algériennes variété molle.

2. MODÈLES MATHÉMATIQUES/METHODES EXPERIMENTALES

2.1. PROCEDURE DE SECHAGE

La cinétique de séchage des deux découpes de dattes (entière et moitié) a été étudiée à quatre températures de séchage qui sont 40, 50, 60 et 70°C, à l'air chaud dans une étuve à convection naturelle (type Memmert, Germany). L'étuve a été réglée à une température de séchage sélectionné pendant une demi-heure avant le début de l'expérience pour atteindre des conditions stables. Ensuite, les échantillons ont été placés dans l'étuve. Pendant les 30 premières minutes, le poids des échantillons a été mesuré à intervalle de 5 minutes, alors que pendant les 60 minutes suivantes, le poids des échantillons a été mesuré à intervalle de 10 minutes et le reste du temps, le poids des échantillons a été mesuré à intervalle de 30 minutes [16 – 17]. Le poids des échantillons a été mesuré jusqu'à une teneur en eau relative bien défini de 0,94 pour les dattes entière et 0,86 pour les dattes moitié au temps (t = 300 min).

Figure1. Etuve type Memmert, Germany

2.2. PREPARATION DE L'ECHANTILLON

Cette étude a été réalisée sur des fruits de datte (variété molle) provenant du marché couvert de la wilaya de Batna et stockés à 4°C pour qu'elles soient utilisées comme échantillon de séchage. Les dattes ont été séchés entièrement et en moitié. Le poids initial des dattes entières et moitié a été mesuré en utilisant une balance électronique de précision à 0, 01g près.

2.3. ESTIMATION DE LA DIFFUSIVITÉ MASSIQUE ET DE L'ÉNERGIE D'ACTIVATION

Le transfert de l'humidité pendant le séchage est contrôlé par la diffusion interne. La deuxième loi de Fick de diffusion, a été largement utilisée pour décrire le processus de séchage pour la plupart des produits biologiques [18- 19]. En supposant l'uniformité de la distribution de l'humidité initiale, les résistances externes négligeables et un processus isotherme, la solution de la deuxième loi de Fick proposée par Crank [20] est:

$$\frac{\bar{M}-M_e}{M-M_e} = \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=0}^{\infty} \frac{1}{(2n+1)} \exp\left[-(2n-1)^2 \frac{\pi^2}{4} \frac{Dt}{L^2}\right] \quad (3)$$

La solution prend en compte la teneur en eau initiale (M0), la teneur en eau à l'équilibre (Me) et l'épaisseur de l'échantillon (L). En supposant Me égal à 0:

$$MR = \frac{\bar{M}}{M0} = \frac{8}{\pi^2} \exp\left[-\frac{\pi^2}{4} \frac{Dt}{L^2}\right] \quad (4)$$

Comme le séchage arrive seulement sur une surface de l'échantillon, l'épaisseur L dans les équations (3) et (4) est remplacée par L/2. avec K, la constante de séchage. L'intégration de l'équation (4) à un instant t est:

$$MR = \exp(-Kt) \quad (5)$$

La constante de séchage (K) peut être rapprochée à la diffusivité massique par la relation suivante:

$$K = \frac{\pi^2}{L^2} D \quad (6)$$

L'énergie d'activation de la diffusion peut être estimée à l'aide de l'équation d'Arrhenius [19].

3. RESULTATS

3.1. INFLUENCE DE LA TEMPERATURE ET DE LA DECOUPE

Les courbes de séchage à différentes températures et pour les deux découpes (moitié et entière) diminuent en fonction du temps. On a trouvé des valeurs de teneur en eau relative pour les dattes entières d'environ de (0,978 ; 0,968 ; 0,957 ; 0,949) pour les températures (40, 50, 60, 70°C) au temps bien déterminé (t = 300 min) et pour les dattes moitiés (0,960 ; 0,929 ; 0,880 ; 0,860) pour les températures (40, 50, 60, 70°C) au temps (t = 300 min). Ces résultats sont illustrés par les figures1-2. L'influence de la température est plus élevée pour la découpe moitié que l'entière. Cette différence dans le comportement de séchage est peut être due aux caractéristiques morphologiques (épaisseurs). Les courbes de séchage deviennent plus rapides avec l'augmentation de la température; pour la datte entière pour les quatre températures (40, 50, 60 et 70°C) respectivement, Ainsi, les résultats obtenus s'accordent bien avec ceux rapportés dans la littérature pour d'autres produits alimentaires, tel que le séchage de bitter kola [19] et le séchage de la pomme de terre [18].

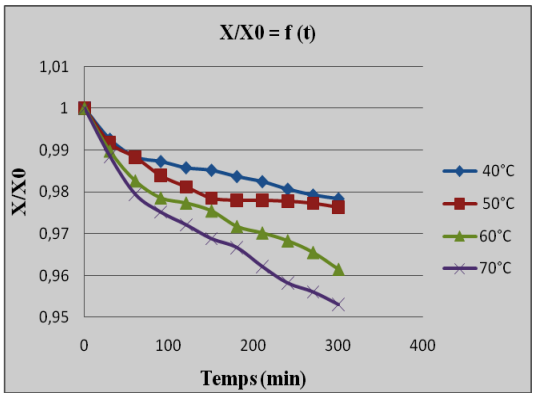


Figure2.Influence de la température sur la teneur en eau relative en fonction du temps (datte entière)

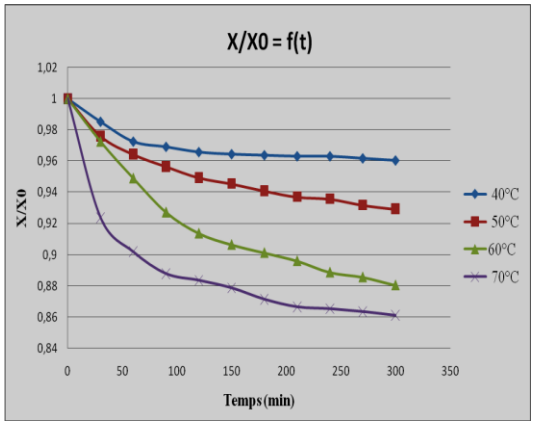


Figure3.Influence de la température sur la teneur en eau relative en fonction du temps (datte moitié)

3.2. DETERMINATION DE LA DIFFUSIVITE MASSIQUE ET DE L'ENERGIE D'ACTIVATION

3.2.1. DETERMINATION DE LA DIFFUSIVITE MASSIQUE

Le coefficient de diffusion pour chaque température de séchage a été calculé en utilisant la loi de fick. D'après l'équation 4, on obtient les valeurs de la diffusivité massique présentées dans le tableau 1 Les résultats montrent que la diffusivité massique augmente avec l'augmentation de la température et de l'épaisseur. La majorité des produits agricoles (92%) ont une diffusivité massique dans la gamme 10^{-12} à 10^{-8} (m^2/s) [18]. Les valeurs obtenues pour la diffusivité massique varient entre ($1{,}05\times10^{-08}$ à $4{,}49\times10^{-09}$ (m^2/s) et $1{,}74\times10^{-09}$ à $7{,}02\times10^{-10}$ (m^2/s) pour la datte entière et moitié respectivement. Amellal a trouvé des valeurs entre [4,892 × 10^{-9} et $12{,}87\times10^{-9}$ (m^2/s)], [$10{,}30\times10^{-9}$ et $18{,}025\times10^{-9}$] et [$6{,}48\times10^{-9}$ et $14{,}8\times10^{-9}$ (m^2/s)] pour les variétés Mech Deglat, Deglat-Baida et Frezza respectivement [21]. D'après Ashraf et *al.*, la diffusivité massique de la pâte de datte varie entre [$6{,}085\times10^{-8}$ et $4{,}868\times10^{-7}$ (m^2/s)] [22]. Les changements observés correspondent au changement de la variété de datte étudié ainsi que les conditions de séchage.

Découpe	T (°C)	D (m^2.s-1)	Ea (KJ/mole)	R2
Entière	40	$1{,}05\times10^{-08}$	26,67	0,956
	50	$7{,}41\times10^{-09}$		
	60	$4{,}90\times10^{-09}$		
	70	$4{,}49\times10^{-09}$		

	40	$1{,}74\times10^{-09}$		
Moitié	50	$1{,}19\times10^{-09}$		
	60	$1{,}03\times10^{-09}$	25,68	0,972
	70	$7{,}02\times10^{-10}$		

TABLEAU 1: Estimation de la diffusivité massique et l'énergie d'activation en fonction des conditions opératoires.

3.2.2. DETERMINATION DE L'ENERGIE D'ACTIVATION

L'énergie d'activation est calculée en représentant le logarithme népérien des valeurs expérimentales de la diffusivité effective Deff en fonction de l'inverse de la température (figure 3). C'est une droite qui indique la dépendance d'Arrhénius dans la gamme des températures étudiées [21]. D'après le tableau 1, les valeurs de l'énergie d'activation sont respectivement 26,67 et 25,68 (kJ/mole) pour les découpes (entière et moitié).
Ces résultats sont en accord avec la valeur 20,78 kJ/mole obtenue par Amellal pour la variété de datte Mech-Deglat [21], L'énergie d'activation diminue avec la diminution de l'épaisseur.

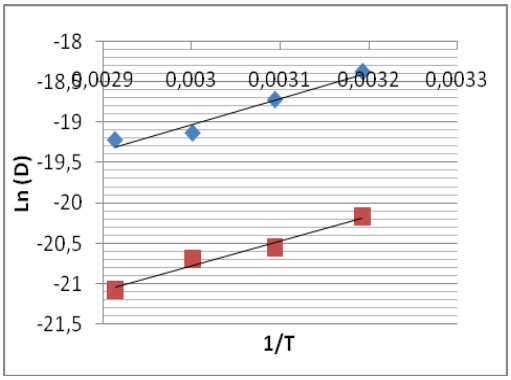


FIGURE4.Evolution de Ln D en fonction de 1/ T

4. CONCLUSIONS

Dans ce travail, la cinétique de séchage des dattes (variété molle) sont effectuées dans une étuve à convection naturelle pour quatre températures (40, 50, 60 et 70°C) et pour deux découpes (entière et moitié). Les résultats montrent que :

- L'augmentation de la température et le changement de la découpe, agissent sur le séchage et permettent d'obtenir de courtes durées de séchage.
- La diffusivité massique augmente avec l'augmentation de la température et de l'épaisseur.
- L'énergie d'activation augmente avec l'augmentation de l'épaisseur.

REFERENCES

[1] B. Abdelkader, D. Alain, K. Hamid and H. Youssef, Isolation and structural characterization of hemicelluloses from palm of *Phoenix dactylifera L.*, *Carbohydrate Polymers*, Volume 68, Pages 601–608, 2007.

[2] M. A. Faqir, I.B. Sardar, A.H. El–Ghorab, M. Issa Khan, M. Nadeem, SH. Hussain and M. Sajid Arshad, Phytochemical characteristics of Date Palm *(Phoenix dactylifera)*fruit extracts, *PAK. J. FOOD SCI.*, Volume 22, Pages 117-127, 2012.

[3] W. Al-Shahib and R.J. Marshall, The fruit of the date palm: it's possible use as the best food for the future?, *International Journal of Food Sciences and Nutrition*, Volume 54, Pages 247/259, 2003.

[4] M.S. Rahman, S. Kasapis, N.S.Z. Al-Kharusi, I.M. Al-Marhubi and A.J. Khan. Composition characterisation and thermal transition of date pits powders, *Journal of Food Engineering*, Volume 80, Pages 1–10, 2007.

[5] M. Abdelhak, E. Guendez, K. Eugene and K. Panagiotis, Phenolic profile and antioxidant activity of the Algerian ripe date palm fruit *(Phoenix dactylifera)*, *Food Chemistry*, Volume 89, Pages 411–420, 2005.

[6] S.E. Benziouche et F. CHeriet, Structure et contraintes de la filière dattes en Algérie, *NEW MEDIT*, Numéro 4, 2012.

[7] A. Chehma et HF. Longo, Valorisation des Sous-Produits du Palmier Dattier en Vue de leur Utilisation en Alimentation du Bétail, *Rev. Energ. Ren. : Production et Valorisation – Biomasse*, Pages 59-64, 2001.

[8] H. Acheheb, A. Ferradji and A. Khatir, Optimisation of osmotic dehydration of apples slices in dates syrup using the response surface methodology, *19th International Drying Symposium (IDS 2014)*, Lyon, France, August 24-27, Pages 1-8, 2014.

[9] S. Shyam Sablani , K. Ashok Shrestha and R. Bhesh Bhandari, A new method of producing date powder granules: Physicochemical characteristics of powder, *Journal of Food Engineering* , Volume 87, Pages 416–421, 2008.

[10] A. Abekhti, K. Zarour, A. Boulal, Z. Benmechernene and M. Kihal, Evaluation of Microbiological Quality of the Date Fruit Product " Btana" Produced in Adrar South Algeria, *Journal of Microbiology Research*, Volume 3, Pages 163-170, 2013.

[11] L.Trigueros, E. Sayas-Barberá, J.A. Pérez-Álvarez and E. Sendra, Use of date *(Phoenix dactylifera L.)* blanching water for reconstituting milk powder: Yogurt manufacture, food and bioproducts processing, Volume 9, Pages 506–514, 2012.

[12] S. Besbes, C. Blecker, C. Deroanne, G. Lognay, N.-E. Drira and H. Attia, Quality Characteristics and Oxidative Stability of Date Seed Oil During Storage, *Food Sri. Tech. Int.*, Volume 10, Pages 333-338, 2004.

[13] M. SH. Baliga, B.R. Vittaldas Baliga, CH.M. Kandathil, H.P. Bhat and P.K. Vayalil, A review of the chemistry and pharmacology of the date fruits *(Phoenix dactylifera L.)*, *Food Research International*, Volume 44, Pages 1812–1822, 2011.

[14] S. El Mokretar, R. Miri et M. Belhamel, Etude du Bilan d'Energie et de Masse d'un Séchoir de Type Serre, *Rev. Energ. Ren.*, Volume 7, Pages 109-123, 2004.

[15] A. N. Fernandes Fabiano, S. Rodrigues , Ch. L. Law and A. S. Mujumdar, Drying of Exotic Tropical Fruits: A Comprehensive Review. *Food Bioprocess Technol.*, Volume 4, Pages 163 – 185, 2011.

[16] E.S. Siew et S.K. Chin, Drying Characteritics and Quality Evaluation of Kiwi Slices under hot air drying method. *19th International Drying Symposium (IDS 2014).* Lyon, France, August 24-27, Pages1-8, 2014.

[17] W.C. Kau, S.K. Chin, D.T. Tan and P.E. Poh, Drying characteristics and quality evaluation of mixed culture mesophilic sludge under hot air and heat pump drying method, *19th International Drying Symposium (IDS 2014).* Lyon, France, August 24-27, Pages 1-8, 2014.

[18] D. Fahloul, F. Benmadi et S. Boudraa, Estimation de la diffusivité massique et cinétique de séchage sous vide de la pomme de terre (variété Spunta), *Revue des Energies Renouvelables*, Volume 12, Pages 655 – 665, 2009.

[19] J. Ehiem, E.Chinaka et B. Akachukwu, Determination of drying characteristics and Kinetics of bitter Kola (garcinia Kola) using page's model, *Agric. Eng. Int: CIGR Journal*, Volume 16, Page 278, 2014.

[20] J. Crank, 'Mathematics of diffusion', 2 nd ed., Oxford University Press, London, 1975.

[21] H. Amellal, 2008. Aptitude Technologiques de Quelques Variétés Communes de Dattes : Formulation d'un Yaourt Naturellement Sucré et Aromatisé. Thèse de Doctorat, spécialité Génie Alimentaire, Option : Technologies Alimentaires, Université de Boumerdès, 164 p.

[22] Z. Ashraf, Z. Hamidi-Esfahani, and M. A. Sahari, Evaluation and Characterization of Vacuum Drying of Date Paste, *J. Agr. Sci. Tech.* Volume : 14, Pages 565-575, 2012.

ETUDE DE L'INFLUENCE DES PARAMETRES OPERATOIRES SUR LA MORPHOLOGIE DES CORDONS DE SOUDURE - CAS DE SOUDAGE HYBRIDE (LASER/MIG)

Lyes BIDI[1], Philippe LE MASSON[2], Eugen CICALA[3]

[1]Université Frères Mentouri Constantine, Route de Ain EL Bey Constantine, Algérie, bidi.lyes@gmail.com
[2]Université Bretagne Sud, FRE CNRS 3744, IRDL, F-56100 Lorient, France, philippe.le-masson@univ-ubs.fr
[3]Université de Bourgogne, IUT-12, rue de la Fonderie, Le Creusot 71200, France, eugen.cicala@laposte.net

RÉSUMÉ

Le travail présenté dans cet article concerne l'optimisation des paramètres opératoires de soudage par la méthode des Plans d'Expériences. Le procédé de soudage utilisé dans ce cas est le soudage hybride (laser/MIG), qui consiste à combiner un faisceau laser avec une torche MIG afin d'augmenter la productivité et la fiabilité de l'opération de remplissage des chanfreins en plusieurs passes sur toute la hauteur du chanfrein. Chaque passe, apporte environ 3 mm de métal déposé et doit assurer une pénétration latérale suffisante de l'ordre de 0,2 mm. Nous avons utilisé la méthode des plans d'expériences d'une part pour estimé les effets des paramètres opératoires et leurs interactions sur la surface de pénétration latérale, et d'autre part pour fournir un modèle mathématique qui relie les paramètres opératoires de soudage à la fonction objectif surface de pénétration latérale.

Mots Clés: *Soudage Hybride laser-MIG, Plans d'Expériences, Optimisation.*

NOMENCLATURE

Symboles :

Déf	défocalisation laser, mm
D_{LM}	distance entre laser et MIG, mm
FI	fcateur d'influence
FO	fonction objectif
MIG	metal inert gas
MP	matrice programme
PEC	plan d'expérience complet
PEC 2^5	plan d'expériences complet à 32 essais
Surflat.tot	surface de la pénétration latérale totale, mm^2
Vf	vitesse de fil, m/min
Vs	vitesse de soudage, m/min

1. INTRODUCTION

Il existe aujourd'hui de nombreux procédés de soudage répondant à la très grande variété d'assemblages à réaliser et aux caractéristiques des métaux utilisés. On peut citer : les procédés de soudage à l'arc électrique (MIG/MAG, TIG, plasma…), le soudage par résistance (très utilisé dans l'industrie automobile), ainsi que les procédés à haute densité d'énergie (laser, faisceaux d'électrons). Les besoins des industriels en matière de

fiabilité et de productivité ont favorisé le développement de nouveaux procédés de soudage hybride tel le laser/MIG.
Vu la complexité du procédé de soudage hybride laser-MIG, vis-à-vis du nombre de paramètres opératoires d'une part, et des interactions probables entre ces paramètres d'autre part, nous avons utilisé la méthode des plans d'expériences pour mettre en évidence les paramètres les plus influents et leurs interactions sur des observables que sont les caractéristiques géométriques des cordons de soudure. La méthode des plans d'expériences par utilisation des Plans d'Expériences Complets (PEC) permet d'étudier l'ensemble des facteurs ainsi que leurs interactions. Dans la littérature, il existe plusieurs études fondées sur la méthode des plans d'Eexpériences appliquée à l'optimisation de différents procèdes de soudage. Casalino et al [1] ont étudié à l'aide d'un PEC, les effets et les interactions entre les paramètres opératoires du procédé de soudage hybride laser-MIG sur la pénétration. Il a proposé un modèle expérimental qui permet d'estimer la valeur de la pénétration en fonction des paramètres de soudage. Tani et al [2] ont analysé l'influence de la nature du gaz de protection et sa composition à la fois sur la stabilité du procédé hybride, et sur les caractéristiques dimensionnelles du cordon de soudure. G. Campana et al [3] a travaillé sur deux aspects, l'optimisation de la position du laser par rapport au MIG, et l'influence du mode de Transfert du MIG sur la stabilité du procédé hybride laser-MIG. Dans ce cas d'étude, l'utilisation de l'approche plan d'expériences est mise en évidence. Bidi et al [4] a combiné la modélisation expérimentale à l'aide de la méthode des plans d'expériences avec une simulation numérique des phénomènes thermiques lors d'une opération de soudage ou de rechargement dans le cas de procédé hybride laser/MIG à plat. Casalino et al [5] a étudié les effets de l'énergie dûe au laser et l'énergie dûe à l'arc sur la géométrie de cordon de soudure, sur les porosités et sur les contraintes résiduelles près de la zone affectée thermiquement. Une combinaison optimale de paramètres d'énergie a été préposée.

L'objectif de cette étude est de maitriser le procédé de soudage hybride laser-MIG, afin d'assurer une très bonne qualité de cordons de soudure. Vu le niveau très élevé requis pour la sécurité des installations dans l'industrie nucléaire, nous avons réalisé une étude plus complète sur la surface de la pénétration latérale qui est un élément fondamental en configuration chanfrein. Cette étude consiste à analyser les effets des paramètres opératoires et leurs interactions sur la surface de pénétration latérale et de fournir un modèle mathématique fiable qui relie les paramètres opératoires de soudage aux dimensions du cordon de soudure.

2. MODELE EXPERIMENTALE POLYNOMIAL DE LA SURFACE LATERALE A L'AIDE D'UN PLAN D'EXPERIENCE

La méthode moderne (Box-Wilson) est définie par le principe **«** tous les facteurs à chaque moment **»** et utilise une stratégie multi factorielle [6]. Ceci suppose de faire varier les niveaux de tous les facteurs à la fois, mais d'une manière programmée et raisonnée. Le fait de faire varier tous les facteurs à la fois présente de nombreux avantages parmi lesquels on peut citer [7] : une diminution du nombre d'essais ; un nombre de facteurs étudiés très grand ; une détection des interactions entre les facteurs ; une détection des valeurs optimales ; une meilleure précision sur les résultats ; une modélisation des résultats.

La surface de la pénétration latérale, notamment en configuration chanfrein, est une grandeur importante d'un point de vue industriel, nous avons par conséquent réalisé une étude complète avec pour seule Fonction Objectif (FO) cette grandeur. Cette étude nous permet aussi d'analyser tous les effets des interactions entre les paramètres opératoires de soudage. L'objectif de ce plan d'expériences est de mettre en évidence l'influence de 5 facteurs (Vitesse de fil - Vf, Distance laser / MIG- D_{LM}, Vitesse de soudage- Vs, Puissance laser-P_L et Défocalisation laser-Def) sur la surface de pénétration latérale totale (**Surflat.tot**) et de fournir un modèle empirique. La surface de pénétration latérale totale est la somme des surfaces de pénétrations de chaque côté du chanfrein (FIGURE 1). L'étude expérimentale a été menée à l'aide d'un Plan d'Expériences Complet PEC 2^5 (plan factoriel complet à 5 facteurs et 2 niveaux). Le modèle expérimental associé à ce plan est dénommé modèle linéaire ou de premier degré explicité par un polynôme de la forme (1) :

$$y = b_0 + \sum_{j=1}^{5} b_j x_j + \sum_{\substack{i,j=1 \\ i \neq j}}^{5} b_{ij} x_i x_j \quad (1)$$

où : y – fonction objectif correspondante
xj, xi – valeurs codifiées des facteurs d'influence (±1)
$b0$, bj – coefficients de régression (termes linéaires)
bij – coefficients de régression (termes d'interaction)

Facteurs d'Influences (FI)

Nous avons attribué 2 niveaux à chacun des 5 paramètres (TABLEAU 1).

Facteurs d'Influences (FI)	Domaine d'exploration
Vitesse de fil, Vf [m.min^{-1}]	[7.5 ; 10.5]
Distance laser/MIG, D_{LM} [mm]	[1.6 ; 4]
Vitesse de soudage, V_s [m.min^{-1}]	[0.7 ; 1.3]
Puissance laser, P_L [kW]	[4 ; 6]
Défocalisation laser, Déf [mm]	[26 ; 40]

TABLEAU 1. Facteurs d'influence et leurs niveaux de variation.

Fonction Objectif (FO)

Dans le cas de soudage des chanfreins, on pourra caractériser la géométrie des cordons par plusieurs grandeurs tels que : la pénétration en profondeur, la hauteur de dépôt de métal, la surface depénétration latéral. Dans ce travail nous intéressons à l'étude de la Fonction Objectif : **la surface de la pénétration latérale totale (Surflat.tot [mm^2])**, qui est la somme des surfaces des pénétrations latérale de chaque côté du chanfrein (FIGURE 1). Ce choix est justifié par rapport à sans importance d'un point de vue industriel (la qualité des soudures, la résistance des assemblages,…)

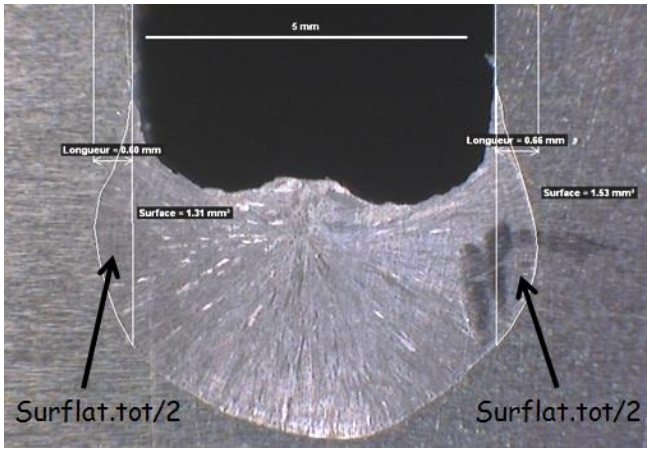


FIGURE 1**.** Présentation de la Fonctions Objectif : surface de pénétration latérale totale (Surflat.tot).

Matrice Programme (MP)

La Matrice Programme pour les conditions expérimentales retenues (cinq Facteurs d'Influence avec 2 niveaux et une seule Fonction Objectif) comporte 32 essais (2^5essais) [7,8].

3. RESULTATS

L'amplitude des effets, provoqués par les facteurs d'influence et leurs interactions, sur la surface de pénétration latérale (**Surflat.tot**) est présentée dans la FIGURE 2 sous forme d'histogrammes de Pareto. L'histogramme de Pareto est une représentation graphique par ordre décroissant d'importance des effets provoqués par les facteurs et les interactions sur les fonctions objectifs. La FIGURE 2 montre que Surflat.tot est principalement influencée par la vitesse de soudage (V_s), la puissance laser (P_L) et leur interaction. Des interactions complexes entre Vs, P_L et les autres Facteurs d'Influence (principalement la distance entre le laser et l'arc MIG) ont aussi des influences significatives sur la surface de pénétration latérale.

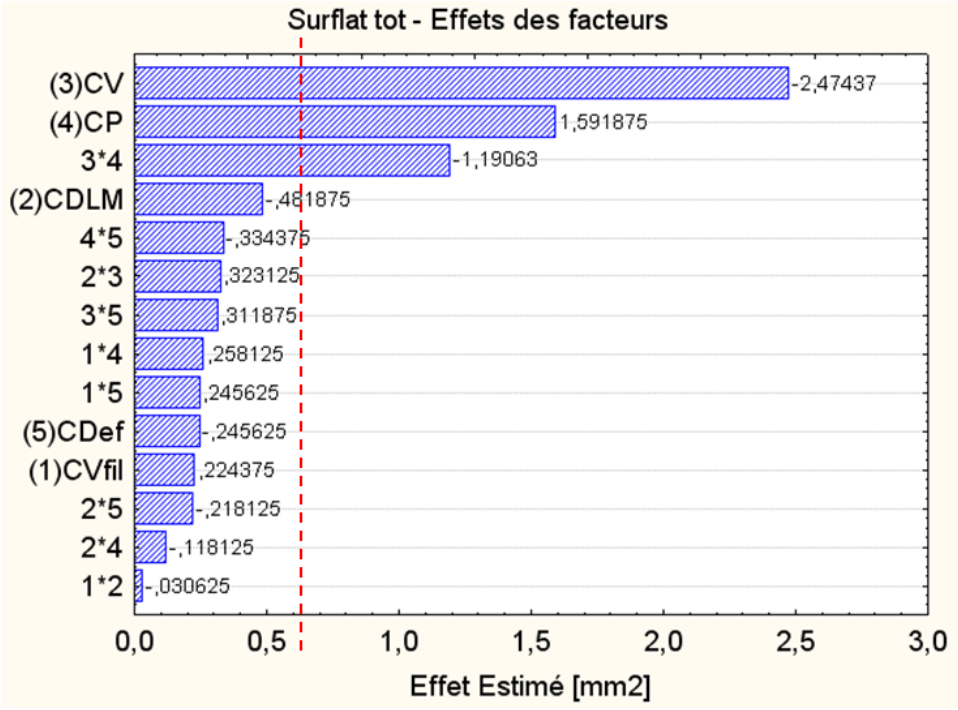


FIGURE 2. Influence des facteurs sur la surface de pénétration latérale (Surflat.tot).

Les surfaces de réponse présentant les variations de la surface de pénétration latérale totale (Surflat.tot) en fonction des certains facteurs d'influence (significatifs ou non significatifs) peuvent être observées en FIGURE 3 et FIGURE 4. Sur la FIGURE 3 on observe que la vitesse de soudage (V_s) et la puissance laser (P_L) et leur interaction ont des effets significatifs (FIGURE 2) sur la surface de pénétration latérale (dans le domaine exploré). Dans ces conditions, l'effet de la puissance laser sur la Surflat.tot est influencé par le niveau sur lequel se situe la vitesse. Pour des faibles vitesses, l'effet de la puissance laser sur la Surflat.tot est plus important que pour des grandes vitesses. En revanche on observe sur la FIGURE 4 que la vitesse de fil (Vf) et la distance entre le laser et l'arc MIG (D_{LM}) ont en général des effets directs non-significatifs sur la Surflat.tot (dans le domaine exploré). En revanche, leurs interactions avec les autres Facteurs d'Influence (en premier V_s et P_L) peuvent présenter des effets significatifs.

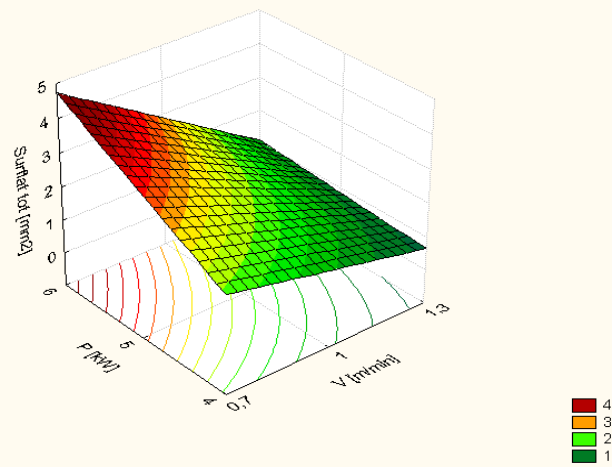


FIGURE 3. Variation de la surface de pénétration latérale totale avec la Vs et P_L

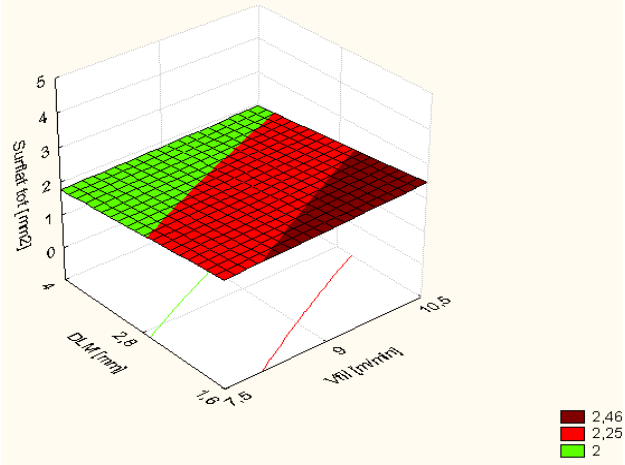


FIGURE 4. Variation de la surface de pénétration latérale totale avec la Vf et D_{LM}

A partir de l'histogramme de PARETO (FIGURE 2) et des coefficients des Facteurs d'Influence, nous pouvons écrire la loi de variation [4,9] de la surface de pénétration latérale (**Surflat.tot**) en fonction des paramètres opératoires de soudage et de leurs interactions (Vf, D_{LM}, V_s, P_L, Def).

$$\textbf{Surflat.tot} = 2{,}047 - 1{,}237\ Vs + 0{,}796\ P - 0{,}595\ Vs\ P \qquad (2)$$

Ensuite, afin de valider le modèle expérimental, nous avons comparé les valeurs de la surface de pénétration latérale estimées par le modèle à celle mesurées sur les macrographies (FIGURE **5**). Nous constatons un bon accord entre les mesures et les valeurs estimées avec l'équation (2).

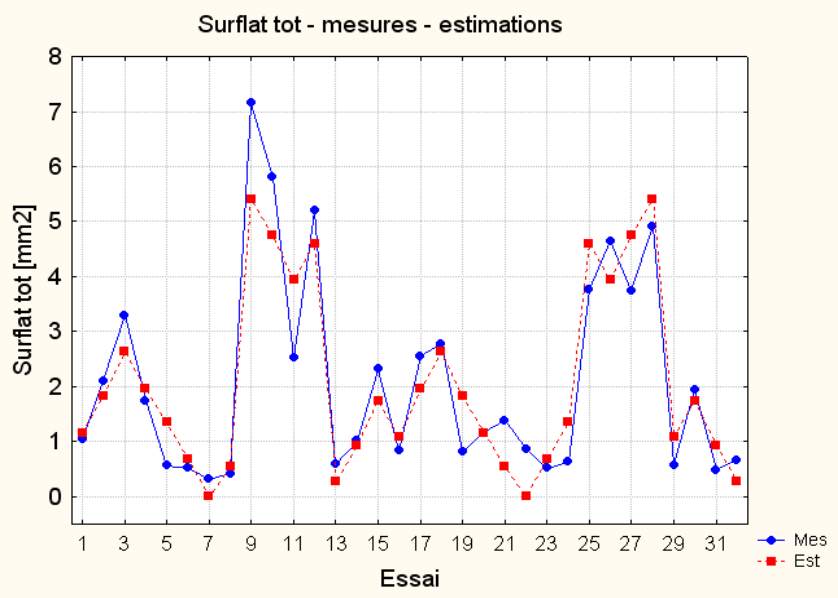


FIGURE 5. Comparaison Mesures- Estimations de la surface de pénétration (Surflat.tot).

4. CONCLUSIONS

Dans le cas du rechargement des chanfreins, la surface de pénétration latérale est une fonction objectif complexe, fortement influencée par les interactions entre les paramètres opératoires de soudage (facteurs d'influence). Les Facteurs d'Influence ayant plus grand effet sur la surface de pénétration latérale dans le domaine exploré sont : la vitesse de soudage, la puissance laser et leur interaction. La comparaison entre les valeurs de la surface de pénétration latérale estimées par le modèle expérimental développé par la méthode des plans d'expériences expérimentales et celles mesurées sur les macrographies, donné un bon accord.

La complexité des phénomènes physiques mis en jeu lors de l'opération de soudage hybride laser/MIG est dû, d'une parte à la synergie des procédés associés (laser et l'arc électrique MIG), et d'autre part aux grand nombre de facteurs intervenants au cours de l'opération de rechargement des chanfreins, nous ont conduits à faire appel à la stratégie des plans d'expériences. Cette stratégie nous permet de réduire le nombre d'essais tout en ayant une bonne précision sur les résultats.

Dans le cadre de ce travail nous avons mis en place une méthodologie de travail. Pour laquelle les développements sont nombreux. La démarche utilisant la méthode des Plans d'Expériences peut, en effet, être utilisée pour l'étude de divers types de procédés de soudage.

REFERENCES

[1] G. Casalino, Statistical analysis of MIG-laser CO_2 hybrid welding of Al- Mg alloy, Journal of Materials Processing Technology 191 (2007) 106-110.

[2] G. Tani, G. Campana, A. Fortunato, A. Ascari, The influence of shielding gas in hybrid laser-MIG welding, Applied Surface Science 253 (2007) 8050-8053.

[3] G. Campana, A. Fortunato, A. Ascari, G. Tani, L. Tomesani, The influence of arc transfer mode in hybrid laser-MIG welding, Journal of Materials Processing Technology 191 (2007) 111-113

[4] L. Bidi, S. Mattei, E. Cicala, H. Andrzejewski, P. Le Masson, J. Schroeder, The use of exploratory experimental designs combined with thermal numerical modelling to obtain a predictive tool for hybrid laser/MIG welding and coating processes, Optics & Laser Technology, Volume 43, Issue 3, April 2011, Pages 537-545.

[5] G. Casalino, M. Mortello, P. Leo, K.Y. Benyounis, A.G. Olabi, Study on arc and laser powers in the hybrid welding of AA5754 Al-alloy, Materials and Design 61 (2014) 191–198

[6] A. Nichici, E.F.Cicală, R. Mee, Prelucrarea datelor experimentale, Curs şi aplicaţii, Timişoara, 1996, 163p.

[7] Jacques Goupy, Introduction aux plans d'expériences – 2e Edition, Dunond, Paris, 2001.

[8] E. Cicala, Metoda experimentelor factoriale, Ed. Politehnica, Timisoara 2005.

[9] Dawei Zhao, Yuanxun Wang, Xiaodong Wang, Xuenong Wang, Fa Chen, Dongjie Liang, Process analysis and optimization for failure energy of spot welded titanium alloy, Materials and Design 60 (2014) 479–489.

[10] Montgomery DC. Design and Analysis of Experiments, New York, John Wiley 2009.

DIFFUSION DE MAGNONS DANS LES FILMS MINCES FERROMAGNETIQUES EN PRESENCE DE DEFAUTS PARAMAGNÉTIQUES.

Ouahiba NAFA[1], Boualem BOURAHLA[1,2]

[1]UMMTO/FP/LPCQ, BP17 RP, 15000 Tizi Ouzou-Algérie, ouahibanafa@yahoo.fr
[2]UM/ IMM /LMM, UMR 6023, 72085 Le Mans-France, bourahla_boualem@yahoo.fr

RÉSUMÉ

La conductance et les états localisés de magnons dans les films minces feromagnétique en présence de défauts non magnétiques sont étudiées. le système, se compose de deux parties la première est constitué d'un film mince ferromagnétique au milieu de deux films non magnétique, la deusième est constituée d'un plan non magnétique inséré entre deux films ultra-minces ferromagnétiques d'Heisenberg semi-infinies. L'étude théorique est basée sur l' hamiltonien d'Heisenberg et la méthode de raccordement . Nous avons considéré trois possibilités de l'environnement magnétique, à savoir: l'adoucissement, l'homogénéité et le durcissement de l'intégral d'échange. Les résultats numériques montrent les effets caractéristiques d'interférences entre les magnons incidents et les états localisés du système. Nous démontrons la possibilité de pouvoir fabriquer matériellement un filtre pour certains magnons du système, et éventuellement un amplificateur pour d'autres.

Mots Clés: *Diffusion d'ondes de Spins , Films minces ferromagnétiques, Défauts non magnétiques.*

NOMENCLATURE

Symboles :

J_p integral d'échange d'un atome p, eV
S_p vecteur de spin d'un atome p
g facteur de landé
H_a champ magnétique appliqué
H_{AN} champ d'anisotropie
x, y,z coordonnées axiales

Lettres grecques :

Ω fréquence normalisé, Hz
μ_B magnéton de Bohr
ω fréquence magnonique
σ conductance magnonique

Indices :

$\hbar$ constante de plank
I matrice identité
z mode propageant
z^{-1} mode évanescent

1. INTRODUCTION

Les films minces ferromagnétiques sont d'un grand intérêt dans la miniatirusation du materiels électroniques destinés pour le stockage de l'information et pour un accès rapide aux données et cela pour leurs nouvelles propriétés [1-6], qui diffèrent de celles des matériaux massifs. Malgré la maitrise des moyens de leur fabrication, ils ne sont jamais parfaits. Les défauts crées par la surface et par le désordre atomique au voisinage de la surface

qui s'y trouvent gouvernent une grande partie de leurs propriétés, dont on peut tirer avantage dans plusieurs applications. Hélas! Ces défauts étaient autrefois souvent négligés par les modéles théoriques. Car leur étude pose des problèmes théoriques compliqués à résoudre, qui sont liés essentiellement à la brisure de symétrie. Actuellement, plusieurs études sont menées pour comprendre leurs influences sur les propriétés magnétiques en général [7-10] et la propagation d'ondes de spins en particulier, Etant donné que de telles ondes peuvent coder de l'information, leur longueur d'onde étant de quelques nanomètres, elles permettraient de réduire encore la taille des composants électroniques. Quelques dispositifs pour créer, manipuler et détecter des ondes de spin existent, mais la « magnonique » n'en est qu'à ses débuts. La notion de l'onde de spin a été introduite pour la première fois par Bloch [11-13]. La théorie de ces ondes a été développée aux années 50, et devenue actuellement l'une des bases essentielles du magnétisme [14-21]. Notre approche, dans ce domaine, est basée sur celle proposée par R. Landauer et largement développée par M. Büttiker initialement pour la description du transport électrique dans les systèmes mésoscopiques [22-25]. Nous l'avons transposée pour le transfert d'ondes de spins à travers les défauts de structure et cela en utilisant la méthode dite de raccordement. Un des avantages de ce formalisme est qu'il permet de calculer de nombreux phénomènes.

2. MODELE MATHEMATIQUE

Présentation du système étudié :

Notre modèle est un film ferromagnétique ultramince à maillage cubique constitué de cinq plans parallèles d'atomes de types A. Ces derniers sont de spin S_a et sont reliés magnétiquement par l'intégral d'échange J_a. Ce film contient des défauts d'un matériau non magnétique d'atomes de type B avec une intégral d'échange notée J_b .Notons que l'intégral d'échange entre les atomes de type A et B est $J_{ab.}$.(FIGURE1.)

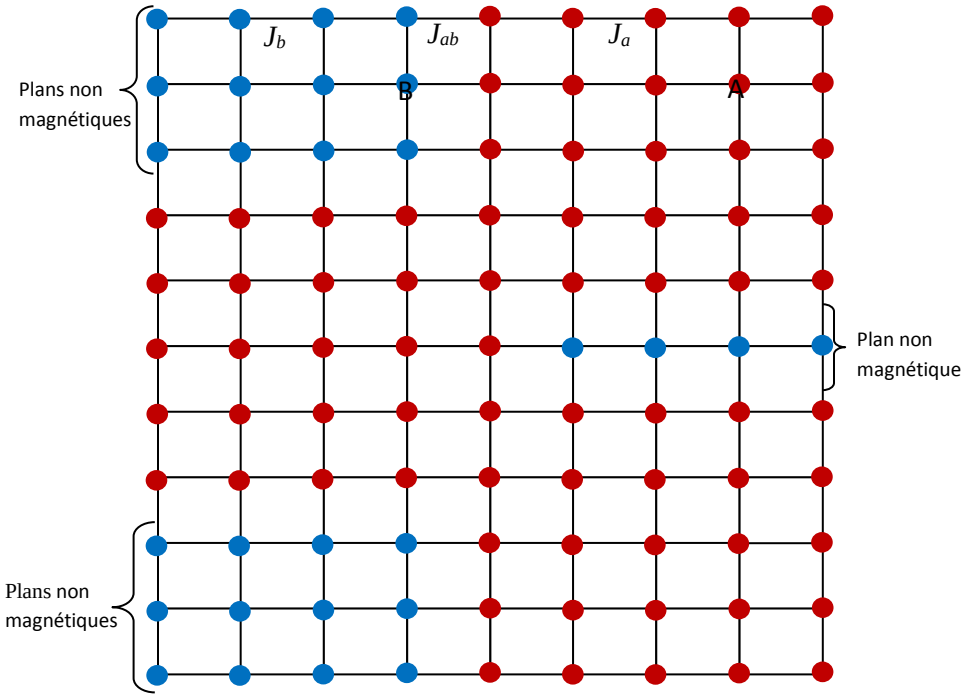


FIGURE 1. Model de film mince étudié.

Le mouvement de précession d'un vecteur de spin $\vec{S}$, situé sur un site atomique d'un film ultramince parfait, est décrit par l'Hamiltonien d'Heisenberg suivant :

$$H = -2\sum_{p}^{p'} J_{pp'} s_p s_{p'} + \mu_B g(H_a + H_{AN})\sum_{p} s_p \qquad (1)$$

où S_p et $S_{p'}$ sont les vecteurs de spins des sites p et p'. La constante d'échange $J_{pp'}$ couple les sites adjacents dans le système. Ces derniers sont séparés d'une distance interatomique a. g représente le facteur de décomposition spectroscopique de l'état fondamental, μ_B est le magnéton de Bohr, H_a *et* H_{AN} sont respectivement le champ appliqué et le champ d'anisotropie que nous avons négligés dans ce travail.

Considérons un site p dans un domaine loin du défaut. Les équations de mouvement de précession des spins de cette zone peuvent se mettre sous la forme d'un problème aux valeurs propres :

$$[\Omega I - D(z, e^{i*\varphi x}, e^{i*\varphi z})]\ |\zeta \pm_p> = 0 \qquad (2)$$

Où : $\Omega = \omega/\omega_0 = \hbar\,\omega/2J_aS_a$ est la fréquence normalisée sans dimension, I : est la matrice identité. $D(J_a, S_a, z, e^{i*\varphi x}, e^{i*\varphi z})$ est appelée matrice dynamique du film mince parfait, $\varphi_x = k_x a$ et $\varphi_z = k_z a$ sont les facteurs de phases, respectivement dans la direction Ox et Oz. $z = e^{i*ky}$ est le facteur de phase entre deux sites adjacent le long de la direction Oz. $|\zeta \pm_p>$ correspond au vecteur décrivant le mouvement de précession des spins. Les modes propageants et évanescents sont décrits par le facteur $\{z, z^{-1}\}$.

Pour décrire la diffusion en présence des défauts non magnétiques, nous utilisons toutes les solutions du système correspondant à $|z| \le 1$ [26]. Ces solutions sont obtenues par la méthode de Gagel [27] qui consiste à linéariser le système en augmentant la base des vecteurs propres du système original.

Une onde de spins incidente via les défauts, se diffuse en deux parties : l'une transmise $\vec{u}_t^{\,i}$ et l'autre réfléchie $\vec{u}_r^{\,i}$. On peut exprimer les champs de précession générés comme une combinaison des modes propres du film ultramince à la même fréquence

$$\begin{cases} \vec{u}_r^{\,i} = \sum_{\nu} r_{\nu\bar{\nu}}[\frac{1}{z_\nu}]\vec{u}(\frac{1}{z_\nu}),\ n \le -1 \\ \vec{u}_t = \sum_{\nu} t_{\nu\bar{\nu}}[z_\nu]^i\, \vec{u}_\nu(z),\ n \ge 1 \end{cases} \qquad (3)$$

$r_{\nu\bar{\nu}}$ et $t_{\nu\bar{\nu}}$ désignent les coefficients de réflexion et de transmission normalisés préalablement par les vitesses de groupe de l'onde plane.

En isolant les termes décrivant l'onde incidente sur les spins des films minces ferromagnétiques de gauche et de droite à l'aide de la relation (3), le système d'équations linéaires et inhomogènes se met sous la forme matricielle [28]

$$[D_d(\Omega, z)]\ [R]\vec{X} = -[D_s(\Omega, z)] \qquad (4)$$

$[D_d]$ est la matrice dynamique du domaine contenant le défaut non magnétique, $[R]$ est la matrice de raccordement, D_s est la matrice dynamique du système perturbé et $\vec{X}$ est un vecteur qui regroupe les variables inconnues du problème.

La résolution du système d'équation (4), permettra la détermination de la transmission des magnons pour une énergie incidente Ω.

La conductance magnonique du système (notée σ(Ω)) est définie comme étant la somme des coefficients de transmissions de tout les modes propageant du système.

$$\sigma(\Omega) = \sum_{\nu,\nu'} t_{\nu\nu'} \qquad 5$$

3. RESULTATS

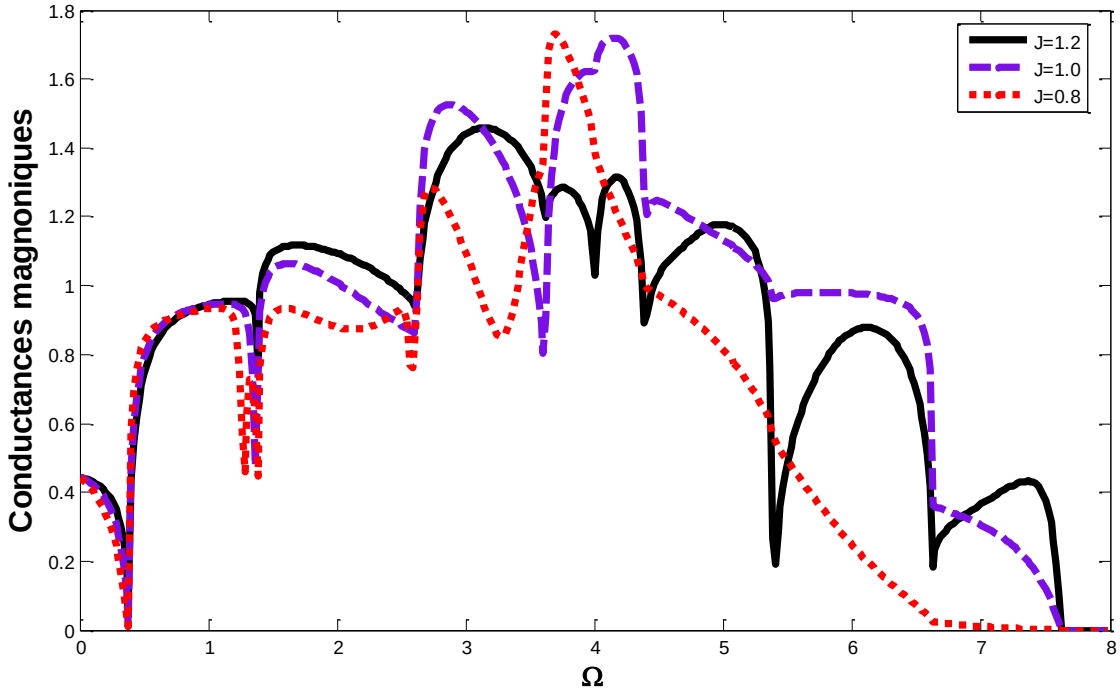


FIGURE 2. Conductances magnétique du système étudié.

Sur la FIGURE 2.nous avons représenté les conductances magnétiques pour trois cas de l'environnement magnétique du système étudié à savoir ; le durcissement pour $J=J_{ab}/\ J_a= 1.2$, l'homogénéité pour $J=J_{ab}/\ J_a= 1.0$ et l'adoucissement pour $J=J_{ab}/\ J_a= 0.8$.On constate que la conductance est insensible a l'environnement magnétique à très basses fréquences, mais par contre à haute fréquences celle qui corresponde au durcissement devienne plus importante contrairement à celle qui correspond à l'adoucissement qui devienne très faible.

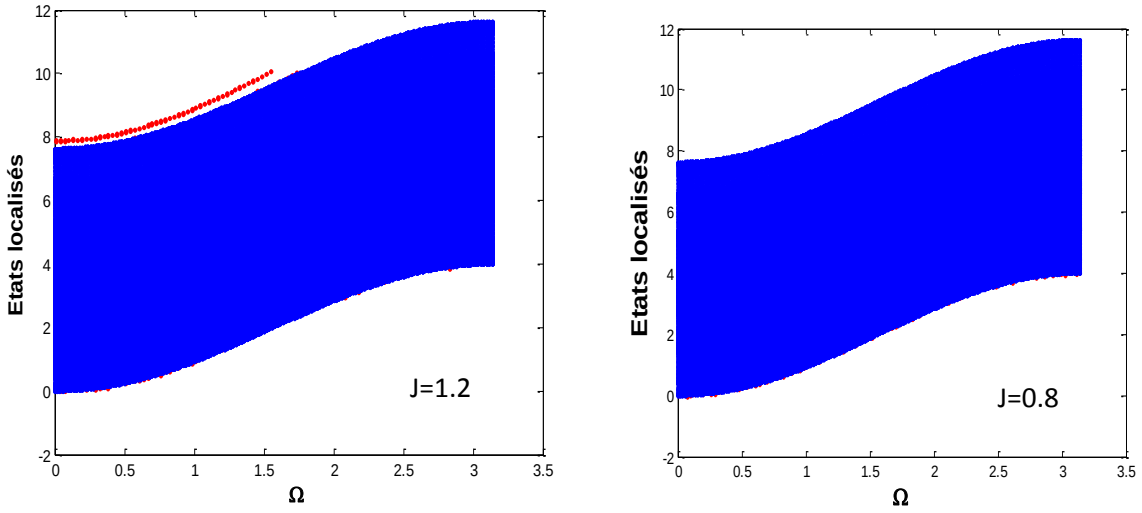


FIGURE 3. Etats localisés du système étudié.

Sur la FIGURE 3. , nous avons donnés les états localisés du système étudié, pour le durcissement et l'adoucissement. On constate la présence d'un seul état localisé dans le cas de durcissement de l'intégral d'échange à hautes fréquences.

4. CONCLUSIONS

En conclusion, nous avons présenté un modèle de calcul qui permet l'étude de la conductance magnonique et les états localisés de magnons par un défaut non magnétique. Nous avons constaté une grande dépendance de la conductance des paramètres caractérisant le système perturbé. Les résultats numériques montrent que les figures présentent des pics de résonances dont les origines sont attribuées au couplage entre les modes propageants de volume et les modes localisés dus à la présence du défaut.

REFERENCES.

[1] A. Karipera, E. Güneria, F. Gödeb, C. Gümüşc, Chal. Lett. 9, 27, 2012

[2] C. Sanz, C. Guillén, M. T. Gutiérrez, and J. Herrero, Phys. Status Solidi (a) 210, 320, 2013.

[3] R. Lamni, Thèse de Doctorat, Université Poincaré, Nancy I, France ,2005.

[4] J. Goniakowski, C. Noguera, Phys. Rev. B 83, 115413, 2011.

[5] A. Salazar, R. Patiño, J. L. Peña, W. Cauich, A. I. Oliva, Braz. J. Phys. 36 ,1058, 2006.

[6] C.V. Chianca, R. N. Costa, J. Mag. and Mag. Mat., Vol.246, 16, 2002.

[7] V. Russier, K. Younsi and L. Bessais, J. Magn. Magn. Mat. 324, 1122 ,2012.

[8] F. Fang, M. Boero, P. Rabu and C. Massobrio, C. R. Acad. Sci. Chimie 15, 202, 2012.

[9] R. Soulairol, Thèse de doctorat, Université Pierre et Marie Curie - Paris VI ,2011.

[10] W. P. Zhou, G. H. Yun, and X. X. Liang, Phys. Rev. B 77, 104403, 2008.

[11] F. Bloch Z. Phys 61, 206 ,1930.

[12] W. Kipferl, M. Dumm, P. Kotissek, F. Steinbauer, and G. Bayreuther, J. OF App. Phys, 15, 7417, 2004.

[13] L. A. Prozorova and A. I. Smirnov, Zh. Eksp. Teor. Fiz. 74, 1554, 1978.

[14] P. W. Anderson, Phys. Rev. 83, 1260 ,1951.

[15] R. Kubo, Phys. Rev. 87, 568 ,1952.

[16] T. Oguchi, Phys. Rev 117, 117 ,1960.

[17] C. Tsallis, *Diagonalization method for the general Hamiltonian of an assembly of bosons*, J. Math. Phys, 19, 277 ,1978.

[18] D. C. Mattis, *Theory of Magnetism I*, Springer Verlag, 1988.

[19] R. M. White, *Quantum Theory of Magnetism*, Springer Verlag, 1987.

[20] A. Auerbach, *Interacting electrons and Quantum Magnetism*, Springer Verlag, 1994.

[21] D. C. Wallace, PR, 128, 1614 ,1962.

[22] J. E. Avron, A. Elgart, G. M. Graf, L. Sadun and K. Schnee, Comm. Pure. Appl. Math. 57, 528 ,2004.

[23] J. E. Avron, A. Elgart, G. M. Graf and L. Sadun, J. Stat. Phys. 116, 425 ,2004.

[24] M. Büttiker, Phys. Rev. B 38, 9375 ,1988.

[25] M. Büttiker, A. Prêtre and H. Thomas, Phys. Rev. Lett. 70, 4114 ,1993.

[26] B. Bourahla, A. Khater, R. Tigrine, Eur. Phys. J. B 69, 343, 2009.

[27] C. Berthod, F. Gagel and K. Maschke, Phys. Rev B 50, 18299, 1994.

[28] D. Ghader, V. Ashokan, M. Abou Ghantous, A. Khater, Eur. Phys J. B 86, 180, 2013.

ETUDE DE LA RESISTANCE A LA FISSURATION DES PLAQUES EN L'ALUMINIUM REPAREES PAR DES PATCHS EN COMPOSITES

L. ERROUANE[1], N. DEGHOUL, Z. SEREIR[1], E.M. BENNEGADI, K. HADJAZI

[1]Laboratoire structure de composite et matériaux innovants – LSCMI, Faculté de génie mécanique, BP 1505 El M'Naouer, USTOMB, Oran, Algérie.

RÉSUMÉ

La caractérisation mécanique des matériaux repose sur l'étude de son comportement vis-à-vis des sollicitations extérieures qui engendrent des contraintes et des déformations est l'étape indispensable dans les applications industrielles données qui exigent la connaissance et la maîtrise de caractéristiques mécaniques des matériaux choisis. A ce stade on recourt à un certain nombre d'essais normalisés pour accéder aux grandeurs caractéristiques des matériaux, du module d'Young à la limite d'élasticité, en passant par la ténacité ou la résistance à la fatigue. Le premier objectif de cette étude portera donc sur la caractérisation mécanique usuelle indispensable pour l'estimation le module d'Young ainsi que la limite élastique et plastique des plaques en aluminiums minces et épais en vue de prédire leur aptitude de résistances aux sollicitations mécaniques impose. Des plaques en résine ont été aussi caractérisées dans cette étude par la présentation une technique expérimentale la plus couramment utilisée dans les industries, et pour atteindre le deuxième objectif de ce travail, on a fait une modélisation numérique par le code de calcul Ansys des plaques en aluminium minces présentant des défauts centraux à des différentes tailles avec et sans collage des patchs en fibres de carbone.

Mots Clés: *Caractérisation, éléments finis, facteur d'intensité de contrainte, propagation des fissures, mécanique de la rupture.*

NOMENCLATURE

Symboles :

K_I	facteur d'intensité de contrainte, Mpa√mm²
E	module de Young, GPa
d_0	diamètre de la partie calibrée,mm
e	eapaisseur des éprouvettes
F	force d'essai de traction, N
S	section minimale instantanée, mm²
Δl	allongement, mm

Lettres grecques :

εr	déformation à la rupture
σr	contrainte à la rupture, MPa.
εe	déformation éléstique
σe	contrainte élastique, MPa

Indices :

I	mode I de la rupture
0	initial

1. INTRODUCTION

Les structures aéronautiques, aérospatial et les structures marines sont souvent exposées à des conditions d'exploitation extrêmes, surcharge, fatigue et d'autres raisons en service ou à cause des défauts internes [1]. Ce type des structures peut subir des endommagements ou des microfissures locales [2]. L'endommagement qui découle est rarement singulier mais, il peut potentiellement avoir des conséquences néfastes sur le comportement mécanique de la structure en question [3]. Dans ce cas, la réparation des structures endommagées devient une problématique. Les techniques les plus répondues sont généralement la réparation des parties endommagées par des patchs en composites collés par film d'adhésif [4]. Il permet une prolongation importante de la durée de vie des structures endommagées [5,6]. Le présent travail s'inscrit dans le cadre de vérifier et de valider des travaux

de recherche cités dans littératures. L'objectif de cette étude en premier lieu, est de caractériser les propriétés mécaniques des plaques en aluminium selon la norme ISO3167 et de la résine par la norme ISO527. Nous avons fait en second lieu, la réalisation des spécimens en aluminium contient des défauts de longueurs différentes, et à l'aide de la méthode des éléments finis, on a déterminé, le facteur d'intensité de contrainte en mode (I) en fonction de la longueur de fissure.

2. METHODE EXPERIMENTALE POUR LA CARACETRISATION DES EPOROUVETTES

Une machine de traction est constituée d'un bâti portant une traverse mobile. Les dispositifs expérimentaux sont généralement asservis et peuvent être pilotés à vitesse de montée en charge, à charge constante, à vitesse de déformation constante, etc. selon ce qui peut être proposé par le système de pilotage.
Le travail expérimental a consisté en une série d'essais de traction statiques, et afin de caractériser le comportement mécanique d'aluminium, on a réalisé des essais de traction statiques sur des éprouvettes minces d'une épaisseur e = 2 mm, et épaisses d'une épaisseur e = 5 mm réalisées selon la norme ISO3167. Les résultats d'essais représentés sur la figure 1, sont des courbes contrainte-déformation pour des éprouvettes minces. Le tableau 1, présente les dimensions des éprouvettes minces en aluminium testées dans cette étude.

Vitesse	3mm/min	
Numéro de l'éprouvette	d_0 (mm)	e (mm)
1	10,78	2,14
2	11,05	2,02
3	10,98	2,00
4	10,91	2,08
5	10,90	2,01
6	10,87	2,05
7	10,70	2,05
8	10,89	2,00

TABLEAU 1. Dimensions des éprouvettes minces en aluminium testées.

Les courbes de traction obtenues en rapportant la force à la section minimale instantanée S, pour raisonner en termes de contrainte vraie $\sigma=F/S$, et en rapportant l'allongement à la longueur instantanée pour raisonner en termes de déformation rationnelle $\varepsilon = \Delta l/l$. La contrainte σ , elle tient compte de la variation de section au cours de l'essai, et est égale à la charge rapportée à la section instantanée. La figure 2, présente les différents modes de ruptures les éprouvettes minces en aluminium sous chargement statique de traction.

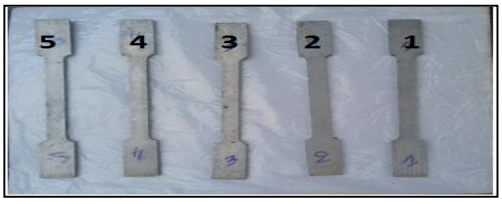


FIGURE 1. Eprouvettes selon la norme ISO3167.

FIGURE 2. Les éprouvettes minces endommagées après l'essai de traction.

3. RESULTATS

La figure 4, représente la courbe contrainte-déformation des éprouvettes en aluminium minces obtenue de l'essai de traction. L'évolution de la contrainte en fonction de la déformation laquelle montre une faible fluctuation entre les différentes éprouvettes ce qui traduit l'homogénéité du matériau élaboré. De l'allure de la courbe moyenne, nous constatons que la contrainte varie de manière linéaire (zone élastique) jusqu'à une valeur

proche de 80 MPa. avant de changer d'allure (allure parabolique de la zone plastique) jusqu'à ce qu'elle atteint sa valeur maximale qui avoisine les 155MPa remarquée pour l'éprouvette N° 03.

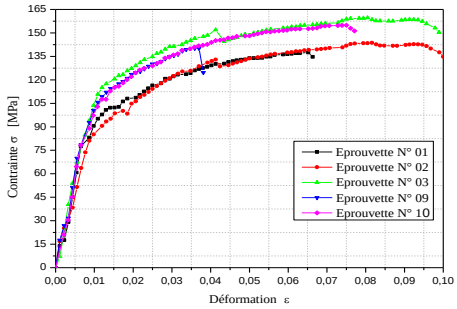


FIGURE 4. Courbe de traction (Contrainte-déformation) pour les éprouvettes mines en aluminium réalisées selon la norme ISO3167.

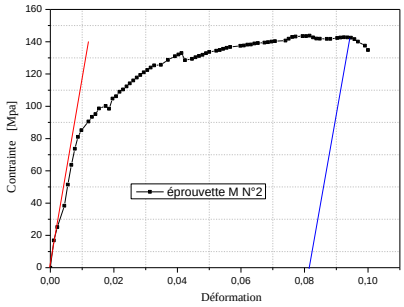


FIGURE 5. Courbe d'estimation de module d'Young obtenu dans éprouvette N°2 mince.

En utilisant les données des éprouvettes, on a cherché les paramètres mécaniques caractéristiques des éprouvettes en aluminium. En sélectionnant seulement les premiers points (35 points) de chaque courbe de la figure 5. On a pris un exemple de calcul pour l'éprouvette N°02, on a sélectionné les premiers points de la courbe jusqu'à 75 MPa, les points qui constituent le début de la zone linéaire, on obtient ainsi le démarrage de la partie élastique du matériau. La pente de cette droite correspond au module Young. Les valeurs estimées de module d'Young de la plaque en aluminium sont représentées dans le tableau 2.

Les éprouvettes minces

N° d'éprouvettes	1	2	3	9	10	Moy
εe	0,01	0,012	0,007	0,008	0,01	0,0094
σe	95,19	90,58	84,74	92,87	102,79	93,234
εr	0,055	0,081	0,08	0,029	0,065	0,062
σr	137,49	140,03	155,78	140,14	154,89	145,666
E	67,3	71,2	70,87	68,34	71,1	69,762

TABLEAUX 2. Caractéristiques mécaniques des éprouvettes normalisées minces en aluminium.

Le module d'Young varie entre 67.3-71.1 GPa pour une moyenne de 69.762 GPa.

Le choix des résines pour une application industrielle donnée exige une connaissance et une maîtrise de ses caractéristiques mécaniques. La caractérisation mécanique des résines repose sur l'étude de son comportement vis-à-vis des sollicitations extérieures qui engendrent des contraintes et des déformations. Des esais mécaniques permetrant de déterminer les grandeurs physiques caractérisant le comportement mécanique des matériaux testés. L'objectif de cette partie de cette étude n'est donc pas de les étudier de manière exhaustive, mais de se donner les éléments de compréhension permettant de trouver pour une application particulière comme collage des patchs de réparation en composite sur des plaques en aluminium fissurées considérée comme solution la plus adaptée.

La résine utilisée dans cette étude est une résine de type polyester ORTHOPHTALIC SIRESTER FSN0850 AMT / E / résistant à l'eau à Krasnoyarsk fournie par Sibérie composite. Pré-accélération résine thixotrope est pour la fabrication et la réparation des yachts, des bateaux, des bateaux (avec le registre de Lloyd); les caractéristiques de cette résine sont comme suit : traction ISO 527, contrainte de rupture : 60MPa, allongement à la rupture est de 2.1%, contrainte de rupture de 100MPa, module d'élasticité de3900MPa,température d'essai 25C°.

L'éprouvette est généralement obtenue par moulage, pour ce faire on a effectué des éprouvettes réalisées selon la norme ISO 527. La figure 5, montre les éprouvettes en résine réalisée par moulage selon la norme ISO 527. Le tableau 3, présente les dimensions des éprouvettes en résine testées dans cette étude.

Vitesse	2 mm/ min	
Numéro de l'éprouvette	d_0 (mm)	e (mm)
1	10,35	5,50
2	9,51	5,56
3	10,41	5,75
4	10,05	5,05
5	10,12	5,11
6	9,95	5,61
7	9,76	5,80
8	10,31	5,20

TABLEAU 3. Dimensions des éprouvettes en résine pour l'essai de traction.

FIGURE 5. Eprouvettes normalisées en résine avant l'essai de traction.

FIGURE 6. Eprouvettes normalisées en résine après l'essai de traction.

Les essais de traction ont été réalisés dans le but de caractériser le comportement mécanique en traction de la résine utilisée pour le collage deux substrats, de matériau différent (plaque en aluminium, et patch en fibre de carbone). Les résultats de ces essais sont représentés sur les courbes forces en fonction du déplacement (figure 7).

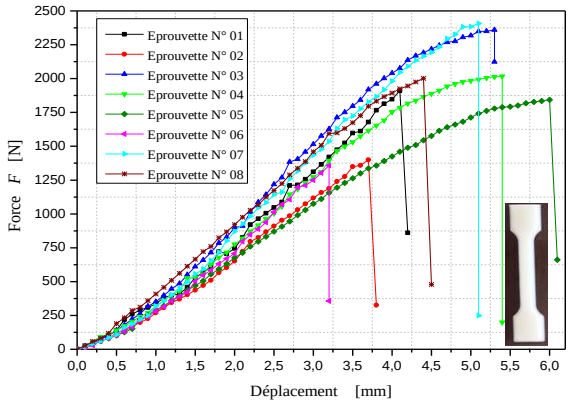


FIGURE 7. Courbes Force-Déplacement pour les éprouvettes en résine.

Le comportement mécanique en traction des résines est souvent non linéaire. La courbe force-déplacement est constituée de deux parties distinctes. La première correspond à une courbe non linéaire indique le comportement

de déformation plastique de l'éprouvette. La deuxième partie est caractérisée par la chute de la force où on observe la défaillance ou bien l'endommagement total de l'éprouvette comme montre la figure 6. Le tableau 4, illustre les valeurs force –déplacement de différentes éprouvettes étudié dans cette étude.

Les éprouvettes en résine

N° d'éprouvettes	**01**	**02**	**03**	**04**	**05**	**06**	**07**	**08**
F [N]	1910	1400	2359	2017	1843	1357	2408	2001
ΔL [mm]	4,1	3.7	5.3	5,4	6	4,1	5.1	4.4

TABLEAUX 4. Caractéristiques mécaniques de l'essai de traction des éprouvettes normalisées en résine

La force maximale de 2360 , est obtenue pour casser l'éprouvette N° 03, pour un allongement 5.3 mm. Pour l'ensemble des éprouvettes, la force moyenne de rupture est environ 1950 N pour ce type de résine qui a un comportement fragile.

4. MODÈLE NUMÉRIQUE PAR ELEMENT FINIS

Un modèle numérique a été effectué sur la base d'un modèle expérimental réalisé par **Emin Ergun** [7]. Selon la figure 8, une plaque en aluminium contenant une fissure centrale en mode I réparée asymétriquement par patch Carbone/époxyde a été modélisée pour estimer l'évolution de facteur d'intensité de contrainte sous des sollicitations statiques de traction.

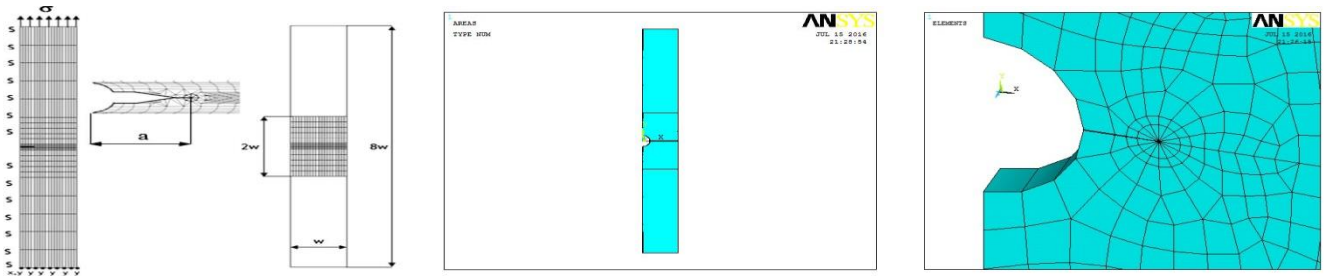


FIGURE 8.Modèle numérique d'une plaque en plaque fissurée non réparée.

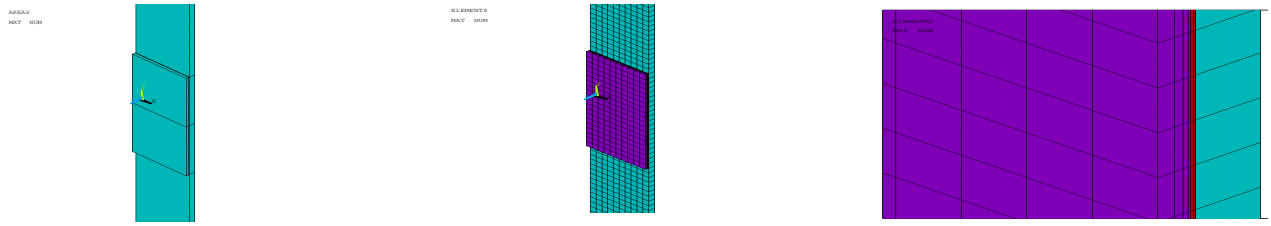


FIGURE 9. Modèle numérique d'une plaque en plaque fissurée réparée par patch en carbone/Epoxyde.

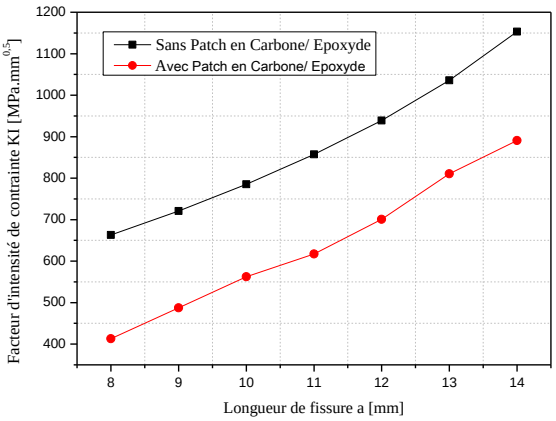


FIGURE 10. Evolution du facteur d'intensité de contrainte en mode I dans une plaque en aluminium fissurée avec et sans réparation par patch.

L'évolution du facteur d'intensité de contrainte en mode I dans une plaque en aluminium fissurée avec et sans réparation par patch est illustré dans la figure 10. On remarque une importante diminution dans les valeurs du K_I des plaques réparées par patch en Carbone/époxy comparativement à la plaque non réparée ou le facteur d'intensité de contrainte à la pointe de fissure devient moins important. Cette diminution traduite par une régidité suplimentaire a été ajoutée à la plaque fissurée par le patch en composite.
On peut dire que la réparation par patch en composite Carbone/époxy a été excellente, en termes, d'efficacité de renforcement, d'efficacité des coûts et la durabilité.

5. CONCLUSIONS

Dans cette étude, plusieurs constatations sont faites. Dans la première partie, on a constaté, que le module d'Young des spécimens en aluminium est entre (71,2 et 70,74) GPa. .et une contrainte à la rupture entre (155,78 et 159) GPa. Pour la résine testée dans cette étude à un comportement non linéaire traduit par une déformation plastique, la force à la rupture maximale trouvée elle est environ 2250 N, avec un allongement 0.5 mm. En second lieu on cherche le rôle bénéfique de la réparation par patchs composites sur la durée de vie des structures fissurées. L'emploi d'un patch en Carbone / Epoxyde assure une durée de vie supplémentaire traduite par une diminution remarquable du facteur d'intensité de contrainte K_I de la plaque par comparaison avec des spécimens non réparés.

REFERENCES

[1] B. Chapuis, D. Osmont. Contrôle santé intégré par méthode ultrasonore des réparations composites collées sur des structures métalliques. *Laboratoire Ondes et Acoustique – ESPCI, Université Paris 7, CNRS UMR 7587. 2010.*

[2] M.L. Pastor , X. Balandraud, M.Grediac, J.L. Robert. On the fatigue response of aluminium specimens reinforced with carbon–epoxy patches . *Composite Structures 83 237–246, 2008.*

[3] A. Baker. Development of a Hard-Patch Approach for Scarf Repair of Composite Structure ». *Defense science and technology organization document control data. , 2006*

[4] A. Baker, 2008. Structural health monitoring of a bonded Composite patch repair on a fatigue-Cracked F-111C Wing .

[5] A. Baker, R. Francis, J. Rhys. Advances in the Bonded Composite Repair of Metallic Aircraft Structure ». *Volume 1. ELSEVI ER.2002.*

[7] H. Errouane, Z.Sereir, A.Chateauneuf. Numerical model for optimal design of composite patch repair of cracked aluminum plates under tension. *International Journal of Adhesion & Adhesives* 49.64–72. 2014.

[6] E. Emin , T.G. Süleyman, T. Mzaffer. Fatigue and fracture analysis of aluminum plate with composite patches under the hygrothermal effect. *Composite Structures* 92.2622–2631. 2010.

DIFFUSION-ORDERED SPECTROSCOPY NMR-DOSY: NEW VERSATILE TOOL TO FOLLOW NITROXYDE MEDIATED POLYMERIZATION OF POLYMETHYL METHACRYLAYE

N.CHERIFI[1, 2], A.KHOUKH[3], A. BENABOURA[2], L.BILLON[3]

[1] Centre de Recherche Scientifique et Technique en Analyses Physico-Chimiques, BP 384 Bou-Ismail, RP 42004 Tipaza, Algeria, Email: ncherifiouradi@yahoo.fr

[2] Université des Sciences et Technique Houari Boumedienne, Faculté de Chimie, Laboratoire de Synthèse Macromoleculaire et Thio-OrganiqueMacromoléculaire, B.P. 32 El-Alia, 16111 Alger, Algeria. Email: benaboura@hotmail.com

[3] Université de Pau et des Pays de l'Adour, CNRS, IPREM - Equipe dePhysique et Chimie des Polymères, UMR 5254, Hélioparc, 2 avenue duPrésidentAngot, 64053 Pau, France.
abdel.khoukh@univ-pau.fr & laurent.billon@univ-pau.fr

ABSTRACT

During the last decade, the use of Diffusion-Ordered Spectroscopy DOSY Nuclear Magnetic Resonance NMR technique, has known a real explosion in many fields. In this work, attention was given for the first use of this technique as efficient tool to follow the Nitroxide Mediated Polymerization NMP of Methyl Methacrylate MMA monomer, well-known as a complex monomer to polymerize by NMP.

The obtained results showed that the applied 2D NMR experiments were successfully curried out to confirm the non-controlled polymerization of pure MMA by NMP. Moreover the livingness of the PMMA chains, growth in the presence of a small styrene amount, were also confirmed using this same versatile tool, without requiring long time analysis or any particular sample preparations, contrary to the chromatographic techniques.

Mots Clés: *Nitroxide mediated polymerization NMP, methacrylic esters, DOSY NMR, Diblock copolymers.*

NOMENCLATURE

Symbols

$<K>$ activation–deactivation equilibrium constant
D diffusion coefficients
$Đ$ dispercity

Subscripts

DOSY Diffusion-Ordered Spectroscopy NMR
MMA methyle methacrylate
min: minutes
NMR Nuclear Magnetic Resonance
NMP Nitroxyde mediated polymerization
SEC Size exclusion chromatography

1. INTRODUCTION

It is well known that the polymerization of methacrylic esters *via* the nitroxyde mediated polymerization technique presented a great challenge for a long time, in reason of their too high activation–deactivation equilibrium constant $<K>$ [1-3]. In 2005, Charleux et *al.* [4,5] showed that the addition of less than 10 mol% of styrene S to Methyl MethAcrylate MMA (2.2 –8.8 mol % based on the monomers) was enough to reach high

conversions control of the NMP of MMA at 90°C, by sufficiently decreasing the value of <*K*>. The percent of *n*-BA required to obtain successful SG1-NMP synthesis of PMMA was much more important, equal to 75% to reach a similar <*K*> value than that obtained when using styrene comonomer [6]**.** All these reported studies were based on theoretical approaches and mainly on the use of H-Nuclear Magnetic Resonance and Size Exclusion Chromatography analysis.

In the other hand, the NMR DOSY technique is described as a method generally used for the identification of different components in mixtures. This technique is mainly based on the pulse field gradient spin-echo NMR experiment accompanied by diffusions of different species [7]. Applying NMR DOSY, two-dimensional spectrums are obtained, correlating the observed diffusion coefficient of each component with corresponding chemical shifts [7-10]**.**

In this contribution, we report the first use of this NMR DOSY technique to demonstrate its efficiency and versatility as analytical tool allowing the follow of the mechanism of the NMP polymerization of PMMA and to check the livingness of polymeric chains *via* corresponding molar masses evolution and their extension, simultaneously.

2. EXPERIMENTAL PART

Different PMMA and block copolymers PMMA, Poly(MMA-*co*-S), Poly(MMA-*b*-BA), Poly((MMA-*co*-S)-*b*-BA) were synthesized via NMP polymerization, using *N*-tert-butyl-*N*-(1-diethylphosphono-2,2-dimethylpropyl)nitroxide (SG1) as a control agent and 2-methylaminoxypropionic-SG1 alkoxyamine (MAMA BlocBuilder) as the initiator.

For all the polymerizations, samples were withdrawn during the polymerization for further ^{1}H-NMR analyses. All these samples were precipitated twice into a methanol (90/10) mixture for SEC and DOSY analysis. The final products were also precipitated in the same mixture, filtered and dried in a vacuum oven until constant weights were reached.

3. RESULTATS

Two different behaviors were observed when studying the variation of logarithmic monomer concentration *versus* time and the evolution of Mn_{SEC} and $Đ$ *versus* conversion of MMA in presence or not of small amount of styrene. Indeed, the PMMA exhibits features of controlled systems only when adding 10 mol% of styrene, Figure 1.

The comparison between SEC distribution of the two polymers at the first and the last times, illustrates constancy of molar mass of pure PMMA between the two considered times, whereas increase in value of *Mn* is observed in SEC chromatogram of the final sample of P(MMA-*co*-S), without any observed shoulder, Figure 2.

All these observations confirm the non-control of SG1-NMP synthesis of PMMA in absence of styrene [4, 5], generally explained by the development of side reactions in medium reaction when synthesizing PMMA, such as irreversible terminations between the propagating radicals and/or disproportionation reactions *via* hydrogen transfer from propagating radical to free-SG1 nitroxide [3, 11].

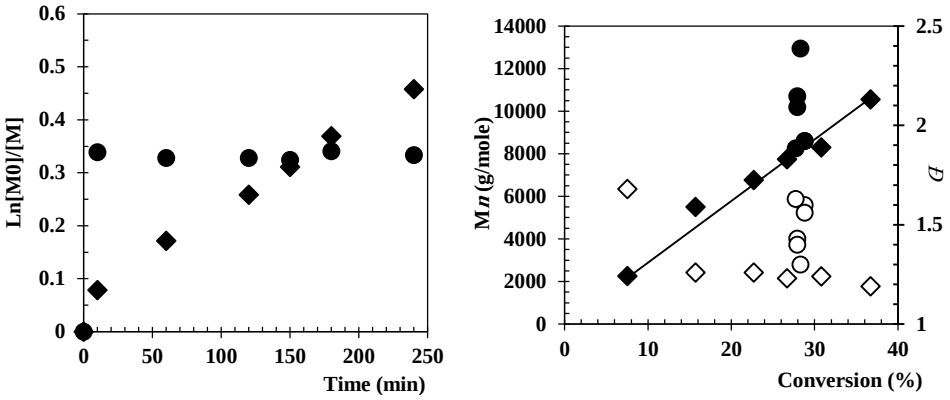


FIGURE 1**.** Bulk polymerizations of MMA and MMA-*co*-S at 80°C : (left) variation of Ln [M]0/[M] *vs.* time and (right) evolution of Mn_{SEC} and *Đ vs.* conversion (pure MMA(●,○) and (MMA-*co*-S) (◆,◇)).

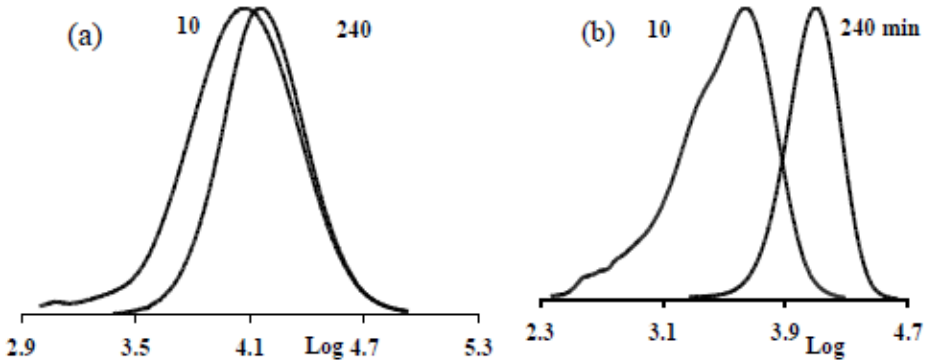


FIGURE 2. Size exclusion chromatograms superposition of (a) PMMA and (b) P(MMA-co-S) depending of time polymerization

In the presence of a small styrene amount, the livingness of the PMMA chains growth were also examined. As reported in bibliography [5], it has been found that the active site of macromolecular chains ends is only present in the P(MMA-co-S) copolymer. Figure 3 illustrates the DOSY spectra of samples at different times of polymerization for both MMA and MMA/S polymerization

We note that the PMMA-*b*-PBA bloc copolymer presents the same value of diffusion coefficient between 0 and 240 min, reflecting the presence of only one species with constant molar mass along the polymerization and thus the confirmation of lack efficiency of the PMMA macro-initiator to extend macromolecular chains due to a high amount of dead chains. However, when a small percent of S to MMA is added, the DOSY ^{1}H spectrum of P(MMA-*co*-S) and P(MMA-co-S)-*b*-PBA show the presence of two different values of diffusion coefficient *D*, confirming the occurrence of diblock formation and consequently the controlled behavior of P(MMA-co-S) to growth the initial chain to reach a block copolymer.

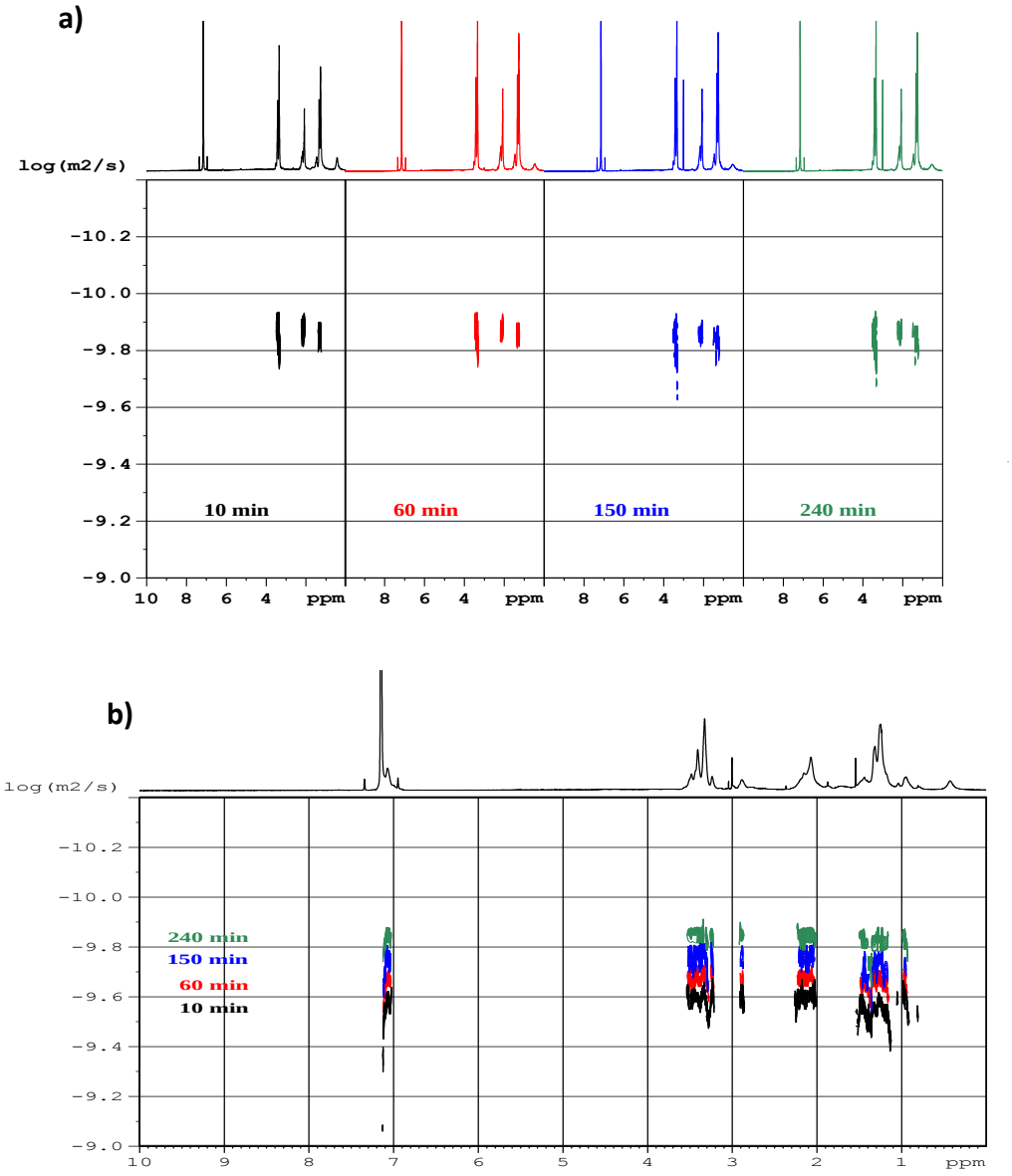


FIGURE 3. DOSY Spectra of PMMA (a) and P(MMA-*co*-S) (b) at 10, 60, 150, and 240 min of polymerization (Polymer concentration = 2 mg/ml).

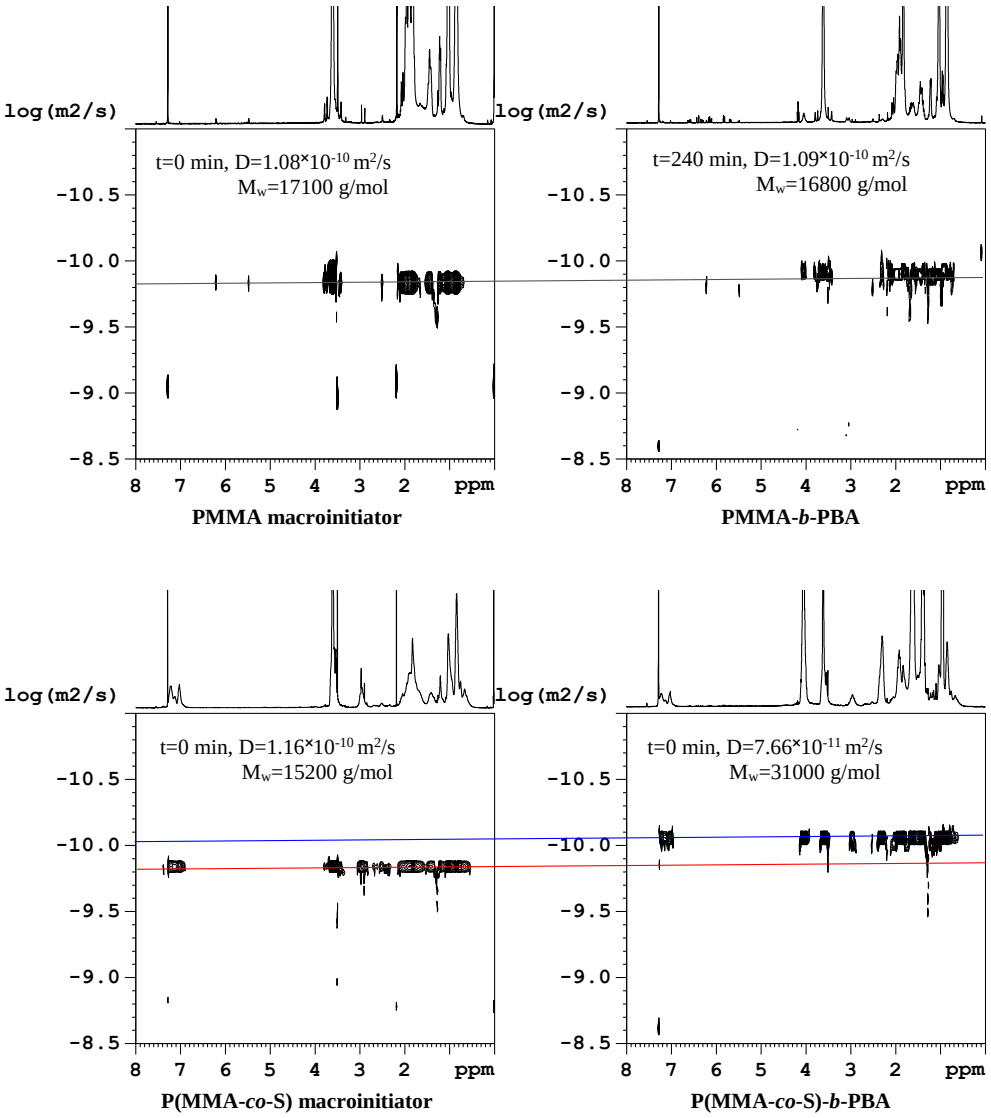


FIGURE 4**.** DOSY NMR of PMMA/PMMA-*b*-PBA (top) and P(MMA-*co*-S)/P(MMA-*co*-S)-*b*-PBA (bottom) macro-initiator/block copolymer couple

4. CONCLUSIONS

In this work, attention was given for the first use of Diffusion-Ordered Spectroscopy (DOSY NMR) technique as efficient tool to give an overview of a mechanism of polymerization in terms of side reactions, molar masses evolution and livingness to synthesize block copolymers. This versatile technique is of great importance for polymer science since it is an powerful analytical tool which can reflect the effective size and shape of polymer chains, and can replace the chromatographic method for physical component separation and molar mass estimation without requiring long time analysis.

REFERENCES

[1] Y. Guillaneuf, D. Gigmes, S. R. A. Marque, P. Astolfi, L. Greci, P. Tordo, D. Bertin, *Macromolecules* 40, 3108-3114, 2007

[2] G.S. Ananchenko, M. Souaille, H. Fischer, C. Le Mercier, P. Tordo, *J.Polym. Sci.: Part A: Polymer Chemistry*, 40, 3264-3283, 2002.

[3] R. Mchale, F. Aldabbagh, P. B. Zetterlund,*J.Polym. Sci.: Part A: Polymer Chemistry*, 45, 2194-2203, 2007.

[4] B. Charleux, J. Nicolas, O. Guerret, *Macromolecules*, 38, 5485-5492, 2005.

[5] Nicolas, C. Dire, L. Muller, J. Belleney, B. Charleux, *Macromolecules*, 39, 8274-8282, 2006.

[6] N. Cherifi, A. Issoulie, A. Khoukh, A. Benaboura, M. Save, C. Derail, L. Billon, *Polym.Chem*, 2, 1769-1777, 2011.

[7] C.S. Johnson ,*J. Prog.NMR Spectrosc*, 34, 203-256, 1999.

[8} R. Huo, R. Wehrens, J. van Duynhoven, L.M.C. Buydens, *AnalyticaChimicaActa*, 490, 231-251, 2003.

[9] Y. Cohen, L. Avram, L. Frish, *Angew. Chem. Int. Ed.*, 44, 520 – 554, 2005.

[10] K. A. Heisel, J.J. Goto, V.V. Krishnan, *American Journal of Analytical Chemistry*, **3**, 401-409, 2012.

[11] C. Dire, J. Belleney, J. Nicolas, D. Bertin, S. Magnet, Bernadette Charleux, *J.Polym. Sci.: Part A: Polymer Chemistry, 46, 6333-6345, 2008.*

ÉTUDE D'UNE EVENTUELLE IMPLANTATION DANS LES HAUTS-PLATEAUX D'UNE CENTRALE À CHEMINÉE SOLAIRE

KHERRIS Sahraoui[1], ZEBBAR Djallel[2], MEKROUSSI Said[3], MOSTEFA Kouider[4] et SAIDI Lilia[5]
[1,2,4,5]Institut des Sciences et de la Technologie, Centre Universitaire El-Wancharissi de Tissemsilt, 38000, Tissemsilt, Algérie
[3]Département de génie mécanique, Université Ibn Khaldoun de Tiaret, 14000, Algérie
Emails: Kherris.sahraoui@gmail.com, djallel.zebbar@gmail.com, mekroussi_said@yahoo.fr, etude.ist.cut@gmail.com saidililia@hotmail.fr

RÉSUMÉ

Le présent travail est consacré à l'étude de faisabilité d'une éventuelle implantation d'une centrale à cheminée solaire (CCS) destinée pour la production d'énergie électrique au niveau des hauts-plateaux algériens. La localité en question est à 865 m d'altitude, 35,36° de latitude et 1,81° de longitude. Une modélisation mathématique de la CCS basée sur le modèle de PERRIN Brichambaut pour le calcul du rayonnement solaire à été élaborée. Les résultats obtenus ont été présentés et interprétés pour deux périodes : estivale (le 15 juillet) et hivernale (le 15 décembre). Une comparaison des résultats obtenus de l'irradiation solaire avec ceux du Centre de Développement des Energies Renouvelables (CDER) à été effectuée.

Mots Clés: *centrale solaire; tour solaire; puissance électrique; diamètre du collecteur; hauteur de cheminée.*

NOMENCLATURE

p : Pression, Pa
T : Température, K
ΔT : Différence de température, K
m : Débit massique, Kg/s
S : Entropie, J/K
A_c : Section transversale de la cheminée, m^2
A : Surface , m^2
Cp : Capacité calorifique massique à pression constante du fluide, J/Kg. K
$D_{c,t}$: Diamètre de la cheminée, m
$H_{c,t}$: Hauteur de la cheminée, m
D_{coll} : Diamètre du collecteur, m
H_{coll} : Hauteur du collecteur, m
E : Eclairement solaire, W/ m^2
g : Accélération de la pesanteur, Kg / m. s^2
P : Puissance électrique, W
TSV : Temps solaire vrai, heurs
V_c : Vitesse de l'air à la sortie du collecteur (entrée de la cheminée), m/s
Δp : Différence de pression, Pa
K : Conductance thermique du capteur, W/m^2. °C
α^* : Coefficient de réflexion du sol, w/m^2

Symboles grecques :

ρ: Masse volumique, Kg/ m^3
η: Rendement

Indices :

a : Ambiante.
c : Cheminée.
coll : Collecteur.
elec : Electrique.
tur : Turbine.

1. INTRODUCTION

Depuis plus d'un siècle, il est devenu clair de remarquer l'importante croissance de la demande énergétique que connaît le marché mondial ou cette demande a été couverte par l'utilisation des sources d'énergie d'origine fossile qui arrivent à leurs limites. La grande partie de l'énergie électrique consommée provient des combustibles fossiles (pétrole, gaz naturel, charbon, …etc) dont l'utilisation massive peut conduire à

l'épuisement de ces réserves et menace réellement l'environnement. Cette menace c'est manifesté à travers des changements climatiques planétaires liés aux rejets de dioxyde de carbone provenant de la combustion d'énergies fossiles qui est le principal gaz responsable du renforcement de l'effet de serre, ce qui ouvre les portes à une course vers de nouvelles sources d'énergie ou de nouveaux procédés permettant d'obtenir d'avantage d'énergie. Pour cela, la question de la préservation de l'environnement a occupé une place grandissante dans les pays développés. En effet, en 1992 lors de la conférence de Rio et plus tard, en 1997, lors du protocole de Kyoto, la plupart des états ont pris des engagements pour lutter contre les émissions de gaz a effet de serre afin de contribuer a la préservation de l'environnement et de l'équilibre climatique. Dans ce contexte, le développement des énergies renouvelables est apparu comme une réponse à apporter et à soutenir en particulier l'énergie solaire. En outre, l'Algérie est l'un des pays de la méditerranée qui dispose d'un potentiel énergétique solaire très élevé. Selon les données d'ensoleillement, l'Algérie est comptée parmi les pays les plus ensoleillés dans le monde. Le potentiel des ressources solaires de ce pays est optimal pour l'exécution des projets solaires pour la production de l'énergie électrique.

La tour solaire à effet de cheminée est l'un des moyens pour la production de l'énergie électrique, c'est une centrale à énergie renouvelable, construite de manière à canaliser l'air chauffé par le soleil afin d'actionner des turbines pour produire de l'électricité en utilisant le rayonnement solaire. Le concept a été initialement proposé par l'ingénieur allemand Jörg Schlaich en 1968 [1-4].

De 1980 à 1989, un prototype dans Manzanres a été développé, construit et testé [2-3, 5], La cheminée a une hauteur de 195 m et un diamètre de 10 m. La surface du collecteur (effet de serre) est de 46 m^2. La puissance maximale générée est de 50 kW, ce dernier a pu délivrer une puissance de 50 KW. Selon Padki et Sherif [6] et Schlaich [5], les zones désertiques et les zones subtropicales sont d'un intérêt primordial pour les moyennes et grandes SC. Les centrales solaires de cheminée peuvent également être utilisées dans des conditions exceptionnelles [7-8-9].

B. Mebarki et al. [10] avaient effectué une étude analytique d'une cheminée solaire dans le sud-ouest de l'Algérie. Les résultats obtenus montrent que la tour solaire peut produire 100 à 200 kilowatts de l'électricité et elle peut atteindre 1.8 MW pour un diamètre de 3000 m et une hauteur de 200 m.

S. Larbi et al. [11] avaient présenté une analyse des performances énergétiques d'une CCS prévue pour fournir de l'énergie électrique aux villages isolés situés dans la région du sud-ouest algérienne. L'énergie solaire et l'état psychométrique de l'air dans le sud de l'Algérie sont importants pour encourager pleinement le développement des cheminées solaires soit pour la production de l'énergie thermique ou électrique pour de divers usages. Les auteurs se sont intéressés par la ville d'Adrar là où le rayonnement solaire est important. Les résultats obtenus prouvent que la CCS peut produire à partir de 140 à 200 kW d'électricité sur un site comme celui d'Adrar pendant toute l'année, selon une évaluation faite sur la moyenne mensuelle d'ensoleillement.

M. Tingzhen et al. [12] ont présenté une méthode de simulation numérique pour le système de centrale électrique de la cheminée solaire avec la turbine, ils ont trouvé pour une cheminée solaire avec une cheminée de 400m de hauteur et 30m de rayon, un collecteur 1500 m de rayon et une turbine à 5 lames , la puissance maximale et l'efficacité de turbine est de 10MW et 50 %, respectivement.

E. Bilgen et J. Rheault [13] ont présenté des études sur les cheminées solaires aux hautes latitudes. Pour les évaluer, ils ont développé un modèle mathématique calculé sous MATLAB, basé sur les données mensuelles moyennes météorologiques et un cycle thermodynamique, la performance thermique de la production nominale d'une centrale de 5 MW à trois emplacements au Canada, a été étudiée. Les résultats ont montré que la

performance thermale complète pour des cheminées solaires aux hautes latitudes est environ 0.48 %, qui est légèrement meilleure que celle avec des collecteurs horizontaux aux emplacements du sud avec le climat favorable.

A. Koonsrisuk, T. Chitsomboon [13] ont proposé une étude d'une variable de similitude simple sans dimensions pour la cheminée solaire qui s'est avérée être valable pour un cas entièrement semblable et un cas partiellement semblable. Ceci doit rendre l'étude expérimentale d'une cheminée solaire plus simple et plus économique.

La littérature disponible concernant l'étude numérique de la convection naturelle proprement dite dans la cheminée solaire est rare, car la recherche se concentre surtout sur l'évaluation de la performance globale de ces systèmes.

Dans ce contexte, R.M.Valle et M.F.Cortez [14] ont conduit la première simulation numérique de la convection naturelle laminaire dans une tour solaire. Pour la prédiction du comportement thermo-hydrodynamique du système, le modèle mathématique (équations de bilan de la quantité de mouvement et de l'énergie) a été exploité en utilisant la méthode des volumes finis en coordonnées généralisées. La solution est obtenue pour un domaine de calcul fixe, indépendant de la forme géométrique du système physique. Cette méthodologie permet une visualisation détaillée des effets géométriques sur les champs de vitesse et de température qui sont très importants pour la définition de la géométrie et des caractéristiques opérationnelles optimales de tels systèmes. Ils ont proposé un système d'équations différentielles elliptiques pour la génération de maillage pour un système bidimensionnel, et une méthode pour la transformation du système de coordonnées.

L'objectif de ce présent travail est consacré à l'étude de l'influence de certains paramètres géométriques et physiques, à savoir le diamètre du collecteur, la hauteur de la cheminée et le rayonnement solaire sur la puissance électrique délivrée ainsi que la faisabilité d'implantation d'une CCS au niveau de la localité de Tissemsilt.

2. MODELESATION MATHEMATIQUE

La CCS étudié est composée de trois éléments essentiels : un capteur solaire (collecteur), la cheminée située dans le centre du collecteur et l'unité de conversion de puissance (PCU) qui comprend une ou plusieurs turbines génératrices [1, 15]. Les turbines sont entraînées par l'air produit par la flottabilité résultant de l'effet de serre à l'intérieur du collecteur (figure 1).

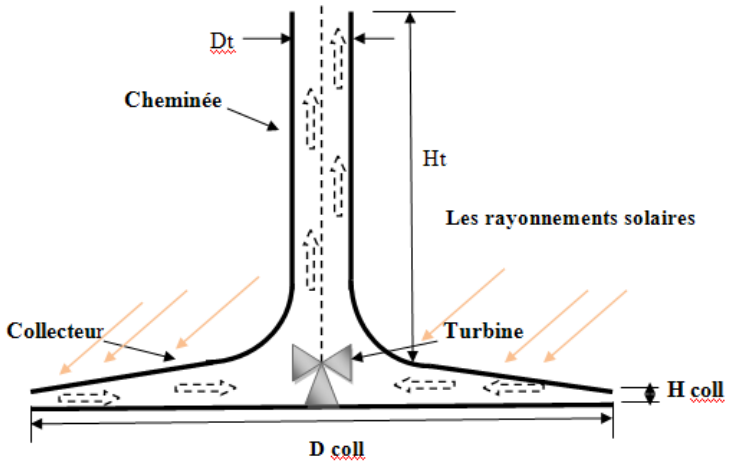


FIGURE 1. Schéma représentatif d'une centrale à cheminée solaire

2.1. CYCLE THERMODYNAMIQUE DE LA CHEMINÉE SOLAIRE

Le fonctionnement de la cheminée solaire exige la présence de l'air, qui transporte la chaleur obtenue dans le collecteur à partir des rayons solaires vers l'ensemble des dispositifs qui sont capables d'exploiter cette énergie thermique, en la transformant en énergie cinétique. L'air sort de la cheminée, ce qui permet d'introduire l'air frais au collecteur pour subir le cycle (figure 2).

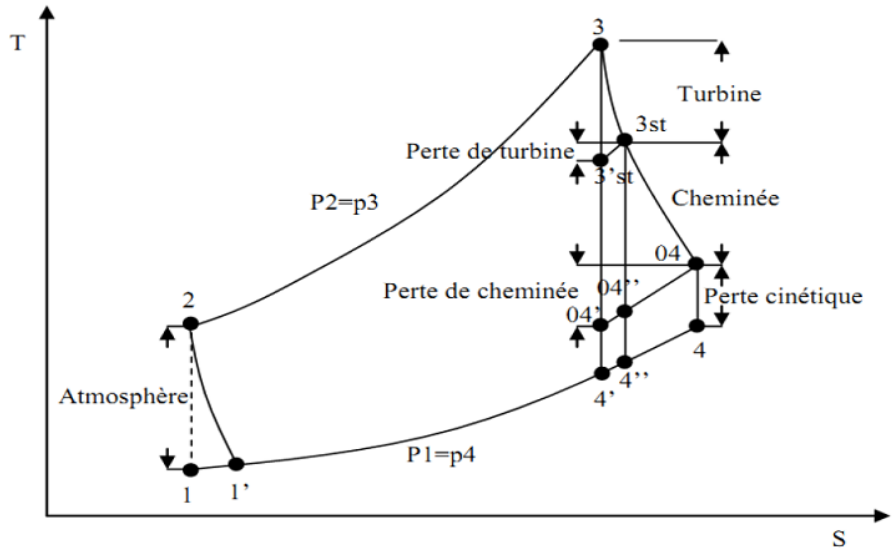


FIGURE 2. Cycle réel de la cheminée solaire [16]

2.2. CHEMINEE

L'efficacité de la cheminée est définie par:

$$\eta_c = \frac{P_{utile}}{P_{solaire}} \quad (1)$$

$$P_{solaire} = m.Cp.(T_3 - T_2) = m.Cp.\Delta T_{23} \quad (2)$$

La puissance utile est donnée par la relation suivante :

$$P_{utile} = \frac{g.H_c}{Cp\ T_2} \cdot \rho_{coll} \cdot A_c.V_c.\Delta T_{23} \quad (3)$$

et la différence de pression totale qui est produite entre l'entrée et la sortie de la cheminée est :

$$\Delta P_{tot} = \rho_{coll}.g.H_c \cdot \frac{\Delta T_{23}}{T_2} \quad (4)$$

2.3. COLLECTEUR

L'efficacité du collecteur est exprimée par le rapport :

$$\eta_{coll} = \alpha^* - k\,\frac{\Delta T_a}{E} \quad (5)$$

2.4. LA TURBINE

La puissance mécanique maximale donnée par la turbine est :

$$\Delta P_{tur,max} = \frac{2}{3}\frac{\eta_{coll}.A_{coll}.E.H_c}{Cp.T_a} \quad (5)$$

La puissance électrique délivrée par la cheminée est :

$$P_{elc} = \frac{2}{3}\frac{g.\eta_{coll}.A_{coll}.\eta_{tur}.E.H_c}{Cp.T_a} \quad (6)$$

3. RESULTATS ET DISCUSSION

Pour voir l'influence de l'éclairement solaire, le diamètre du collecteur et la hauteur de la cheminée sur la puissance délivrée par la tour solaire pendant les journées 15 décembre (période hivernale) et le 15 juillet (période estivale), des courbes ont été tracées traduisant les variations suivantes :

- La variation de l'éclairement solaire journalier en fonction du temps,
- La puissance journalière produite en fonction du temps,
- La puissance journalière produite en fonction du diamètre du collecteur,
- La puissance journalière produite en fonction de la hauteur de la tour.

3.1. LA VARIATION DE L'ECLAIREMENT SOLAIRE JOURNALIER EN FONCTION DU TEMPS

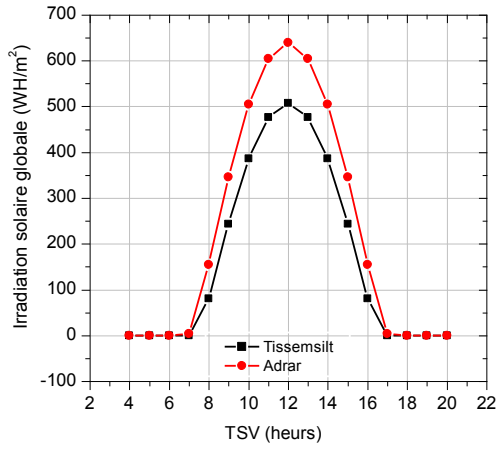


FIGURE 3.La variation de I = f(TSV) pour le mois de décembre

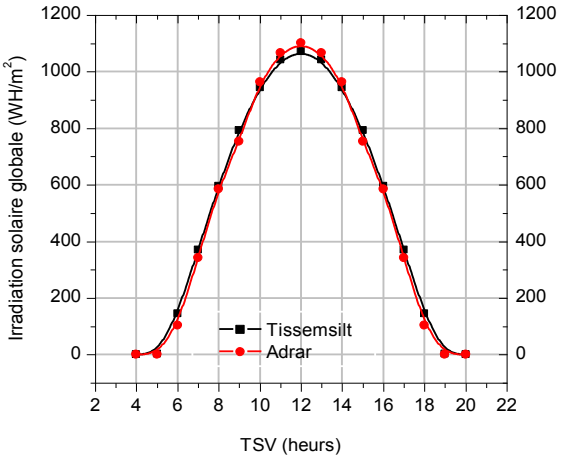


FIGURE 4. La variation de I = f(TSV) pour le mois de juillet

Les figures 3 et 4 représentent l'évolution de l'éclairement solaire journalier pour les deux périodes choisis. L'examen des deux figures fait ressortir que pour un ciel clair, la radiation solaire varie au cours de la journée d'une manière Gaussienne. Elle est faible au voisinage du lever et du coucher du soleil ce qui correspond à une hauteur de soleil nulle et elle atteint le maximum au milieu de la journée c'est-à-dire à midi solaire quand la hauteur du soleil est maximale.

3.2. LA VARIATION DE LA PUISSANCE JOURNALIÈRE PRODUITE EN FONCTION DU TEMPS

Les figures 5 et 6 illustrent la puissance délivrée en fonction du temps solaire pour les deux localités Adrar et Tissemsilt. On remarque que la puissance développée est beaucoup plus élevée durant le mois de juillet en comparaison avec le mois de décembre, car l'éclairement solaire reçu au niveau du collecteur est très élevé dans ce mois. En juillet, la ville de Tissemsilt reçoit une quantité considérable du rayonnement solaire, le pic des radiations apparait a midi, approximativement il est de l'ordre de 1074Wh/m^2 correspondant à une puissance de 94365.88W tandis qu'en mois de décembre le pic d'éclairement est de l'ordre de 508Wh/m^2 qui représente la moitie de la puissance délivrée le mois de juillet qui est de l'ordre de 44634.88W pour la localité de Tissemsilt. On peut conclure que l'efficacité du système est importante durant la période estivale. Il est à souligner que la puissance produite au niveau de la localité d'Adrar est supérieure à celle produite à Tissemsilt en raison de l'irradiation solaire de chaque localité.

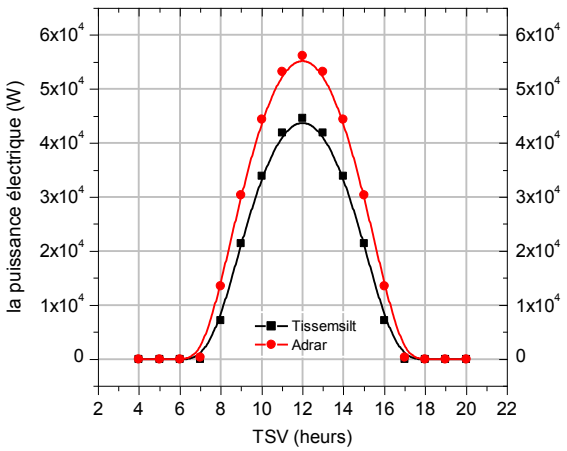


FIGURE 5. La variation de la P_{elec} = f(TSV) pour le mois de décembre

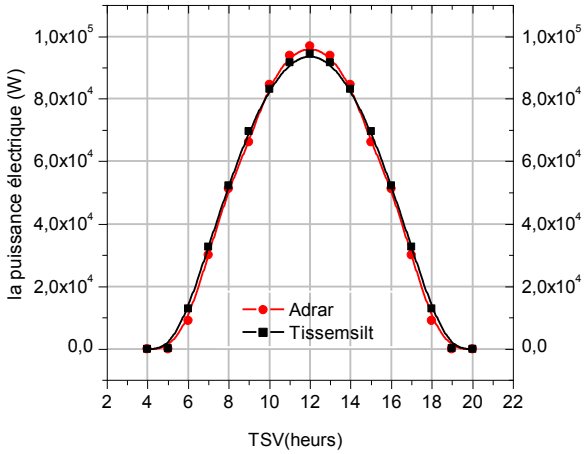
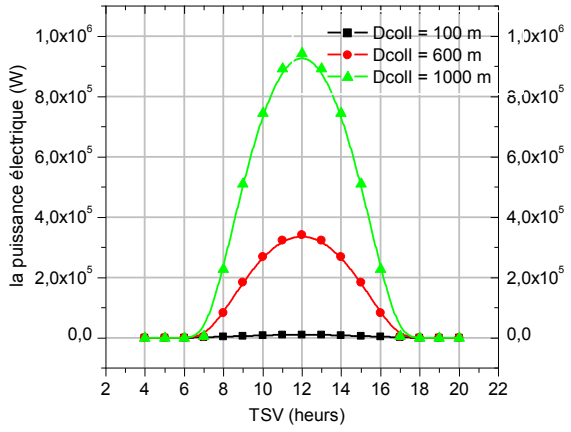


FIGURE 6. La variation de la P_{elec} = f(TSV) pour le mois de juillet

3.3. LA VARIATION DE LA PUISSANCE JOURNALIÈRE PRODUITE EN FONCTION DU DIAMETRE DU COLLECTEUR

Les figures 7, 8, 9 et 10 montrent l'évolution de la puissance journalière produite par la tour solaire pour différents diamètres du collecteur. La lecture de ces figures permet de ressortir que la puissance générée augmente avec l'augmentation du diamètre du collecteur.



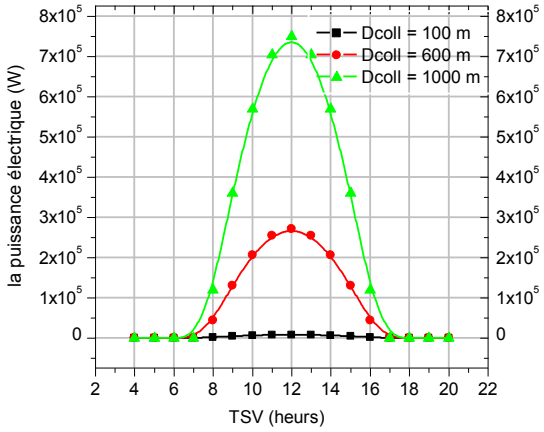


FIGURE 7. Puissance journalière produite pour différents diamètres du collecteur pour le moi de décembre pour la localité d'Adrar

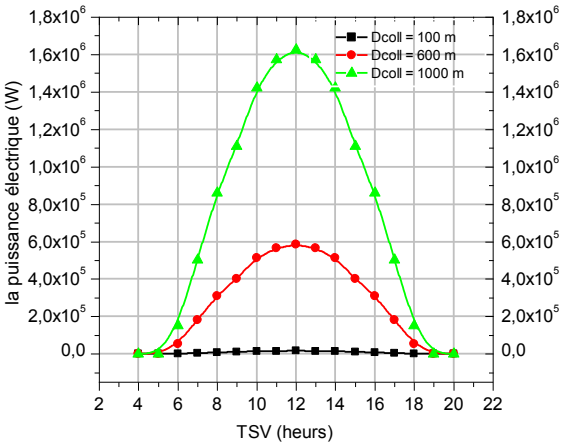


FIGURE 8. Puissance journalière produite pour différents diamètres du collecteur pour le moi de décembre pour la localité de Tissemsilt

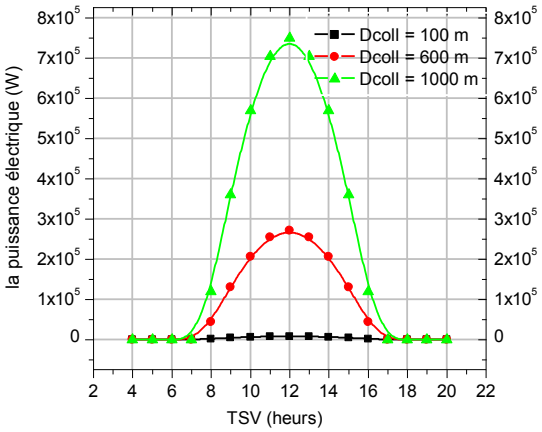


FIGURE 9. Puissance journalière produite pour différents diamètres du collecteur pour le moi de juillet pour la localité d'Adrar

FIGURE 10. Puissance journalière produite pour différents diamètres du collecteur pour le moi de décembre pour la localité de Tissemsilt

La figure 10 montre que pour une hauteur de 195 m, presque 1.58 MW d'électricité peuvent être produite par une tour ayant un diamètre de collecteur de 1000 m pour la localité de Tissemsilt.

3.4. LA VARIATION DE LA PUISSANCE JOURNALIÈRE PRODUITE EN FONCTION DE LA HAUTEUR DE LA TOUR

Les figures 11 à 14 présentent la variation de la puissance journalière produite pour les différentes hauteurs pour les mois de juillet et décembre. L'examen de ces figures montre que l'augmentation de la hauteur de la tour solaire conduit à une augmentation de la puissance électrique produite. On constate d'après la figure 14 avec un diamètre du collecteur constant (245 m) que pour la période estivale, on peut produire une puissance maximale à la localité de Tissemsilt de :

- 290953.40W avec une cheminée de 600 m de hauteur,
- 145476.7 W avec une cheminée de 300 m de hauteur,
- 48492.23 W avec une cheminée de 100 m de hauteur.

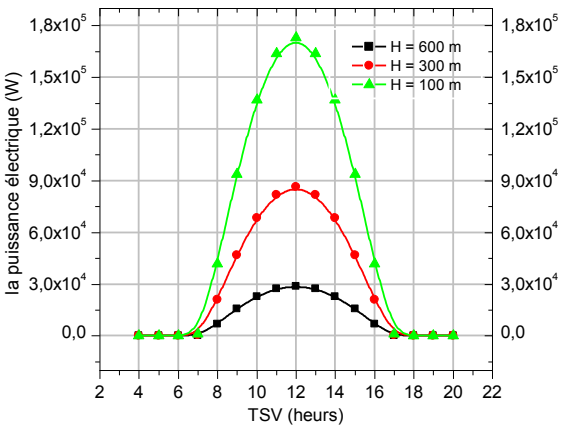


FIGURE 11. Puissance journalière produite pour différentes hauteurs de la cheminée pour le moi de décembre pour la localité d'Adrar

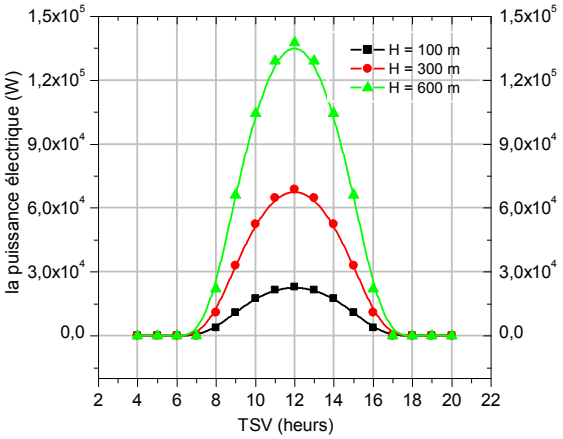


FIGURE 12. Puissance journalière produite pour différentes hauteurs de la cheminée pour le moi de décembre pour la localité de Tissemsilt

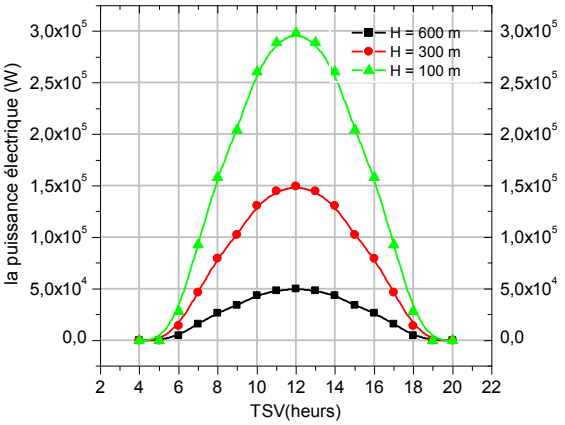


FIGURE 13. Puissance journalière produite pour différentes hauteurs de la cheminée pour le moi de juillet pour la localité d'Adrar

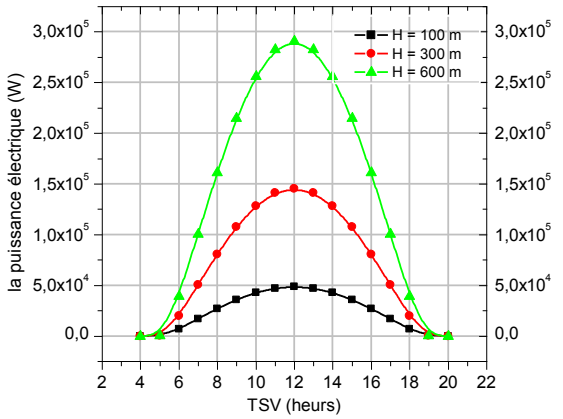


FIGURE 14. Puissance journalière produite pour différentes hauteurs de la cheminée pour le moi de juillet pour la localité de Tissemsilt

3.5. COMPARAISON DES RESULTATS DE L'IRRADIATION SOLAIRE

Une comparaison des résultats de l'irradiation solaire obtenue par cette présente étude et ceux du centre de développement des énergies renouvelables CDER à été effectuée.

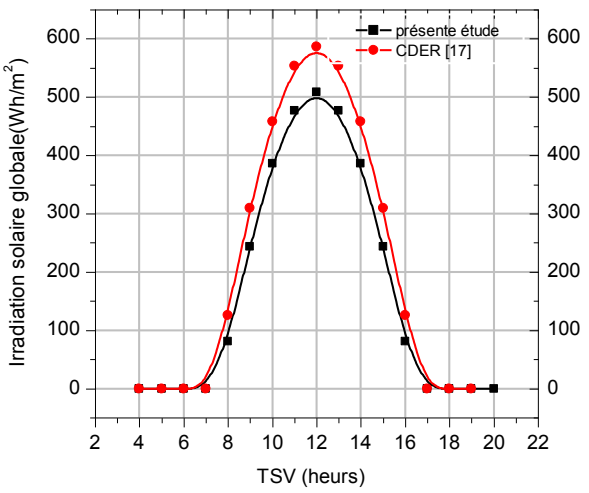


FIGURE 15. La comparaison des résultats de l'irradiation solaire pour le 15 décembre - Tissemsilt

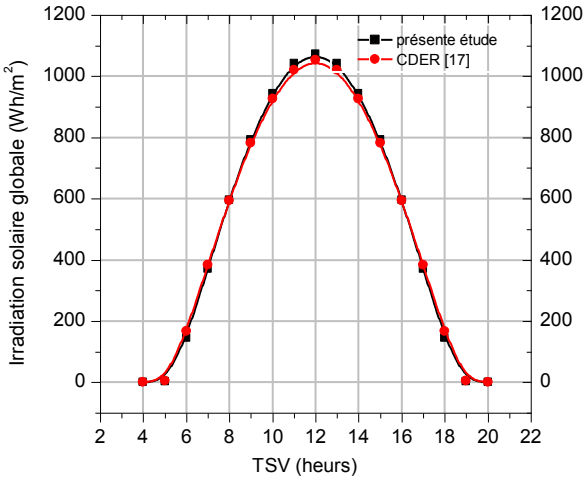


FIGURE 16. La comparaison des résultats de l'irradiation solaire pour le 15 juillet - Tissemsilt

L'examen des figures 15 et 16, fait ressortir la bonne concordance des résultats avec une erreur moyenne est inférieure à 4 %.

3.6. LA FAISABILITE D'IMPLANTATION D'UNE CENTRALE SOLAIRE A EFFET DE CHEMINEE AU NIVEAU DE LA LOCALITÉ DE TISSEMSILT

Pour un meilleur fonctionnement, une cheminée solaire doit être construite dans une région très ensoleillée. L'Algérie est donc parmi les endroits les plus favorables au monde. Par ailleurs, l'ensoleillement moyen est estimé à 1944 kWh/m2 sur une durée annuelle de 2999 h au niveau de Tissemsilt soit favorable pour une éventuelle étude de la tour solaire à effet de cheminée à la localité en question.

La puissance électrique (KW)	50 KW	100 KW	500 KW
Hauteur de cheminée (m)	154.89	309.78	1548.92
Diamètre de collecteur (m)	217.51	307.61	687.85

TABLEAU 1. La variation du diamètre et de la hauteur de la cheminée en fonction de la puissance électrique délivrée à la localité de Tissemsilt.

Le tableau 1 illustre les variantes de la faisabilité d'implantation d'une centrale solaire à effet de cheminée à la localité de Tissemsilt. Trois puissances sont proposées 50, 100 et 500 KW afin de déterminer la hauteur et le diamètre. L'étude de faisabilité montre que pour un diamètre et une hauteur égaux à 280 m, la puissance délivrée est la même. En dessous de cette valeur, l'influence de H est dominante. Au de là de cette valeur l'influence du diamètre est dominante et la puissance délivrée peut atteindre 1000 KW pour une hauteur de 1000 m, tandis que pour la même valeur de diamètre de 1000 m, la puissance délivrée n'est que 300 KW. On peut conclure que pour augmenter la puissance électrique délivrée par la cheminée il suffit de jouer sur le diamètre du collecteur.

4. CONCLUSIONS

A l'issue du travail effectué, les conclusions suivantes peuvent être établies :

- un programme sous l'environnement FORTRAN basé sur la détermination du rayonnement solaire selon le modèle de PERRIN Brichambaut à été élaboré,
- la radiation solaire varie au cours de la journée d'une manière Gaussienne. Elle est faible au voisinage du lever et du coucher du soleil ce qui correspond à une hauteur de soleil nulle et elle atteint le maximum au milieu de la journée c'est-à-dire à midi solaire quand la hauteur du soleil est maximale,
- la puissance développée est beaucoup plus élevée du mois de juillet que le mois de décembre, car l'éclairement solaire reçu au niveau du collecteur est très élevé dans ce mois,
- l'augmentation de la hauteur du tour solaire ainsi que le diamètre du collecteur conduit à une augmentation de la puissance électrique produite,
- la comparaison des résultats de l'irradiation solaire obtenus par cette présente étude et ceux du CDER montre la bonne concordance,
- la tour solaire peut produire 100 à 200 kilowatts d'électricité. Elle peut atteindre 1000 kW pour un diamètre de 1000 m et une hauteur de 200 m. Cette production est suffisante pour répondre aux besoins des petits villages.

REFERENCES

[1] Amel Dhahri, Ahmed Omri, A Review of solar Chimney Power Generation Technology, *International Journal of Engineering and Advanced Technology (IJEAT)*, Vol. 2, Issue-3, pp. 1-17, February 2013.

[2] W. Haaf, K. Friedrich, G. Mayr, and J. Schlaich, Solar Chimneys Part I: Principle and Construction of the Pilot Plant in Manzanares,*International Journal of Solar Energy*, vol. 2, pp. 3-20, 1983.

[3] W .Haaf, ―Solar Chimneys - Part II: Preliminary Test Results from the Manzanares Pilot Plant,‖ *International Journal of Solar Energy*, 2 (2), pp.141–161, 1984.

[4] S. Terol, The present state of research at the solar chimney power plant in Manzanares (Spain) and future prospects for large scale plants, in Proc. *International Congress on Renewable Energy Sources*, vol.1,p.1644,1 987.

[5] Schlaich, J., 1995. The Solar Chimney. *Edition Axel Menges*, Stuttgart.

[6] Padki, M.M., Sherif, S.A., Solar chimney for medium-to-large scale power generation. In: *Proceedings of the Manila International Symposium on the Development and Management of Energy Rexources*,vol. 1, Manila, Philippines, pp. 432–437, 1989.

[7] Bilgen, E., Rehault, J., Solar chimney power plants for high latitudes. *Solar Energy*, 79, pp. 449–458, 2005.

[8] Nizetic, S., Ninic, N., Klarin, B., Analysis and feasibility of implementing solar chimney power plants in the Mediterranean region. *Energy*, 33, pp. 1680–1690, 2008.

[9] N. Ninic, S. Nizetic., Elementary theory of stationary vortex columns for solar chimney power plants. *Solar Energy* 83, 462–476, 2009.

[10] B. Mebarki, B. Draoui, B. Allaoui, M. Djilali, L. Rahmani, Etude analytique d'une tour solaire à effet de cheminée destinée pour la production d'énergie électrique au sud ouest de l'Algérie, *International Conference en Electrical Engineering (CIGE'2013) 17-19 November 2013*, Bechar, Algeria

[11] S. Larbi, A. Bouhdjar and T. Chergui, 'Performance Analysis of a Solar Chimney Power *Plant in the Southwestern Region of Algeria*', *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 14, N°1, pp. 470 – 477, 2010.

[12] M. Tingzhen, L.Wei,Yanbin, G. Xuhu, P.Yuanb, Numerical simulation of the solar chimney power plant systems coupled with turbine, *Renewable Energy* 33, 897–905, 2008.

[13] A.Koonsrisuk, T.Chitsomboonont, A single dimensionless variable for solar chimney power plant modeling, *Solar Energy*, Vol. 83, pp. 2136–2143, 2009.

[14] R.M.Valle et M.F.Cortez, numerical analysis of natural laminar convection in a radial solar heater,*Int.J.Therm.Sci*.38,pp.42-50, 1999.

[15] Xinping Zhou, Fang Wang, Reccab M. Ochieng., A review of solar chimney power technology. *Renewable and Sustainable Energy Reviews* 14 (8), 2315–2338, 2010.

[16] CHELOUFI, D., Réalisation et expérimentation d'une cheminée solaire, *mémoire de master*, université Kasdi Merbah Ouargla, pp.18 – 29, 2013-2014.

[17] Rédha Yaiche et Abdellah Bouhanik, Atlas solaire algérien, *Centre de Développement des Energies Renouvelables*, EISSN/ISSN 1112-3850, 2013.

ÉTUDE NUMÉRIQUE DE LA CONVECTION FORCÉE 3D AVEC GÉNÉRATION D'ENTROPIE DANS UNE ENCEINTE CUBIQUE REMPLIE D'UN NANOFLUIDE

I. ZEGHBID*, R. BESSAÏH

Laboratoire d'Energétique Appliquée et de Pollution (LEAP), Département de Génie Mécanique, Université des Frères Mentouri-Constantine, Route de Ain El. Bey, Constantine 25000, Algérie.
*Auteur correspondant : ze.ilhem@gmail.com

RÉSUMÉ

Les effets du nanofluide sur la convection forcée laminaire et de la génération d'entropie dans une cavité cubique avec une paroi supérieure mobile sont étudiés dans le présent document. Le schéma numérique est basée sur la méthode des volumes finis avec l'algorithme SIMPLE, un calcul parrallèl a été effectué par le logiciel ANSYS FLUENT 14.0. Les résultats numérique montrent que l'augmentation du nombre de Reynolds augmente la génération d'entropie, tandis que l'incorporation des nanofluides dans le fluide de base minimise considérablement la génération d'entropie.

Mots Clés: *Nanofluide, Génération d'entropie, Convection forcée.*

NOMENCLATURE

Symboles :

L	longueur de la cavité, m
Ra	nombre de Rayleigh
Re	nombre de Reynolds, ($Re= \rho_f U_0 L/ \mu_f$)
Sf	génération d'entropie due au frottement
Sh	génération d'entropie due à la chaleur
St	entropie totale, J/kg.K
T	température, K
U_0	vitesse de la paroi supérieure de la cavité, m/s
u, v, w	composantes de la vitesse, $m.s^{-1}$
x, y, z	coordonnés cartésiennes, m

Lettres grecques :

α	diffusivité thermique, $m^2 s^{-1}$
ϕ	fraction volumique du solide
μ	viscosité dynamique, $kg\ m^{-1}s^{-1}$
ρ	masse volumique, Kg/m^3

Indices / Exposants :

c	paroi froide
f	fluide de base (eau)
h	paroi chaude
nf	nanofluide

1. INTRODUCTION

Le transfert de chaleur par convection forcée dans une cavité cubique a un intérêt dans de nombreuses applications technologiques, tels que les récepteurs solaires, les chaudiéres, les réacteurs nucléaires et les centrales électriques [1-3]. la plupart des fluides traditionnels, tel que l'eau, l'éthylène de glycol et de l'huile, ont des capacités limitées de transfert de chaleur. Avec les nanofluides, l'idée est alors d'insérer, au sein du fluide de base, des nanoparticules afin d'augmenter la conductivité thermique effective du mélange. La tendance contemporaine dans le domaine du ransfert thermique est orientée vers le deuxième principe de la thermodynamique et le concept de la minimisation de la génération d'entropie, une étude sur la convection

forcée laminaire d'un nanofluyide Al_2O_3 dans un tube chauffé uniformément a été effectuée, les résultats ont clairement révélé que l'ajout de nanoparticules a produit une remarquable augmentation du transfert de chaleur [4]. Un travail numérique exécuté sur l'amélioration du transfert de chaleur et de la production d'entropie d'un nanofluide sous un flux convectif laminaire dans des microcanaux, les résultats ont révélent que les microcanaux avec cylindre ont la meilleure perfermance de transfert de chaleur surtout au plus grand nombre de Reynolds [5]. Une étude analytique effectuée sur la première et la deuxième loi de la thermodynamique de la convection forcée entiérement développée à l'intérieur d'un conduit rectangulaire poreux saturé, ils ont employé le modèle de Darcy-Brinkman, cette étude à permettre de comparer et évaluer les termes de transfert de chaleur, la chute de pression et la génération d'entropie [6]. La génération d'entropie due à l'écoulement et le transfert de chaleur de nanofluide entre deux cylindres en co-rotation a été faite, les résultats présentés ont montré que le nanofluide TiO_2-eau est le plus approprié que Al_2O_3-eau à faible nombre de Brinkman [7].une analyse sur le problème du transfert de chaleur par convection mixte et de l'entropie pour l'écoulement des nanofluides dans une cavité ouverte a été opéré, les résultats ont montré l'ajout de nanoparticules modifie le comportement de l'écoulement ce qui réduit son intensité et augmente l'épaisseur de la couche limite thermique[8].une analyse sur la génération d'entropie des nanofluides pour deux types d'écoulement laminaire et turbulent a été procédée, ont trouvé dans le cas laminaire le taux de génération d'entropie est toujours supérieure à l'unité et augmente avec la fraction volumique, le comportement est contraire pour l'écoulement turbulent.

L'objectif de la présente étude est d'étudier la convection forcée laminaire et la génération d'entropie dans une cavité cubique avec un couvercle mobile, remplie d'un nanofluide Cu-eau. Les effets du nombre de Reynolds (Re=100, 500 et 1000) et de la fraction volumique du nanofluide ($0 \leq \phi \leq 0.20$) sur la génération d'entropie est étudiée en détail.

2. MODELE MATHEMATIQUE

La géométrie considérée dans cette étude est une enceinte illustrée sur la figure 1. La paroi mobile supérieure se déplace avec une vitesse uniforme U_0 est maintenue à une température froide T_c=300 K, la paroi inférieure est chauffée à une température de T_h=310 K. Les autres parois sont maintenues adiabatiques. Nous supposons que l'écoulement est laminaire, incompressible, Newtonien et visqueux.

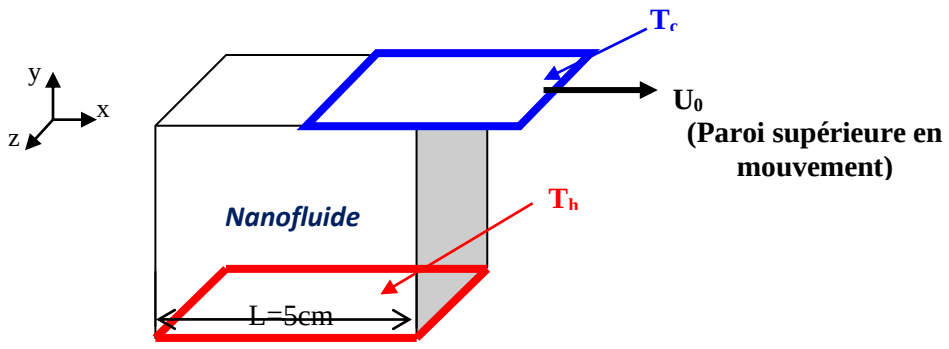


FIGURE 1. Cavité cubique remplie d'un nanofluide Cu-eau. La dimension de la cavité est L×L×L.

Les équations dimensionnelles régissants l'écoulement, s'écrivent comme suit :

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial z}=0 \qquad (1)$$

$$u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}+w\frac{\partial u}{\partial z}=\frac{1}{\rho_{nf}}\left[-\frac{\partial P}{\partial x}+\mu_{nf}\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial z^2}\right)\right] \quad (2)$$

$$u\frac{\partial v}{\partial x}+v\frac{\partial v}{\partial y}+w\frac{\partial v}{\partial z}=\frac{1}{\rho_{nf}}\left[-\frac{\partial P}{\partial y}+\mu_{nf}\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial z^2}\right)\right] \quad (3)$$

$$u\frac{\partial w}{\partial x}+v\frac{\partial w}{\partial y}+w\frac{\partial w}{\partial z}=\frac{1}{\rho_{nf}}\left[-\frac{\partial P}{\partial z}+\mu_{nf}\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right)\right] \quad (4)$$

$$u\frac{\partial T}{\partial x}+v\frac{\partial T}{\partial y}+w\frac{\partial T}{\partial z}=\alpha_{nf}\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right) \quad (5)$$

$$S_{gen}=\frac{k_{nf}}{k_f}\left[\left(\frac{\partial\theta}{\partial X}\right)^2+\left(\frac{\partial\theta}{\partial Y}\right)^2\right]+\varphi\left\{2\left[\left(\frac{\partial U}{\partial X}\right)^2+\left(\frac{\partial V}{\partial Y}\right)^2\right]+\left(\frac{\partial U}{\partial Y}+\frac{\partial V}{\partial X}\right)^2\right\}=Sh+Sf \quad (6)$$

Les conditions aux limites sont présentées pour notre étude sous forme dimensionnelle, comme suit :

A x=0 m : u= v=x=0 m/s, $\frac{\partial T}{\partial x}=0$ (paroi isolée)

A x=L=0.05m : u= v=w=0 m/s, $\frac{\partial T}{\partial x}=0$ W/m^2 (paroi isolée)

A y=0 m : u= v=w=0 m/s , T=Th=310K.

A y=L=0.05m : u=U0, v=w=0 m/s, T=TC=300K.

A z=0 m : u= v=w=0 m/s, $\frac{\partial T}{\partial z}=0$ W/m^2 (paroi isolée)

A z=L=0.05m : u= v=w=0 m/s, $\frac{\partial T}{\partial z}=0$ W/m^2 (paroi isolée)

La masse volumique, la viscosité, la capacité calorifique ainsi que la conductivité thermique des nanofluides sont calculées selon les expressions suivantes :

$$\rho_{nf}=(1-\varphi)\rho_f+\varphi\rho_s,\ \mu_{nf}=\frac{\mu_f}{(1-\varphi)^{2.5}},\ (\rho C_p)_{nf}=(1-\varphi)(\rho C_p)_f+\varphi(\rho C_p)_s,\ k_{nf}=k_f\frac{k_s+2k_f-2\varphi(k_f-k_s)}{k_s+2k_f+\varphi(k_f-k_s)}$$

La méthode numérique des volumes finis, développée par Patankar [10], a été employée pour discrétiser les différentes équations du modèle mathématique. Un maillage de 70×70×70 nœuds a été choisi pour faire les calculs nécessaires à la résolution de ces équations, puisqu'il est considéré pour avoir le meilleur compromis entre temps de calcul et précision (voir tableau 1). L'algorithme SIMPLE a été utilisé pour la résolution du couplage vitesse - pression, et la performance du logiciel ANSYS 14.0 a été testée par comparaison avec les résultats disponibles dans la littérature [11] (figure 2).

Maillage (x-,y-,z-)	Entropie totale St (J/kg.K)
40×40×40 nœuds	46.248
60×60×60 nœuds	37.895
70×70×70 nœuds	36.787
80×80×80 nœuds	36.046

TABLEAU 1. Effet du maillage (ϕ=0, Re=1000)

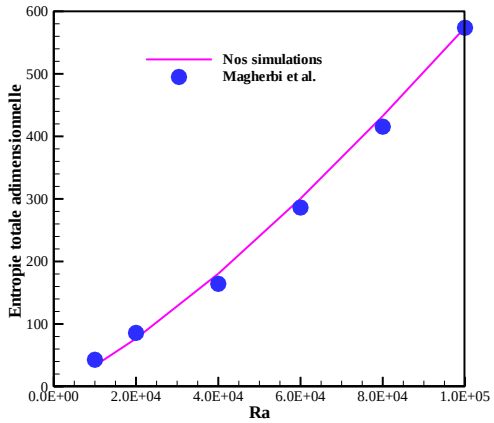
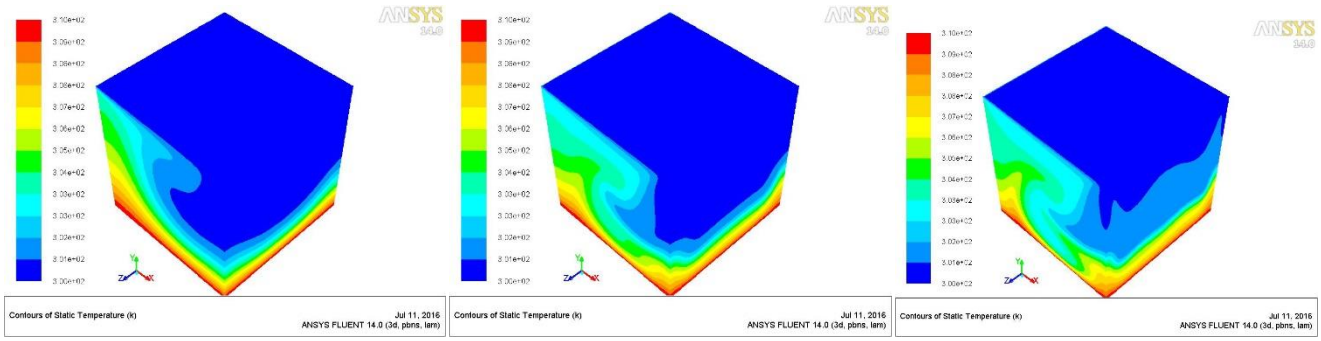


FIGURE 2. Variation de l'entropie totale adimensionnelle avec le nombre de Rayleigh (Ra= 1×10^4, 2×10^4, 4×10^4, 6×10^4 and 8×10^4) à $\phi=3\times10^{-3}$: Comparaison entre nos résultats et ceux de M. Megherbi et al. [11].

3. RESULTATS

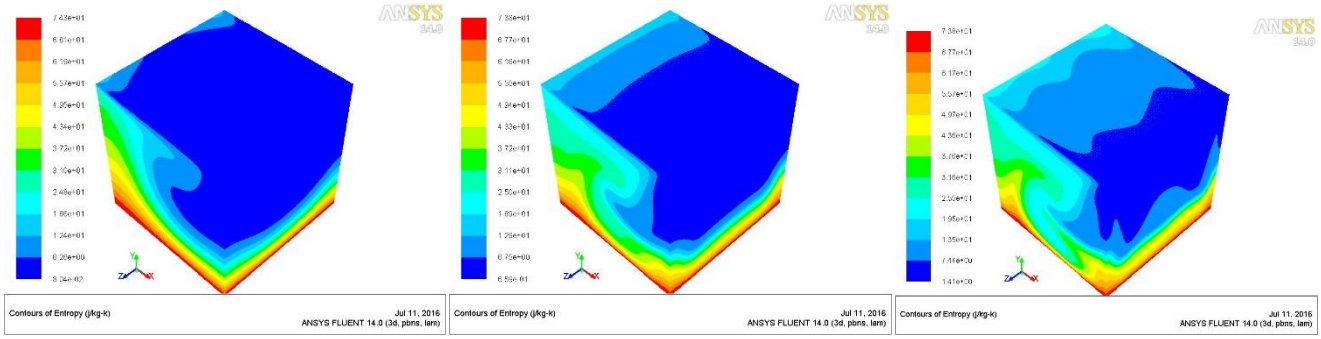
3.1 EFFET DU NOMBRE DE REYNOLDS, GENERATION D'ENTROPIE ET NANOFLUIDE SUR L'ECOULEMENT ET LE CHAMP THERMIQUE

Dans le but d'étudier la convection forcée dans une cavité cubique (LxLxL) avec L=5cm, munie d'un couvercle mobile rempli d'un nanofluide Cu-eau, des simulations ont été accomplies pour Re=100, 500 et 1000, pour voir l'effet du nombre de Reynolds sur la structure de l'écoulement et du transfert de chaleur. Nous pouvons voir un gradient de température assez grand dans le voisinage de la paroi chaude inférieure, une présentation accentué des isothermes a été apparu et qui devient de plus en plus importante au fur et à mesure le nombre de Reynolds augmente de 10% (figure3). La figure 4 présente les contours de l'accélération rapide de la génération d'entropie au sein de la cavité cubique sous l'effet de l'accroissement de l'écoulement, aussi la figure 5 qui expose clairement que l'ajout du nanoparticule (du 0% à 20%) au fluide de base provoque une minimisation de la génération d'entropie, donc l'augmentation de la fraction volumique du nanofluide est un facteur amortisseur pour la génération d'entropie. Aussi il est bien à noter que lorsque en augmente du nombre de Reynolds, les particules du nanofluide subies une accélération ce qui a montré le profil de vitesse au milieu de la cavité (figure6). Les figures 7 et 8 prouvent que l'incorporation croissante de la nanoparticule augmente la température du fluide, tandis que l'accélération de l'écoulement et l'augmentation de la vitesse, la température subit une diminution, alors pour réduire la production d'entropie totale lorsque la vitesse est maintenue constante (Re=500), une importante concentration des nanoparticules est nécessaire. Donc les résultats de simulation ont révélé que les performances de transfert de chaleur augmentent en raison de l'accélération de l'écoulement. La présence de nanoparticules dans un fluide de base a produit une augmentation considérable de la génération d'entropie et du transfert de chaleur. En outre montrent aussi que l'amélioration produit de la génération d'entropie et du transfert thermique augmente considérablement avec l'augmentation du nombre de Reynolds.



(a) Re=100 (b) Re=500 (c) Re=1000

FIGURE 3. Isothermes dans la cavité pour différentes valeurs de Reynolds (ϕ=0.10, cu-eau nanofluide).



(a) Re=100 (b)=Re=500 (c) Re=1000

FIGURE 4. Entropie génération dans la cavité pour différentes valeurs de Reynolds (ϕ=0.10, cu-eau nanofluide).

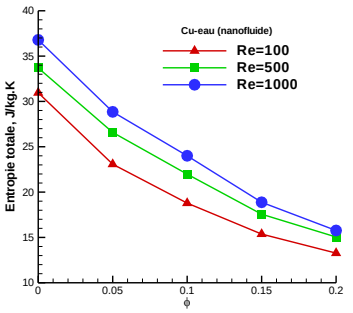


FIGURE 5.Variation de l'entropie totale St en fonction de la concentration ϕ pour différentes valeurs de Reynolds Re.

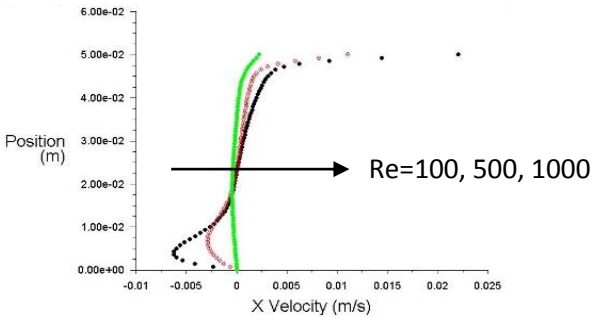


FIGURE 6. Profils de la vitesse u (m/s) pour différents valeurs de Re au milieu de la cavité (ϕ=0.10 cu-eau nanofluide)

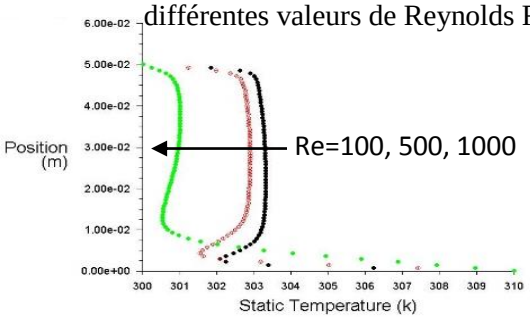


FIGURE 7. Profils de la température T (K) pour différents valeurs de Re au milieu de la cavité (ϕ=0.10 cu-eau nanofluide)

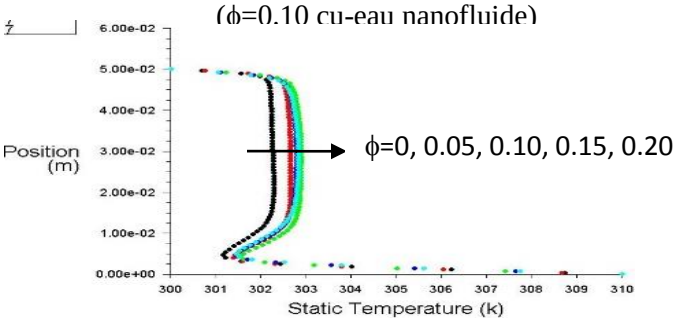


FIGURE 8. Profils de la température T (K) pour différents valeurs de ϕ=0.10 au milieu de la cavité (Re=500)

4. CONCLUSIONS

Cette étude a fourni un aperçu clair sur le comportement thermique d'un nanofluide dans une cavité cubique. Les avantages et les inconvénients de la présence de nanoparticules, qui augmentent le transfert de chaleur, ainsi que la perte d'énergie par le système. Les résultats trouvés peuvent facilement être mis à profit pour divers transferts de chaleur pratique et les applications thermiques pour parvenir à une progression dynamique dans le domaine du transfert de chaleur à l'échelle nano.

REFERENCES

[1] E. G. Fisher, Extrusion of plastics, *Wiley*, New York, 1976.

[2] T. Altan, S.O.H., Gegel, Metal forming fundamentals and applications, *American Society Of Metals, Metals Park, OH*, 1979.

[3] Z. Tadmor, I. Klein, Engineering principles of plasticating extrusion, *Polymer Science And Engineering Series*, *Van Nortrand Reinhold*, New York, 1970.

[4] S. Maïga, S. Palm, C. Nguyen, G. Roy and N. Galanis, Heat transfer enhancement by using nanofluids in forced convection flows, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, 26, 530-546, 2005.

[5] P. Li, Y. Xie, D. Zhang and G. Xie, Heat transfer enhancement and entropy generation of nanofluids laminar convection in microchannels with flow control devices, *Entropy*, 18, 134, 2016.

[6] K. Hooman, H. Guergenci and A. Merrikh, Heat transfer and entropy generation optimization of forced convection in a porous-saturated duct of rectangular cross-section, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 50, 2051-2059, 2007.

[7] O. Mahian, S. Mahmud and S. Heris, Analysis of entropy generation between co-rotating cylinders using nanofluids, *Energy*, 44, 438-446, 2012.

[8] Z. Mehrez, M. Bouterra, A. El Cafsi and A. Belghith, Heat transfer and entropy generation analysis of nanofluids flow in a open cavity, *Computers & Fluids*, 88, 363-373, 2013.

[9] P. Sing, K. Anoop, T. Sundararajan and S. Das, Entropy generation due to flow and heat transfer in nanofluids, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 53, 4757-4767, 2010.

[10] S.V. Patankar, *Numerical Heat Transfer*, McGraw Hill, 1980.

[11] M. Magherbi, H. Abbassi and A. BenBrahim, Entropy generation at the onset of natural convection.

International Journal of Heat and Mass Transfer, 46, 3441–3450, 2003.

NUMERICAL STUDY OF COOLING ENHANCEMENT: HEAT SINK WITH HOLLOW PERFORATED ELLIPTIC PIN FINS

Fatima Zohra BAKHTI[1], Mohamed SI-AMEUR[2]

[1]University Med Boudiaf, Faculty of Technology, Mechanical Department28000 M'sila, Algeria,
fz_bakhti@yahoo.fr
[2]University Hadj Lakhdar, Faculty of Technology, Mechanical Department
LESEI/Avenue Chahid Boukhlouf Med Elhadi, 05000 Batna, Algeria, msiameur@yahoo.fr

ABSTRACT

A mixed convective heat transfer in hollow perforated pin fins array with inline arrangement subject to a vertical impinging flow is numerically investigated. The governing equations based on Navier-Stockes equations are solved by adopting a three dimensional finite volume numerical model. The aim is to asses the thermal performance of the new heat sink (perforated pin fins) under several significant parameters such geometrical position of the hole (ht =10, 20, 30, 40mm) and the Reynolds number (Re = 50–500). The effects of the height of horizontal hole and the vertical perforation on the thermal dissipation rate and the pressure drop are explicetly undertaken and compared to the standard configuration (without perforation).

Keywords: *cooling of the electronics components, perforated pin fins, elliptic hollow pin fins, mixed convection.*

NOMENCLATURE

Symbols :

h_t height of horizontal hole, m
H height of pin fin, m
K_f heat thermal conductivity of the fluid, W/m.K
K_S heat thermal conductivity of the solid , W/m.K
L length of base plate , m
$\overline{Nu}$ the mean Nusselt number based on D_h ($=\bar{h}.D_h/K_f$)
Q heat generated by the electronics component , W
$\dot{q}_s$ heat generated per unit volume, W/m^3
Re Reynolds number($=\rho.u_0.D_h/\mu$)
S_L longitudinal pitch , m
S_T transversal pitch , m
T_o inlet air temperature ,K
u, v, w velocity components in x, y, z directions
u_0 inlet air velocity , m/s
W width of base plate , m
w_b thickness of base plate ,m
w_S thickness of source volume , m
x, y, z cartesian coordinates

Greek Letters:

β thermal expansion coefficient , 1/K
μ dynamic viscosity, Kg/m.s
ν kinematic viscosity ($=\mu/\rho$) , m^2/s
ρ the fluid density , Kg/m^3
ρ_o the fluid density at T_o, Kg/m^3

1. INTRODUCTION

Enhancement of heat transfer surfaces has been developed over the years, and become the main focus in the heat exchanger industry. Extended surfaces or fins are an example of passive methods that are frequently used for enhancing heat transfer in heat exchanging devices for the purpose of increasing the heat transfer between a primary surface and ambient fluid. The use of perforated fins has been considered as one of the promising and useful methods in fins optimization. Sara et al. [1,2] indicated that the increase of different parameters relating

to the perforated blocks such as the perforation diameter, open area ratio, and the inclination of the perforations holes towards the surface of the plate improves heat transfer. The numerical results of Shaeri and Yaghoubi [3,4] show that the perforated longitudinal fins have a remarkable increase in heat transfer and reduced weight compared to solid fins. The studies of shaeri and Jen [5,6] is a complement of numerical investigation of Shaeri and Yaghoubi [4] to examine the effects of the size and number of perforations on the thermal characteristics of an array of perforated fins. Ismail [7] and Ismail et al. [8] indicated that the hexagonal perforated fins showed greater heat transfer enhancement performance, the circular perforated fins had slightly higher effectivity than the hexagonal perforated ones, and the triangular perforated fins had lowest skin friction coefficient value than the other types of fins considered. Al-Damook et al. [9] presented a numerical analysis of conjugate heat transfer from cylindrical fin pins with multiple circular, square and elliptic perforations. The results showed that the circular perforations provided the greatest enhancement in heat transfer and elliptical perforations minimize pressure drop.

2. NUMERICAL SIMULATION

A perspective view of the computational domain is shown in Figure 1. It consists of 14x7 of elliptic hollow fins arranged in an inline manner and attached to the upper surface of the common base plate. The dimensions of the base plate are L=W=164mm and w_b=12mm. Each hollow pin fin has semi-minor exterior and interior axis respectively equal 8 and 6mm and semi-major exterior and interior axis equal 12mm and 10mm and height H=81.6mm. The fins were perforated with the horizontal circular hole at the height h_t =10mm, 20mm, 30mm and 40mm from the bottom tip by d_t diameter equal 5mm. The longitudinal and transverseal pitches are S_L=11.5mm and S_T=22.5 respectively. Air passes through the heat sink as a coolant, thus taking away the heat generated in electronic component made from sillicium with the thickness w_b =10mm attached to the bottom of the heat sink and generates a quantity of heat Q=400W.

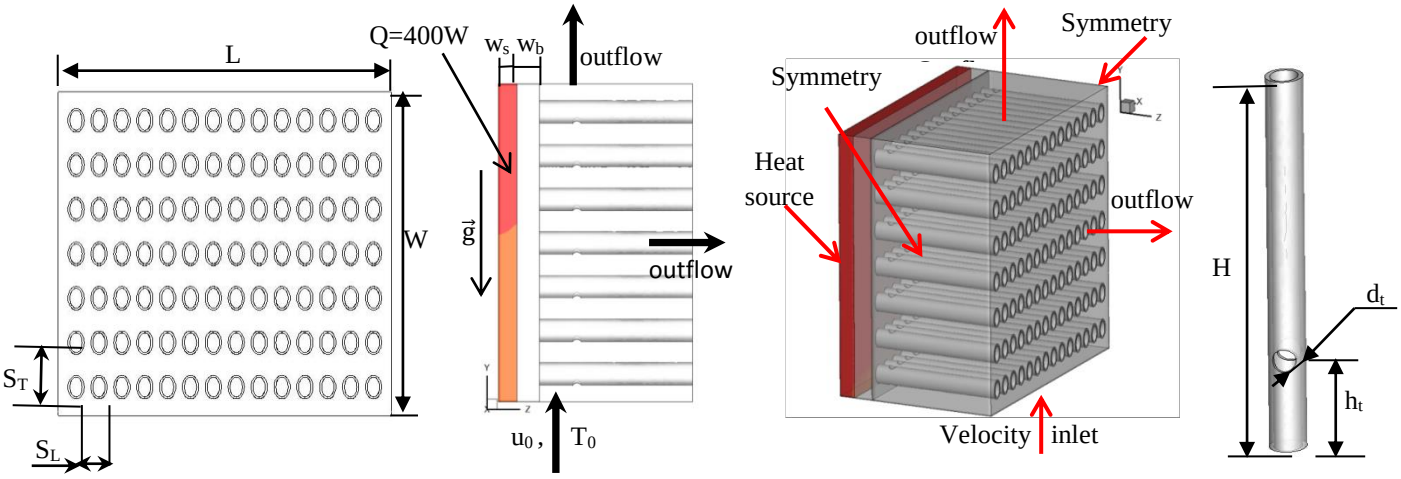


FIGURE 1. Designed geometry , Perspective view of the heat sink and a single perforated pin-fin configuration

The present study assumes that the flow is steady, laminar and 3D. The cooling fluid, which is air, is also assumed to be Newtonian and incompressible. All fluid thermo-physical properties are assumed uniform except for density in the buoyancy term, which is modeled using the Boussinesq approximation. Radiation is assumed to be negligible. The governing equations of conservation of mass, momentum and energy after applying the above assumptions are,

-Air side

Continuity equation

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial v}{\partial y}+\frac{\partial w}{\partial z}=0 \quad (1)$$

x- Momentum equation.

$$u\frac{\partial u}{\partial x}+v\frac{\partial u}{\partial y}+w\frac{\partial u}{\partial z}=-\frac{1}{\rho_0}\frac{\partial p}{\partial x}+\vartheta\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial z^2}\right) \quad (2)$$

y- Momentum equation.

$$u\frac{\partial v}{\partial x}+v\frac{\partial v}{\partial y}+w\frac{\partial v}{\partial z}=-\frac{1}{\rho_0}\frac{\partial p}{\partial y}+\vartheta\left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 v}{\partial z^2}\right)+g\beta(T-T_0) \quad (3)$$

z- Momentum equation.

$$u\frac{\partial w}{\partial x}+v\frac{\partial w}{\partial y}+w\frac{\partial w}{\partial z}=-\frac{1}{\rho_0}\frac{\partial p}{\partial z}+\vartheta\left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 w}{\partial z^2}\right) \quad (4)$$

Energy equation

$$u\frac{\partial T}{\partial x}+v\frac{\partial T}{\partial y}+w\frac{\partial T}{\partial z}=\frac{K_f}{\rho_0 C_P}\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right) \quad (5)$$

-Solid side

$$K_S\left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial y^2}+\frac{\partial^2 T}{\partial z^2}\right)+\dot{q}_s=0 \quad (6)$$

Where, K_f and K_S is the heat sink thermal conductivity respectively of the fluid and the solid, $\dot{q}_s$ is the heat generated per unit volume;

$$\dot{q}_s=\frac{Q}{V}$$

Q the heat generated by the electronic component (W), V the volume of the electronic component (m^3)

-Boundary conditions

-Inlet flow condition (velocity-inlet)

$u = w = 0$, $v = u_0$, $T = T_0 = 293.16K$ (7)

-Outlet condition1: (Outflow), At plane (x, y=W, z)

$$\frac{\partial u}{\partial y}=\frac{\partial v}{\partial y}=\frac{\partial w}{\partial y}=\frac{\partial T}{\partial y}=0 \quad (8)$$

-Outlet condition 2: (Outflow), At plane (x, y, z=H)

$$\frac{\partial u}{\partial z}=\frac{\partial v}{\partial z}=\frac{\partial w}{\partial z}=\frac{\partial T}{\partial z}=0 \quad (9)$$

-At planes x = 0 and x = W, we chose a symmetry conditions:

$$\frac{\partial u}{\partial x}=\frac{\partial w}{\partial x}=\frac{\partial T}{\partial x}=0, v=0 \quad (10)$$

-A heat source $\dot{q}_s$ is generated inside of the electronic component.

$$\dot{q}_s=\frac{Q}{V}=1487210 W/m^3 \quad (11)$$

Q=400W, V=164 mm x 164 mm x 10 mm = 268960 mm^3

- The top surface of pin fin (z = H) is well insulated.
- The contour of the base of the heat sinks and the electronics component are supposed to be adiabatic

-The heat flux between the interface of the fluid and the solid walls is coupled and its continuity between the interface of the solid and the liquid is given as:

$$K_S.\left.\frac{\partial T}{\partial n}\right|_{wall}=K_f.\left.\frac{\partial T}{\partial n}\right|_{wall} \quad (12)$$

The continuity, momentum and energy Equations (1)–(6) along with the boundary conditions (7)–(12) were solved numerically using a three-dimensional commercial CFD package, Fluent 6.3.26 which employs a finite volume method. A second-order upwind scheme was used to discretize the combined convection and diffusion terms in the momentum and energy equations. The SIMPLE algorithm was employed to solve the coupled pressure–velocity fields in the equations. The solution is assumed converged when the normalized residuals of the continuity and momentum equation fall below 10^{-3} while that of the energy equation falls below 10^{-6}.

3. RESULTATS AND DISCUSSIONS

Figure 2. shows temperature distribution through hollow/perforated elliptic pin fins, (a) at the horizontal plane going through the hole (b) at the middle section of the computational domain, i.e. x=0.075m and (c) for different height hole (h_t=10mm, 20mm, 30mm, 40mm) and under the condition of Re = 250. From this figure it can be observed the fin temperature gradually increases in the direction of the flow due to the decrease in the velocity of flow and hence the cooling of the fins decrease.

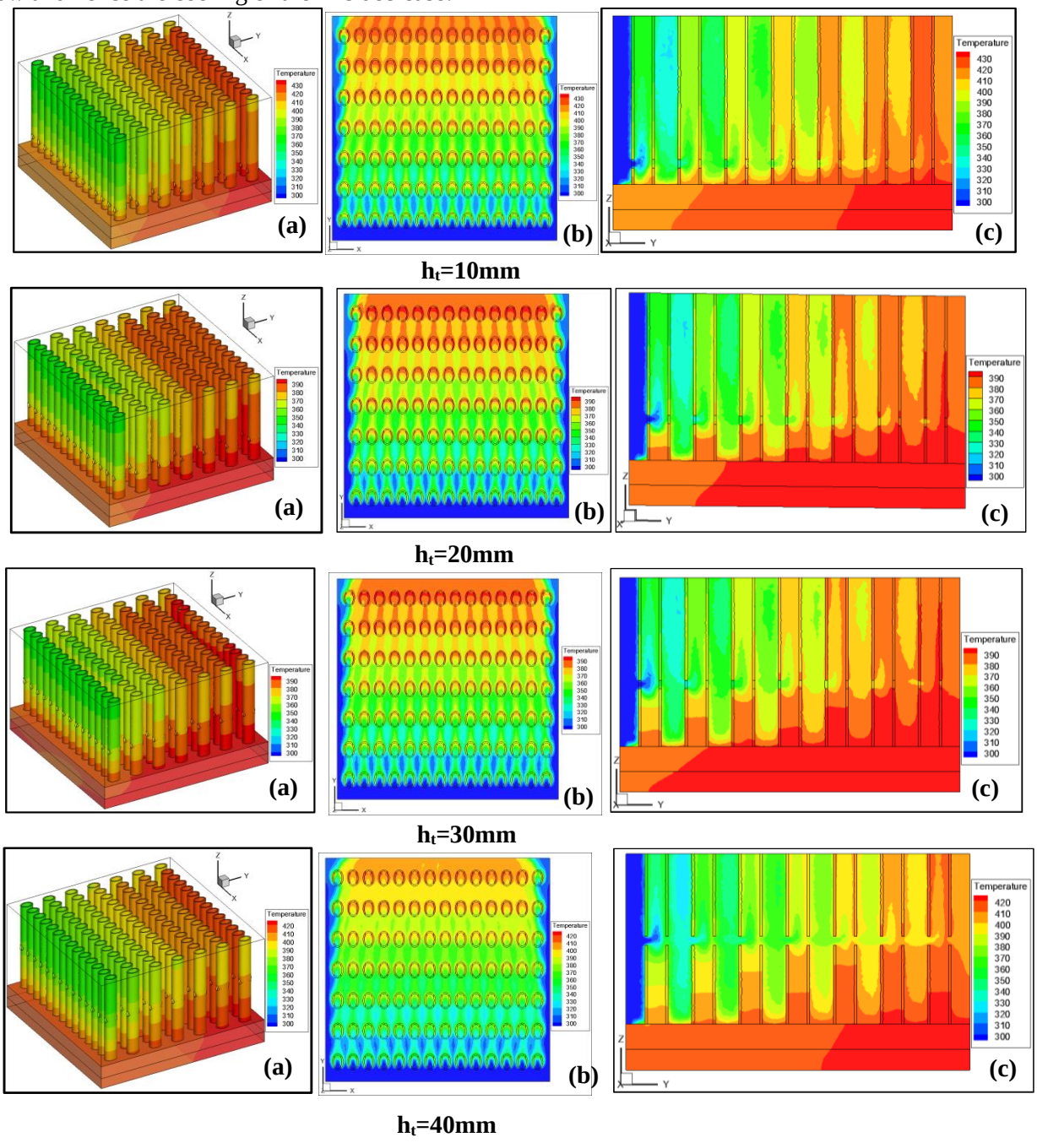
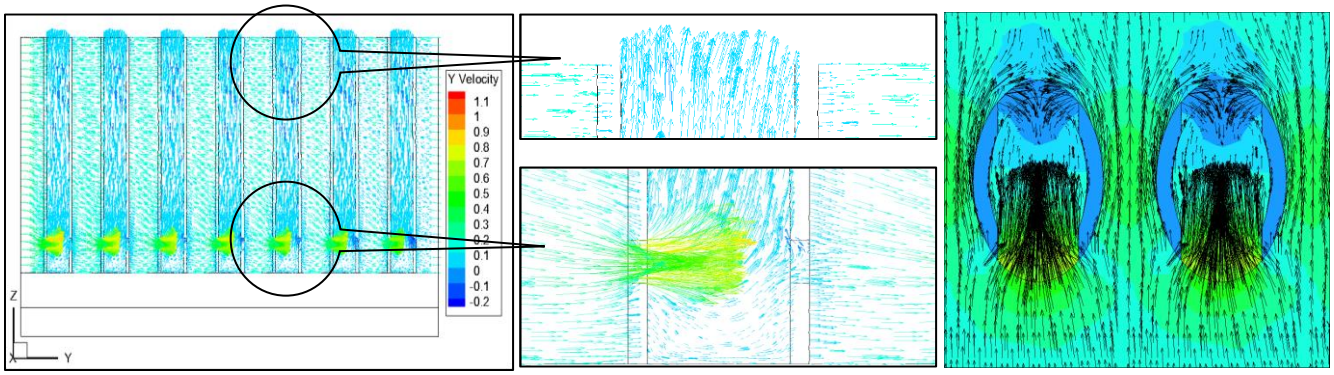


FIGURE 2. Contours of static temperature : (a) in the solid heat sink, (b) at the horizontal plane through the horizontal hole, (c) of the air at the middle of the sink at x =0.075m for Re=250**.**

It is also seen that for different types of the fins the maximum temperature is at the fin base and it reduces to the tip because the fin takes the heat from the bottom heated plate thus taking away the heat generated by the electronic component. It is also seen that for different values of h_t, the fluid adjacent to the fins attains the maximum temperature, the fins take the heat from the bottom heated plate and the fluid takes away this heat

from the fins. Thus, the height value of the fluid temperature is observed at the bottom of the sink at the base plate and decreases as it moves along the height, the temperature difference between the fins and the surrounding fluid decreases along the height

Figure 3. (a) and (b) Show respectively the velocity vector fields at vertical plane x=0.075mm and on the horizontal plane going through the hole for height hole h_t=10mm and under the condition of Re = 250. As can be seen from this figures that the velocity profile of the air through the pin-fin heat sink with tends to be the same. The flow velocity profile shows that the air tends to flow through both sides of the pin-fins with a reduced velocity in regions between the pin-fins in the flow directions because of reduction of the space between the fins.



(a) (b)

FIGURE 3. Velocity vectors for Re=250 and ht=10mm (a) in the plane x=0.075m (b) in the plane through the horizontal hole

A comparison of the variation of the average Nusselt number against Reynolds number for perforated hollow pin fins for various height hole and solid fins are shown in figure 4. Form figure it is observed that for solid and perforated fins the Nusselt number increases with the increase of Reynolds number. It can be noted that the perforated fins yield the highest and the solid fins the lowest Nusselt number at all Reynolds numbers in the range considered here.

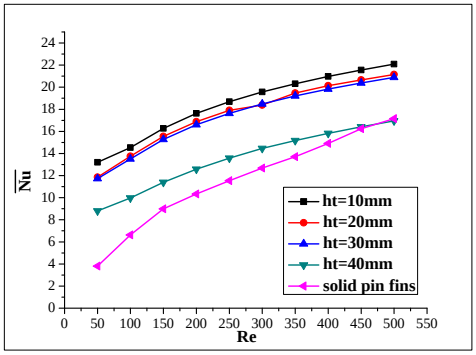


FIGURE 4. Variation of the mean Nusselt number according to Reynolds number

Perforated fins have a higher Nusselt number because, with introduicing the perforation the area exposed to convection increased and increased interaction between fin and fluid, which increases the convective heat transfer. The perforated fins of h_t=10mm height of hole have the highest Nusselt number in comparison with the fins having h_t=20mm, 30mm and 40mm. This is probably due to stronger interactions between the air flow that are in closer proximity of base of heat sink for ht=10mm compared with other types of perforated pin.

4. CONCLUSIONS

In this paper, 3D Numerical analysis of mixed convective heat transfer of solid fin arrays and new design hollow/ perforated elliptic fins four different heights of horizontal hole were carried. Calculations were carried out for a range of Reynolds numbers from 50 to 500 and height horizontal hole h_t=10mm, 20mm, 30mm, 40mm. The conclusions drawn from the present study may be summarized as:

- With the increase in Reynolds number the Nusselt number of solid and perforated fin increases.
- The enhancement in the heat transfer with perforated fins is higher than that with the solid fins as for whole tested range of Reynolds number and for all height of perforation.
- The perforated fins yield the highest and the solid fins the lowest Nusselt number at all Reynolds number.
- For perforated fins, with the decrease of the height of the hole, Nusselt number increase. The perforated fins of ht=10mm height of hole have the highest Nusselt number in comparison with other value of height of the hole.

REFERENCES

[1] O.N. Sara, T. Pekdemir, S. Yapici, H. *Ersahan. Thermal performance analysis for solid and perforated blocks attached on a flat surface in duct flow*. *Energy Conversion and Management* 41, 1019-1028, 2000.

[2] O.N. Sara, T. Pekdemir, S. Yapici, M. Yilmaz. Heat transfer enhancement in a channel flow with perforated rectangular blocks. *International Journal of Heat and Fluid Flow* 22, 509-518, 2001.

[3] M.R. Shaeri, M. Yaghoubi. Numerical analysis of turbulent convection heat transfer from an array of perforated fins. *International Journal of Heat and Fluid Flow* 30, 218–228, 2009.

[4] M.R. Shaeri, M. Yaghoubi. Thermal enhancement from heat sinks by using perforated fins. *Energy Conversion and Management* 50, 1264–1270, 2009.

[5] Mohammad Reza Shaeri, Tien-Chien Jen. The effects of perforation sizes on laminar heat transfer characteristics of an array of perforated fins. *Energy Conversion and Management* 64, 328–334, 2012.

[6] M.R. Shaeri, T.C. Jen, Turbulent heat transfer analysis of a three-dimensional array of perforated fins due to changes in perforation sizes. *Numerical Heat Transfer*. Part A: Appl. 61 (11) 16, 2012.

[7] Md. Farhad Ismail. Effects of perforations on the thermal and fluid dynamic performance of a heat exchanger. *IEEE Transactions on Components, Packaging And Manufacturing Technology*, Vol. 3, No. 7, 2013.

[8] Md. Farhad Ismail, Muhammad Noman Hasan, Suvash C. Saha. Numerical study of turbulent fluid flow and heat transfer in lateral perforated extended surfaces. *Energy* 64, 632-639, 2014.

[9] Amer Al-Damook, J.L. Summers, N. Kapur, H. Thompson. Effect of different perforations shapes on the thermal-hydraulic performance of perforated pinned heat sinks. *Journal of Multidisciplinary Engineering Science and Technology (JMEST)*, Volume 3 Issue 4, 2016.

ELABORATION DE NANOPARTICULES DE STANNATE DE ZINC, CARACTERISATION ET APPLICATION DANS LE DOMAINE DE LA DEPOLLUTION ENVIRONNEMENTALE

L. AMIRACHE[1], F. BARKA-BOUAIFEL[1], M. BEN ALI[2], B. SIEBER[3], H. ELHOUICHET[2], R. BOUKHERROUB[4]

[1]LTMGP, Faculté de Technologie, Université de Bejaia, 06000, Algérie, E-mail:amirachelylia@yahoo.fr
[2]LPCMM A, Centre National de Recherches en Sciences des Matériaux, B.P. 95, Hammam-Lif, 2050, Tunisie
[3] UMET, UMR CNRS 8207, Université Lille 1, 59655, Villeneuve d'Ascq Cedex, France
[4]IEMN, UMR CNRS8520, Université Lille1, Avenue Poincaré, BP60069, 59652 Villeneuve d'Ascq, France

RÉSUMÉ

Dans ce travail, des nanoparticules de Zn_2SnO_4 ont été synthétisées par la méthode hydrothermale utilisant NaOH comme minéralisateur. Les caractérisations des nanoparticules de ZTO ainsi obtenues (DRX, MET, MET à haute résolution et XPS) ont montré la formation d'une phase pure de ZTO. Le spectre de photoluminescence des nanoparticules de ZTO, à température ambiante, montre une large bande d'émission de 430 à 700 nm. L'activité photo-catalytique des nanoparticules de ZTO a été évaluée pour la photo-dégradation de la rhodamine B (RhB), un polluant particulièrement présent dans les rejets de l'industrie textile, sous irradiation de la lumière visible ($\lambda > 420$ nm).
Les résultats obtenus avec les NPs de ZTO illustrent la grande performance photo-catalytique de ce catalyseur. Ces résultats sont très intéressants pour une application utilisant directement l'énergie solaire pour la dépollution.

Mots-clés : *NPs de Zn_2SnO_4, Synthèse hydrothermale, semi-conducteurs, Photocatalyse, irradiation visible.*

1. INTRODUCTION

La recherche scientifique et le développement économique et industriel ont conduit à la naissance des disciplines de la nanoscience et de la nanotechnologie qui ont mené au développement de nanomatériaux. Ces derniers possèdent au moins une dimension de l'ordre du nanomètre et se présentent sous différentes formes (nanoparticules, nanotubes, nano bâtonnets, etc…). Leurs propriétés physiques diffèrent de celles des matériaux massifs et font d'eux des objets très intéressants à étudier d'un point de vue fondamental et très attractifs dans le domaine des applications technologiques.
Le stannate de zinc (Zn_2SnO_4 ou ZTO) a attiré beaucoup d'attention en raison de ses propriétés très intéressantes le rendant approprié à une grande variété d'applications en tant qu'oxyde conducteur transparent[1], en optoélectronique[2], en détection[3-5] ou en photo-catalyse pour la dépollution[6-10].
Diverses méthodes ont été employées pour élaborer des nanostructures de Zn_2SnO_4 parmi lesquelles on peut citer la synthèse hydrothermale[11-15]. Un avantage remarquable de cette méthode est l'utilisation d'une température de réaction relativement basse pour produire ZTO cristallin[15].
Dans ce travail, des nanoparticules de Zn_2SnO_4 ont été synthétisées par la méthode hydrothermale utilisant NaOH comme minéralisateur.

2. CARACTERISATION-ACTIVITE PHOTOCATALYTIQUE

Les caractérisations (DRX, MET et METHR) des nanoparticules de ZTO ainsi obtenues ont montré la formation d'une phase pure de ZTO.

Sur la figure 1 représentant le spectre de diffraction des rayons X des nanoparticules de Zn_2SnO_4, tous les pics de diffraction sont compatibles avec les données des fiches JCPDS (74-2184) correspondant à Zn_2SnO_4 avec les paramètres de maille a = b = c = 8,657 Å. La taille moyenne des nanoparticules de Zn_2SnO_4 synthétisées a été estimée par la formule de Debye-Scherrer à environ 25 nm.

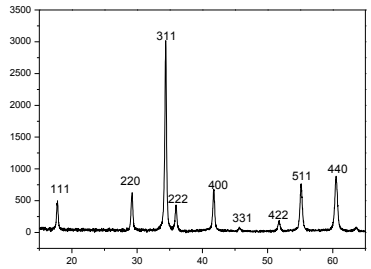


FIGURE 1 : Spectre de diffraction des rayons X des NPs de Zn_2SnO_4.

La morphologie détaillée des NPs est donnée par MET et METHR (Figure 2). Les images MET ont révélé la formation de nanoparticules sphériques avec un diamètre dans la gamme de 10 à 40 nm, en bon accord avec le résultat de la méthode de Debye Scherrer.
Visiblement, la plupart des NPs sont de taille uniforme (environ 25 nm) avec quelques cristallites de grandes tailles (40 nm). A partir de l'image METHR, les franges de réseau claires dans les images METHR confirment la bonne cristallinité des NPs synthétisées par la méthode hydrothermale en utilisant NaOH comme minéralisateur. Il a été démontré récemment que les propriétés physiques de NPs de ZTO dépendent fortement du type de minéralisateur[13, 16-20].

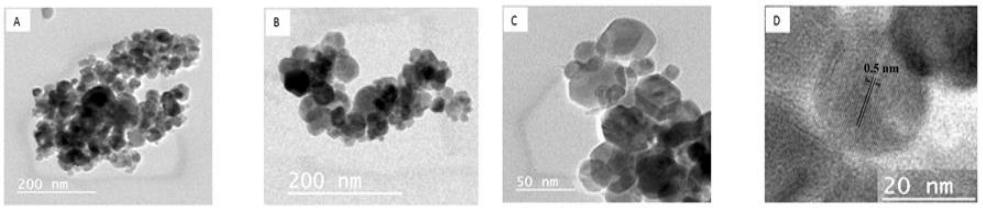


FIGURE 2 A, B, C : Images MET des NPS de Zn_2SnO_4 ; D : Image METHR de réflexion d'une NP de Zn_2SnO_4 selon le plan (111).

La spectroscopie Raman a été utilisée pour obtenir plus d'informations sur la structure des NPs de ZTO (figure 3). Les pics importants situés à 528 cm^{-1} et à 668 cm^{-1} représentent respectivement les modes de vibration F_{2g} et A_{1g} relatifs à la structure spinelle de Zn_2SnO_4[21, 22].

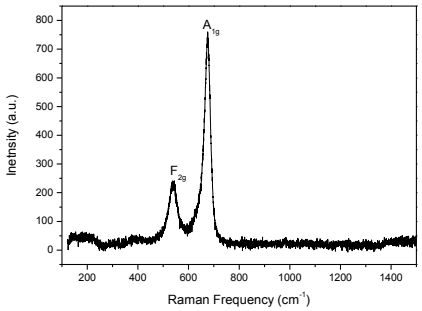


FIGURE 3: Spectre Raman des NPS de ZTO sous λ_{exc}= 632,8 nm.

Il ressort de ce spectre qu'aucun pic Raman relatif à des impuretés n'est observé, ce qui confirme ainsi la phase cubique pure de ZTO. Il convient de souligner que le mode avec la plus grande intensité à 668 cm^{-1} peut être attribué à l'élongation symétrique des liaisons Zn-O dans les tétraèdres ZnO_4 de la structure spinelle inverse[21]. Dans cette structure, les ions d'oxygène adoptent une structure cubique à faces centrées (CFC), où tous les ions Sn^{4+} sont en coordination octaédrique, alors que la moitié des ions Zn^{2+} sont répartis en coordination tétraédrique et l'autre moitié en coordination octaédrique[23]. Le mode de vibration à 528 cm^{-1} est caractéristique des sites octaédriques MeO_6 (Me = Zn, Sn). Ces modes de vibration sont en accord avec des mesures citées dans la littérature[21, 23].

La spectroscopie de réflectance diffuse est utilisée pour étudier l'absorption optique des NPs de ZTO (figure 4 a). La conversion des données de réflectance à l'absorbance a été effectuée à l'aide de la fonction de Kubelka-Munk[24] : $\alpha/S = (1-R)^2/2R$ avec α est le coefficient d'absorption, R est la réflectance et S est le coefficient de la diffusion.
L'augmentation de l'absorbance, représentée sur les deux parties de la courbe, correspond à des transitions directes interdites[25].

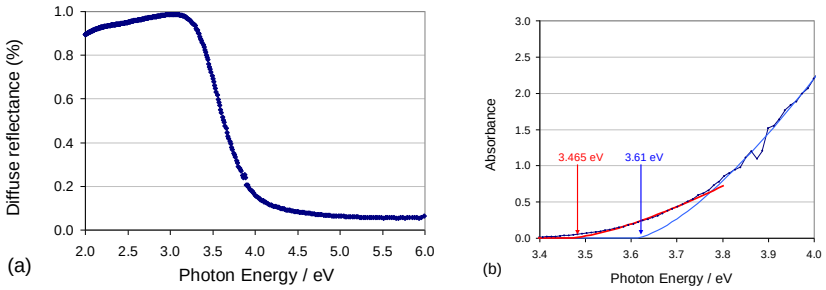


FIGURE 4 : (a) Spectre de réflectance diffuse UV-vis des NPs de ZTO ; (b) Spectre d'absorbance ajusté des NPs de ZTO.

L'absorbance augmente lentement, dans la gamme de 3,65 à 4,35 eV, puis plus rapidement au-dessus de 4,35 eV (figure 4 b). Les valeurs de l'écart de bande sont de 3,65 eV et 4,05 eV, respectivement. La première correspond à la largeur de bande interdite fondamentale depuis le passage interdit au niveau du point de la zone de Brillouin de Γ qui induit une augmentation lente de l'absorbance[26]. Par contre, la seconde correspond à la participation d'une bande de valence de faible énergie dans la transition. Ainsi, la largeur de la bande interdite des NPs peut être estimée à 3,65 eV, en accord avec de nombreux résultats bibliographiques obtenus sur des NPs de diamètres situés dans la gamme de 5-500 nm[14, 19, 27-30].
La spectroscopie de photoélectrons-X (XPS) a été utilisée pour évaluer la composition chimique des NPs de ZTO. Sur le spectre XPS vue d'ensemble des NPs de ZTO (figure 5), les bandes du zinc, de l'oxygène, de l'étain et du carbone sont clairement identifiées. Elles sont situées à : 1021,6 (Zn_{2p}), 531,1 eV (O_{1s}), 486,5 eV (Sn_{3d}) et 285 eV (C_{1s}). Ce pic provient probablement de la contamination de la surface pendant le transfert de l'échantillon et sa manipulation.

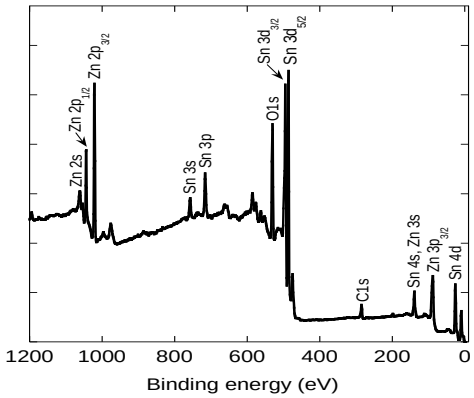


FIGURE 5 : Spectre XPS vue d'ensemble de nanoparticules de ZTO.

Le spectre de photoluminescence des nanoparticules de ZTO, à température ambiante, montre une large bande d'émission située entre 430 et 700 nm sous une excitation de 325 nm comme cela est montré sur la figure 6. La dé-convolution de ce spectre par des fonctions gaussiennes permet l'identification des différentes bandes qui le composent. En effet, la bande visible peut être facilement lissée de trois bandes gaussiennes : Une émission de couleur bleue située à 432 nm, une émission, la plus dominante, de couleur verte à 508 nm. Cette émission peut être attribuée à des défauts tels qu'une lacune d'oxygène V_O qui agit comme un niveau donneur[31] et une émission de couleur orange située à 590 nm. Les bandes bleue et orange peuvent être attribuées à des défauts intrinsèques tels que les lacunes d'oxygène V_O ou d'autres types de défauts tels que les lacunes d'étain V_{Sn} ou des atomes interstitiels d'oxygène O_i[8, 32-34].

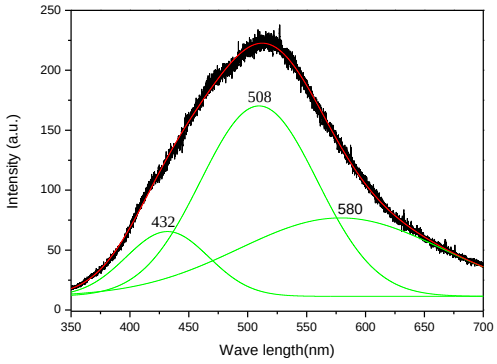


FIGURE 6 : Spectre PL des NPs de ZTO enregistrés à température ambiante.

La performance des nanoparticules de ZTO pour la photodégradation de la rhodamine B, un polluant typique dans l'industrie textile, sous irradiation visible ($\lambda > 420$ nm) a été étudiée.

Cette étude a été réalisée à température ambiante par addition de nanoparticules de ZTO à 2 mL d'une solution aqueuse de RhB de concentration initiale de 5×10^{-6} mol.L^{-1}.

Nous avons suivi la diminution de l'intensité du pic d'absorption de la rhodamine B à λ_{max} = 554 nm[35-38] (figure 7) en fonction du temps d'exposition à la lumière. Ce qui permet d'étudier la cinétique de dégradation photo-catalytique de RhB sous irradiation visible en utilisant la spectrophotométrie UV-vis.

L'effet de la concentration du photo-catalyseur sur la cinétique a été étudié. La meilleure efficacité photo-catalytique est obtenue avec une concentration de ZTO de 0,2 g/L avec une décoloration presque complète de la

solution de RhB (~90%) après un temps d'irradiation de 120 min (figure 8). La réaction de photo-décomposition de la RhB suit une cinétique d'ordre 1 avec une constante de vitesse k=0,02113 min^{-1}.
L'activité photo-catalytique des NPs de ZTO est supérieure à celle des nanofleurs de ZnO dopées à l'iode ($k=7.4\times10^{-3}min^{-1}$) et des couches minces de TiO_2 ($k=3,3x10^{-3}\,min^{-1}$)[37, 38].

La stabilité de ce photo-catalyseur a été étudiée en réutilisant le même échantillon de ZTO plusieurs fois de suite et les résultats, après irradiation visible de la solution de RhB avec ZTO après 6 cycles, ont montré pratiquement la même valeur du rapport C/C_0 (figure 9).

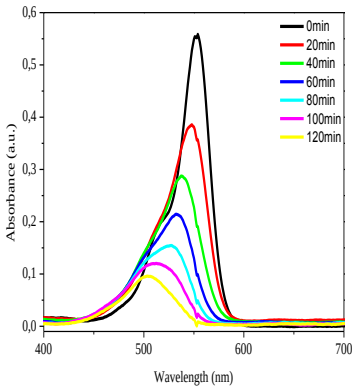


FIGURE 7 : Spectres d'absorption UV-vis de RhB (5×10^{-6} mol L^{-1}) en présence de NPS de ZTO (0,25g/L) en fonction du temps d'irradiation visible.

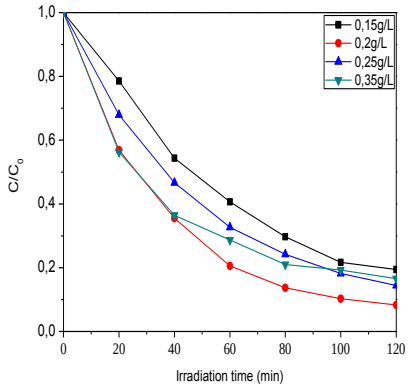


FIGURE 8 : Dégradation photo-catalytique d'une solution de RhB (5×10^{-6} mol.L^{-1}) pour différentes concentrations de ZTO.

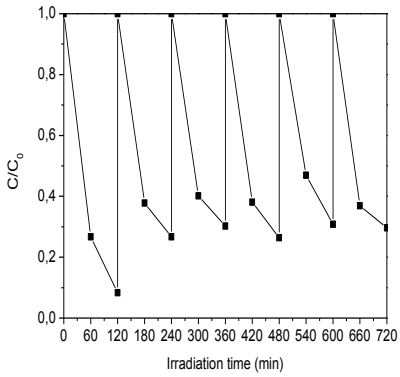


FIGURE 9 : Dégradation photo-catalytique de RhB (5×10^{-6} mol L^{-1}) en présence de 0,2 g.L^{-1} de NPs de ZTO sous irradiation de la lumière visible pour plusieurs cycles.

3. CONCLUSIONS

La caractérisation par différentes techniques (DRX, MET, METHR, Raman) a montré la formation d'une phase pure de ZTO. La spectroscopie UV-visible a permis de calculer l'énergie du gap optique de ces NPs (3,65 eV). Le spectre de photoluminescence des nanoparticules de ZTO, à température ambiante, a révélé une large bande d'émission située entre 430 et 700 nm due à différents défauts tels qu'une lacune d'oxygène V_O qui agit comme un niveau donneur ou d'autres types de défauts tels que les lacunes d'étain V_{Sn} ou des atomes interstitiels d'oxygène O_i.

L'étude de la photo-dégradation de la RhB sous irradiation visible a montré que les NPs de ZTO peuvent être utilisées comme photo-catalyseur efficace puisqu'elles ont révélé une bonne activité catalytique et une bonne stabilité.

Ces résultats sont très intéressants pour une application utilisant directement l'énergie solaire pour la dépollution.

REFERENCES

1. Y. Sato; J. Kiyohara; A. Hasegawa; T. Hattori, M. I.; N. Hamada; N. Oka; Y. Shigesato, *Thin Solid Films* 2009, 518, 1304.
2. X.-Y. Liu; H.-W. Zheng; Z.-L. Zhang; X.-S. Liu; R.-Q. Wan; W.-F. Zhang, *J. Mater. Chem.* 2011, 21, 4108.
3. S. Park; S. An; H. Ko; C. Jin; C. Lee, *Ceram. Int.* 2013, 39, 3539.
4. A. Sivapunniyam; N. Wiromrat; M. Tay Zar Myint; J. Dutta, *Sens. Actuators B*, 2011, 157, 232.
5. Y.-Q. Jiang; C.-X. He; R. Sun; Z.-X. Xie; L.-S. Zheng, *Mater. Chem. Phys.* 2012, 136, 698.
6. Y. Lin; S. Lin; M. Luo; J. Liu, *Mater. Lett.* 2009, 63, 1169.
7. E. L. Foletto; J. M. Simões; M. A. Mazutti; S. L. Jahn; E. I. Muller; L. S. F. Pereira; E. M. de Moraes Flores, *Ceram. Int.* 2013, 39, 4569.
8. L. Shi; Y. Dai, *J. Mater. Chem. A* 2013, 1, 12981.
9. X. Lou; X. Jia; J. Xu; S. Liu; Q. Gao, *Mater. Sci. Eng. A* 2006, 432, 221.
10. E. L. Foletto; S. L. Jahn; R. de Fatima Peralta Muniz Moreira, *J. Appl. Electrochem.* 2010, 40, 59.
11. J. Fang; A. Huang; P. Zhu; N. Xu; J. Xie; J. Chi; S. Feng; R. Xu; M. Wu, *Mater. Res. Bull.* 2001, 36, 1391.
12. S. Baruah; J. Dutta, *Adv. Mater.* 2011, 12, 13004.
13. A. Annamalai; D. Carvalho; K. C. Wilson; M.-J. Lee, *Mater. Charact.* 2010, 61, 873.
14. M. M. Jaculine; C. J. Raj; S. J. Das, *J. Alloys Compd.* 2013, 577, 131.
15. S. Baruah; J. Dutta, *Sci. Technol. Adv. Mater.* 2011, 12, 013004.
16. M. J. Kim; S. H. Park; Y. D. Huh, *Bull. Korean Chem. Soc.* 2011, 32, 1757.
17. J. Zeng; M. D. Xin; K. W. Li; H. Wang; H. Yan; W. J. Zhang, *J. Phys. Chem. C* 2008, 112, 4159.
18. X. Ji; X. Huang; J. Liu; J. Jiang; X. Li; R. Ding; Y. Hu; F. Wu; Q. Li, *J. Alloys Compd.* 2010, 503, L21.
19. X. Fu; X. Wang; J. Long; Z. Ding; T. Yan; G. Zhang; Z. Zhang; H. Lin; X. Fu, *J. Solid State Chem.* 2009, 182, 517.
20. A. Alagappan; C. Daniel; K. C. Wilson; M. J. Lee, *Mater. Charact.* 2010, 61, 873.
21. V. Sepelak; S. M. Becker; I. Bergmann; S. Indris; M. Scheuermann; A. Feldhoff; C. Kubel; M. Bruns; N. Sturzl; A. S. Ulrich; M. Ghafari; H. Hahn; C. P. Grey; K. D. Becker; P. Heitjans, *J. Mater. Chem.* 2012, 22, 3117.
22. J. X. Wang; S. S. Xie; H. J. Yuan; X. Q. Yan; D. F. Liu; Y. Gao; Z. P. Zhou; L. Song; L. F. Liu; X. W. Zhao; X. Y. Dou; W. Y. Zhou; G. Wang, *Solid State Commun.* 2004, 131, 435.
23. X. Shen; J. Shen; S. J. You; L. X. Yang; L. Y. Tang; Y. C. Li; J. Liu; H. Yang; K. Zhu; Y. L. Liu; W. Y. Zhou; C. Q. Jin; R. C. Yu; S. S. Xie, *J. Appl. Phys.* 2009, 106, 113523.
24. M. Nowak; B. Kauch; P. Szperlich, *Rev. Sci. Instrum.* 2009, 80, 46107.
25. M. A. Alpuche-Aviles; Y. Wu, *J. Am. Chem. Soc.* 2009, 131, 3216.
26. D. Segev; S.-H. Wei, *Phys. Rev. B* 2005, 71, 125129.
27. M. A. Alpuche-Aviles; Y. Wu, *J. Am. Chem. Soc.* 2009, 131, 3216.
28. H. Zhu; D. Yang; G. Yu; H. Zhang; D. Jin; K. Yao, *J. Phys. Chem. B* 2006, 110, 7631.
29. T. J. Coutts; D. L. Young; X. Li; W. P. Mulligan; X. Wu, *J. Vac. Sci. Technol. A* 2000, 18, 2646.
30. J. X. Wang; S. S. Xie; Y. Gao; X. Q. Yan; D. F. Liu; H. J. Yuan; Z. P. Zhou; L. Song; L. F. Liu; W. Y. Zhou; G. Wang, *J. Crys. Growth* 2004, 267, 177.
31. A. Janotti; C. G. Van de Walle, *Appl. Phys. Lett.* 2005, (87), 122102.
32. H. F. Lin; S. C. Liao; S. W. Hung; C. T. Hu, *Mater. Chem. Phys.* 2009, 117, 9.

33. C. Pang; B. Yan; L. Liao; B. Liu; Z. Zheng; T. Wu; H. Sun; T. Yu, *Nanotechnology* 2010, 21, 465706.
34. K. R. G. Karthik; B. P. Andreasson; C. Sun; S. S. Pramana; B. Varghese; C. H. Sow; N. Mathews; L. H. Wong; S. G. Mhaisalkar, *Electrochem. Solid-State Lett.* 2011, 14, K5.
35. A. Barras; S. Cordier; R. Boukherroub, *Appl. Catat. B: Environ.* 2012, 123-124, 1.
36. A. Barras; M. R. Das; R. R. Devarapalli; M. V. Shelke; S. Cordier; R. Boukherroub, *Appl. Catal. B: Environ.* 2013, 130- 131, 270.
37. F. Barka-Bouaifel; B. Sieber; N. Bezzi; J.Benner; P. Roussel; L. Boussekey; S. Szunerits; R. Boukherroub, *J. Mater. Chem.* 2011, 21, 10982-10989.
38. F. Barka-Bouaifel; K. Makaoui; P.-Y. Jouan; X. Castel; N. Bezzi; R. Boukherroub; S. Szunerits, *RSC Adv.* 2012, 2, 12482.

EFFET D'ENTAILLE DANS LES PLAQUES EN TRACTION

Zohra LABED[1], Chaabane ROUBA[2], Rabie CHETTAH[3]

[1, 2, 3]Laboratoire de Mécanique, Département Génie Mécanique, Faculté Des Sciences De La Technologie, Université Des Frères Mentouri, Constantine, Campus Chaab Erssas, 25000 Constantine, Algérie,
[1]zohra_labed @yahoo.fr, [2]fatehagg@gmail.com, [3]chettah.rabie@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Chaque modification de discontinuité entraîne un nouveau type de distribution de contraintes. On peut donc modifier, en général la concentration de contraintes. L'effet d'une entaille sur une pièce est la création de concentration de contraintes locales. Il faut toutefois être conscient que ce phénomène existe, non seulement dans des pièces ou composants mécaniques, mais également dans une structure et peut provoquer son endommagement. Pour bien montrer que l'origine de la concentration de contraintes est une perturbation de forme d'une pièce mécanique, nous avons considéré une plaque trouée soumise à un effort de traction simple. Nous avons varié la géométrie de la plaque, et les conditions aux limites d'une part et d'autre part nous avons simulé une fissure au voisinage de l'entaille utilisant le code de calcul ANSYS. La contrainte maximale a été déterminée, formulant plusieurs cas géométriques.

Mots Clés: Plaque trouée, *Acier, Concentration de Contraintes, Traction, Eléments Finis, Simulation Numérique.*

NOMENCLATURE

Symboles :

F force de traction , N	σ_e contrainte équivalente Von Mises
b largeur de la plaque, mm	$\boldsymbol{\sigma_{\theta\theta}}$ contrainte circonférentielle, MPa
S section de la plaque, mm^2	$\boldsymbol{\sigma_{rr}}$ contrainte radiale, MPa
ν coefficient de poisson	**L** longeur de défaut
E module d'élasticité, mm	e épaisseur de la plaque , mm
Re limite d'élasticité, MPa	R_m résistance à la traction, MPa
W longueur de la plaque, mm	d diamètre du trou, mm
$\boldsymbol{\sigma_{max}}$ contrainte maximale, MPa	a rayon du trou, mm
	$\boldsymbol{\sigma_{nom}}$ contrainte nominale, MPa

1. INTRODUCTION

Les épaulements, les trous et, en règle générale, toutes les discontinuités de forme sont susceptibles de créer une concentration de contraintes. Pour bien illustrer ce problème, nous commençons par une plaque en présence d'un trou sous traction simple. Nous avons calculé la contrainte maximale qui représente la contrainte tangentielle au voisinage de l'entaille. Nous avons varié la géométrie de la plaque, ainsi que la valeur de la charge appliquée. Le premier volet comprend la partie analytique et le second la partie simulation utilisant le code éléments finis ANSYS. Le matériau utilisé est l'acier avec les propriétés mécaniques suivantes : E = 210 GPa, ν= 0.28, R_e = 620 MPa, R_m = 723MPa. Pour connaître la contrainte maximale on a pris la valeur du coefficient de contraintes k_t = 2.7 (valeur choisit en fonction du rapport b/d).

2. SOLUTION ANALYTIQUE

Une plaque de largeur b, de longueur w, ayant une épaisseur e, percée d'un trou circulaire de rayon a figure 1, est soumise à un état de traction simple. On considère un matériau isotrope, homogène et linéaire.

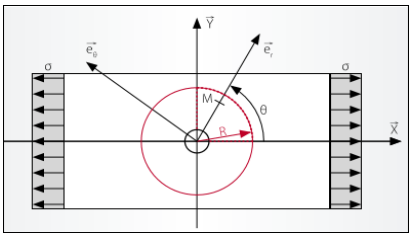


Figure 1. Plaque trouée sollicitée en traction

La plaque est en état de contraintes planes, le tenseur de contraintes est donné par :

$$\bar{\bar{\sigma}} = \begin{bmatrix} \sigma_{rr} & \sigma_{r\theta} & 0 \\ \sigma_{r\theta} & \sigma_{\theta\theta} & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}_{\left(\vec{e_r},\vec{e_\theta},\vec{z}\right)}$$

On définit le coefficient de concentration de contrainte par $K_t = \sigma_{max}/\sigma_{nom}$, où σ_{max} est la plus grande valeur de $\sigma_{\theta\theta}$ sur le bord du trou. La contrainte nominale est égale à $\sigma = F/S$

Les contraintes radiales et tangentielles sont données par les équations suivantes:

$$\sigma_{rr} = \frac{1}{2}\left[\left(1 - \frac{4}{\rho^2} + \frac{3}{\rho^4}\right)\cos 2\theta + 1 - \frac{1}{\rho^2}\right]$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{1}{2}\left[-\left(1 + \frac{3}{\rho^4}\right)\cos 2\theta + 1 + \frac{1}{\rho^2}\right] \quad \text{Avec :} \quad \rho = \frac{r}{a}$$

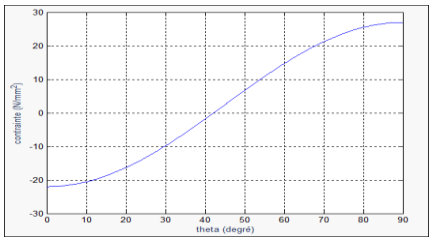
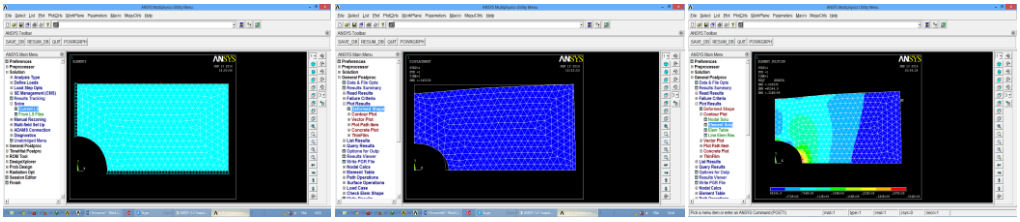


Figure 2. Contraintes tangentielle

On peut dire que la contrainte tangentielle est importante au bord du trou et qu'elle varie d'une valeur négative égale à – σ jusqu'à une valeur positive de + 3σ figure 2. Puisque les contraintes σ_{rr} et $\sigma_{r\theta}$ sont nulles sur le bord du trou, alors on ne considère que la contrainte tangentielle. Nous allons utiliser le code de calcul ANSYS pour l'étude numérique de la plaque en faisant varier certains paramètres à effets directes.

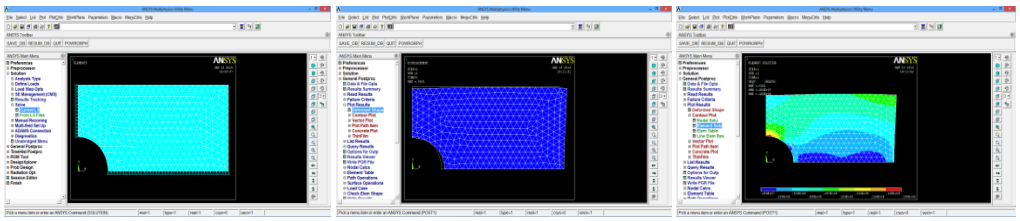
3. SIMULATION NUMERIQUE

La géométrie de la plaque, les propriétés mécaniques et les conditions aux limites ainsi que l'effet du maillage au voisinage de l'entaille. Etant donné que la plaque est symétrique par rapport aux axes x et y (l'origine au centre du trou) figure1, ainsi que la symétrie du chargement, alors on ne considère que le quart de la plaque.



(a) (b) (c)

Figure 3. Fixation et chargement (a), Déformée (b), contrainte de Von Mises



(a) (b) (c)

Figure 4. Fixation et chargement (a), Déformée (b), contrainte de Von Mises

La figure 3c représente la contrainte de Von mises suivant l'axe X et la figure 4c suivant l'axe Y. On constate que la contrainte au voisinage du trou est maximale. La contrainte théorique est de 3σ, si on applique une contrainte de 100Mpa. On constate que le sens d'application de la charge a un effet sur la contrainte équivalente. Dans ce cas, en variant les conditions aux limites, on constate que la déformée au voisinage du trou est de 0.07 suivant l'axe y et que la valeur de contrainte de Von Mises est de 320MPa. En comparant ces deux simulations, on peut déduire que la contrainte tangentielle est importante au niveau de l'entaille.

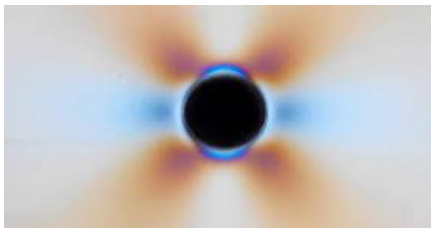
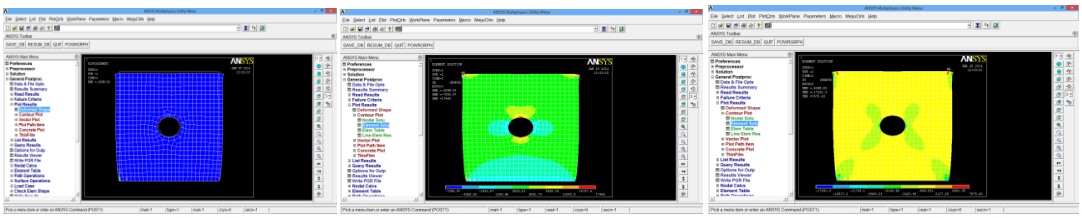


Figure 5. Concentration de contraintes au voisinage du trou

Si on augmente la valeur de la charge et quelque soit le sens de son application, on obtient alors, une concentration de contraintes avec une forme elliptique du trou figure 5.

4. RESULTATS

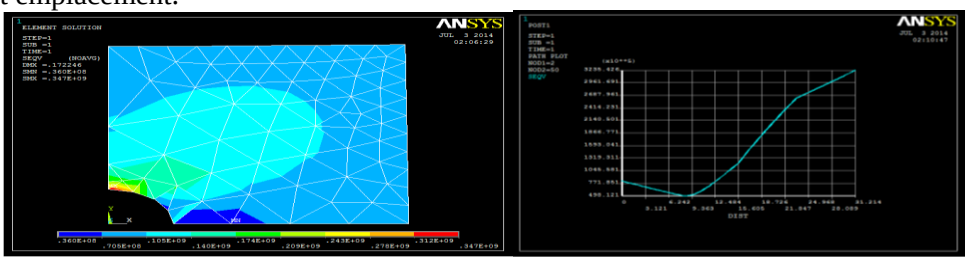
Nous avons repris le même raisonnement que précédemment mais avec une plaque carrée. Nous comparons ensuite les résultats numériques basés sur le logiciel ANSYS et les résultats analytiques pour la contrainte maximale.



(a) (b) (c)

Figure 6. Déformée (a)Variation des contraintes suivant x (b) et y de la plaque carrée (c)

Les zones critiques sont sur l'axe X ou sur l'axe y du trou soit les zones rouges de la figure. Les zones critiques d'après nos calculs théoriques sont sur notre axe Y soir un angle de 90°. Les résultats concordes parfaitement au niveau norme et emplacement.



(a) (b)

Figure 6. Contrainte de Von Mises (a), distribution des contraintes suivant y

4. CONCLUSIONS

Pour différentes raisons pratiques, la présence d'un trou conduit à un affaiblissement de la structure en raison de sur contrainte. On s'est focalisé sur le cas de la plaque trouée sollicitée en traction, qui présente le double avantage de faire apparaître des contraintes et des déformations non homogènes et d'avoir une solution analytique dans le cas où le trou est petit devant la largeur de la plaque. Nous sommes donc sur une problématique 2D car nous avons une contrainte plane. Nous avons l'analyse de la solution analytique d'un côté et de l'autre la simulation numérique. Les résultats obtenus par simulations présentent une bonne concordance avec ceux obtenus analytiquement. En plus avec l'étude complète de plusieurs paramètres tels que la géométrie, la charge, le maillage et les conditions aux limites nous ont permis de voir l'importance de la contrainte au voisinage du trou. Ce résultat nous permettra de bien dimensionner les composants présentant une entaille afin d'éviter l'endommagement ou la rupture par fissuration.

REFERENCES

[1] H.P. Lieurade, J. Lu, Technique de l'Ingénieur, traité génie mécanique BM 5040, 1998.

[2] O.C Zienckiewicz, R.T Taylor, The Finite Element Method, Volume 1, the basics, 5th édition, 2000.

[3] Trompette Ph., Mécanique des structures par la méthode des éléments finis, Masson,

RENFORCEMENT DES POUTRES EN BETON ARME PAR PRF-NSM : DEVELOPPEMENT D'UN LOGICIEL DE GESTION BASE DE DONNEES

CHOUANA Fouzi[1], CHIKH Nasr-Eddine[2]

[1]LMDC, Université des Frères Mentouri, Campus A. Hamani, Constantine, Algérie, fouzi.chouana@gmail.com
[2]LMDC, Université des Frères Mentouri, Campus A. Hamani, Constantine, Algérie, chikh_ne@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Parmi les nouveaux procédés de renforcement des poutres en béton armé par matériaux composites de type Polymères Renforcés de Fibres (PRF) on peut citer la technique Near Surface Mounted (NSM). Cette dernière consiste à introduire des renforts en PRF dans des engravures opérées dans l'enrobage inférieur des poutres à renforcer afin d'exploiter en mieux les propriétés mécaniques de ces renforts au profit d'un renforcement en flexion plus efficace. Le développement de cette technique nécessite un accompagnement par le développement de base de données et logiciels qui vont aider les chercheurs œuvrant dans ce domaine de recherche. Dans le cadre de cette étude, une base de données a été élaborée suite à la synthèse de plusieurs travaux de recherche sur le renforcement des poutres par la technique NSM. Un logiciel dénommé GEBD-NSM a été également développé pour assurer la gestion et l'exploitation de cette base de données.

Mots Clés: *Poutres en BA, Renforcement PRF-NSM, Logiciel de gestion, Base de données.*

1. INTRODUCTION

La technologie du renforcement par les polymères renforcés de fibres (PRF) est l'une des technologies les plus efficaces pour l'accroissement de la résistance des éléments structurels porteurs. Son application est relativement simple, très peu dérangeante pour les utilisateurs des ouvrages renforcés et peu exigeante en main-d'œuvre. Ainsi, elle représente l'une des solutions de rechange les plus souhaitable en matière d'accroissement de la résistance des ouvrages existants. Les caractéristiques non-corrosives des fibres, leur rapport résistance/poids élevé, et leur résistance à la plupart des substances chimiques, donnent à ce système de renforcement une durée de vie bien plus longue que celle des matériaux conventionnels tels que l'acier, cela veut dire une valeur plus économique à long terme. Le gain en capacité à supporter les charges et la réduction de la ductilité, sont les deux principales conséquences du renforcement des poutres par des renforts à base de matériaux composites en PRF.

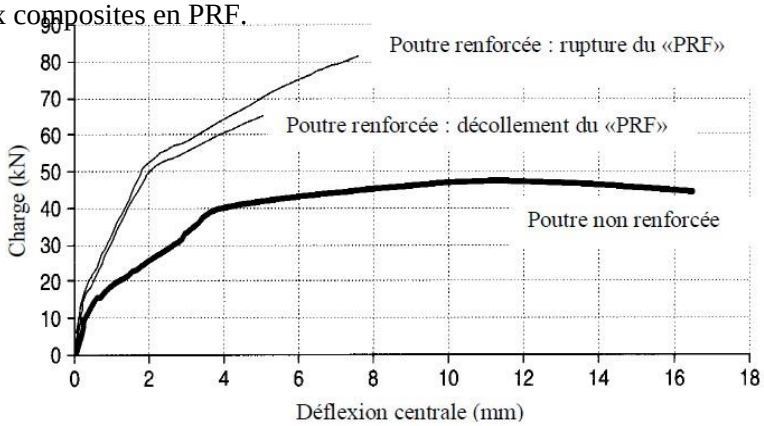


Figure 1 : Comportement des poutres BA renforcées et non-renforcées par des renforts en PRF.

La technique NSM vient comme remède au problème de décollement des extrémités du renfort PRF, observé dans la technique EBR (External Bounded Reinforcement). Cela est dû au nombre de surfaces du PRF en contact avec le support en béton, minimum de 3 faces en NSM contre une seul face pour la technique EBR. De ce fait, la technique NSM assure une bonne transmission d'effort entre le béton et le renfort en PRF.

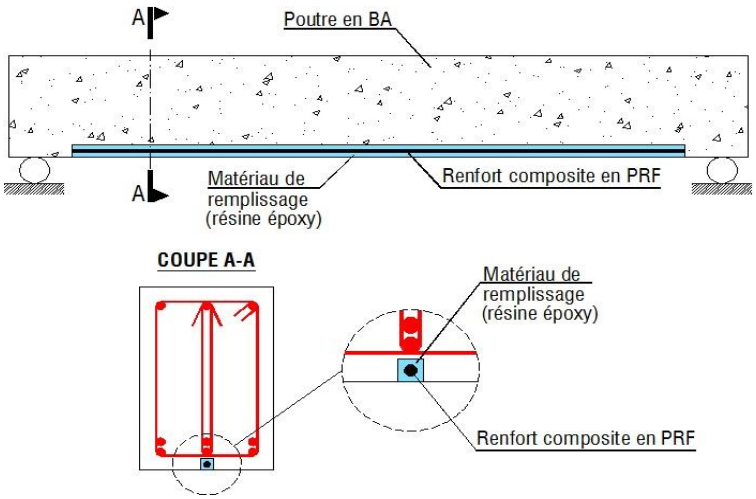


Figure 2 : Présentation de la technique NSM

2. ARCHITECTURE DU LOGICIEL GEBD-NSM

Ainsi, les efforts de recherche réalisés au fil des ans ont permis d'accumuler une quantité considérable de données expérimentales et observations concernant le comportement des poutres en BA renforcées en flexion par des PRF en NSM. Pour exploiter pleinement ces résultats par le chercheurs de ce domaine, le développement d'une base de données constitue l'outil approprié pour cet objectif. Les données expérimentales de la base de données NSM-BD ont été recueillies à partir d'une synthèse bibliographique portant sur dix travaux de recherche [1-10], consacrés au renforcement en flexion des poutres BA à l'aide des matériaux composites en NSM. Les données à extraire concernent principalement: la géométrie des spécimens, les propriétés mécaniques des matériaux, les paramètres étudiés, ainsi que les principaux résultats obtenus, en particulier le gain en charges dus au renforcement par PRF NSM et les modes de ruine observés.
La base de données Access NSM-DB.mdb contient plusieurs tables correspondant chacune à une catégorie de données spécifiques. En plus des groupes de données d'auteurs, d'articles de publication, les autres groupes sont structurés comme suivant :

- Données de géométriques du spécimen: *type de section, hauteur, largeur, portée, type de chargement,...etc;*
- Données de béton armé: *résitance à la compression, module d'élasticité, section des aciers inférieurs, ...etc;*
- Données de PRF: *résitance à la traction, section, module d'élasticité, déformation ultime, géométrie, ...etc;*
- Données de configuration NSM: *longueur PRF, type d'ancrage, nombre engravure, entre-axes engravure,.....etc;*
- Données de matériau de remplissage: *résitance à la traction, module d'élasticité, déformation ultime, ...etc;*
- Données de résultats: *moment ultime, gain en charge, flèche ultime, déformation du PRF, mode de ruine, ...etc;*

Le logiciel "GEBD-NSM" comporte deux grandes parties accessibles à partir d'un menu principal. La première concerne la mise à jour des données expérimentales, la seconde quand à elle se rapporte à l'analyse de ces mêmes données. En outre, une fonction est ajoutée qui permet l'affichage de la liste intégrale de tous les spécimens enregistrés dans la base de données et le transfert d'un essai sélectionné en vue de le modifier ou de le supprimer, comme le montre la Figure 3. Dans le but d'une exploitation optimale de la base de données expérimentales, un module de recherche multicritères a été développé. A partir de 14 critères de recherche, qui

peuvent être combinés, les résultats sont affichés dans une grille, ils peuvent être sauvegardés dans un fichier Excel (voir Figure 4).

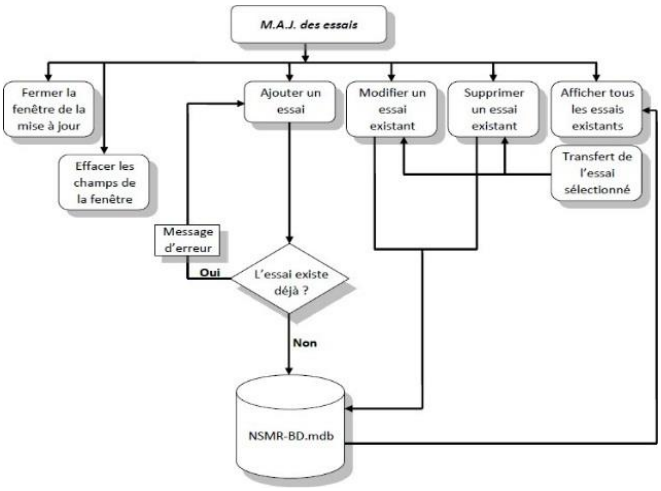


Figure 3 : Organigramme de la mise à jour des données

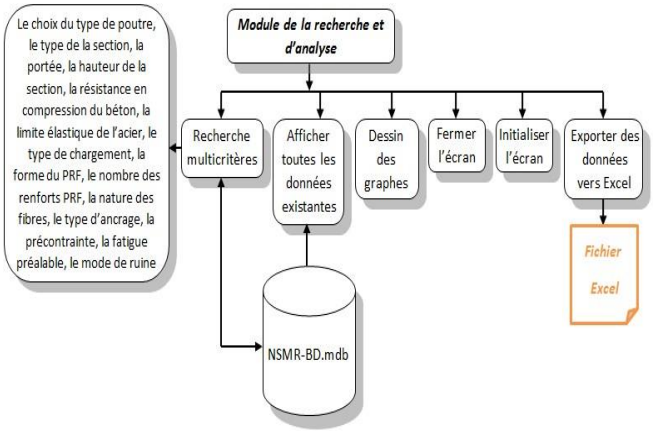


Figure 4 : Organigramme de la recherche multicritères

Comme complément au module de la recherche, le module de l'analyse graphique donne la possibilité de choisir les séries de spécimens recherchés qui peuvent être représentées sur un même graphe, et aussi la possibilité de choisir les données à représenter sur les axes des abscisses et des ordonnées.

3. FONCTIONNEMENT DU LOGICIEL "GEBD-NSM"

Le logiciel fonctionne avec le système d'exploitation Windows. Pour son développement, on a opté pour le langage Borland Delphi. L'installation du logiciel se résume dans la copie du répertoire contenant le logiciel vers l'un des disques locaux, puis on exécute l'application "GEBD-NSM.exe". Le menu principal illustré par la Figure 5 comporte 3 boutons : "Mise à jour des données", "Recherche et Analyse" et "Exit". Deux autres menus sont également insérés dans "GEBD- NSM" qui comporte 3 options (MAJ des données, Recherche et Analyse, et Exit), et le menu "Help" qui doit inclure le fichier d'aide et le fichier "A propos". Quand on clique sur le bouton de "MAJ des données", la fenêtre correspondante s'affiche (voir Figure 6) et permet la saisie des données d'essai (géométrie, propriétés des matériaux utilisées...etc). Pour faciliter la saisie, des listes de sélection déroulantes ont été prévues. Celles-ci renferment les différentes possibilités concernant un paramètre donné.

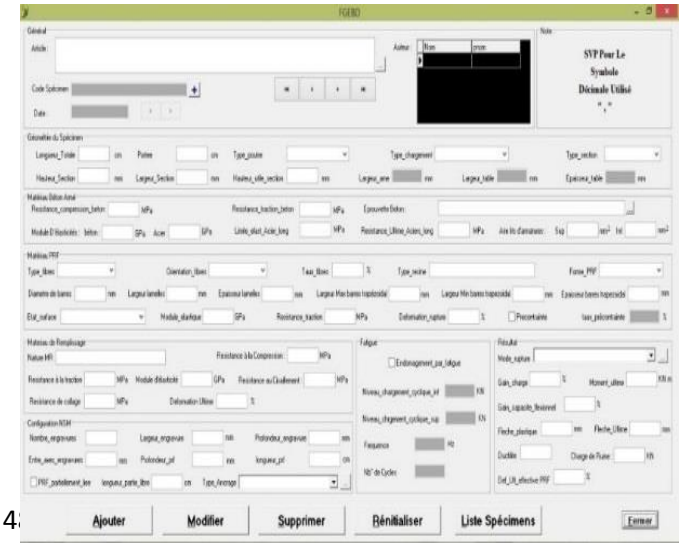


Figure 5 : Fenêtre du Menu Principal

Figure 6 : Fenêtre de Mise à jour des données d'essais

Comme il est difficile de se rappeler des codes d'essais pour les afficher afin de les modifier, l'utilisateur dispose d'un bouton "Afficher la liste des spécimens" qui permet l'affichage de tous les essais disponibles dans une autre fenêtre à part (voir Figure 7). Un seul essai peut être sélectionné à la fois et le transférer vers l'écran de mise à jour comme l'illustre la Figure 8. Vu que les essais sur les poutres en béton armé renforcées en flexion avec des matériaux composites sont effectués en séries qui contiennent plusieurs spécimens avec les mêmes propriétés dans la plus part des cas, l'option de garder les données de l'essai précédemment saisies dans les champs de la fenêtre de la mise à jour pour une nouvelle saisie est assuré. On peut à tout moment réinitialiser l'écran de mise à jour à l'aide du bouton correspondant.

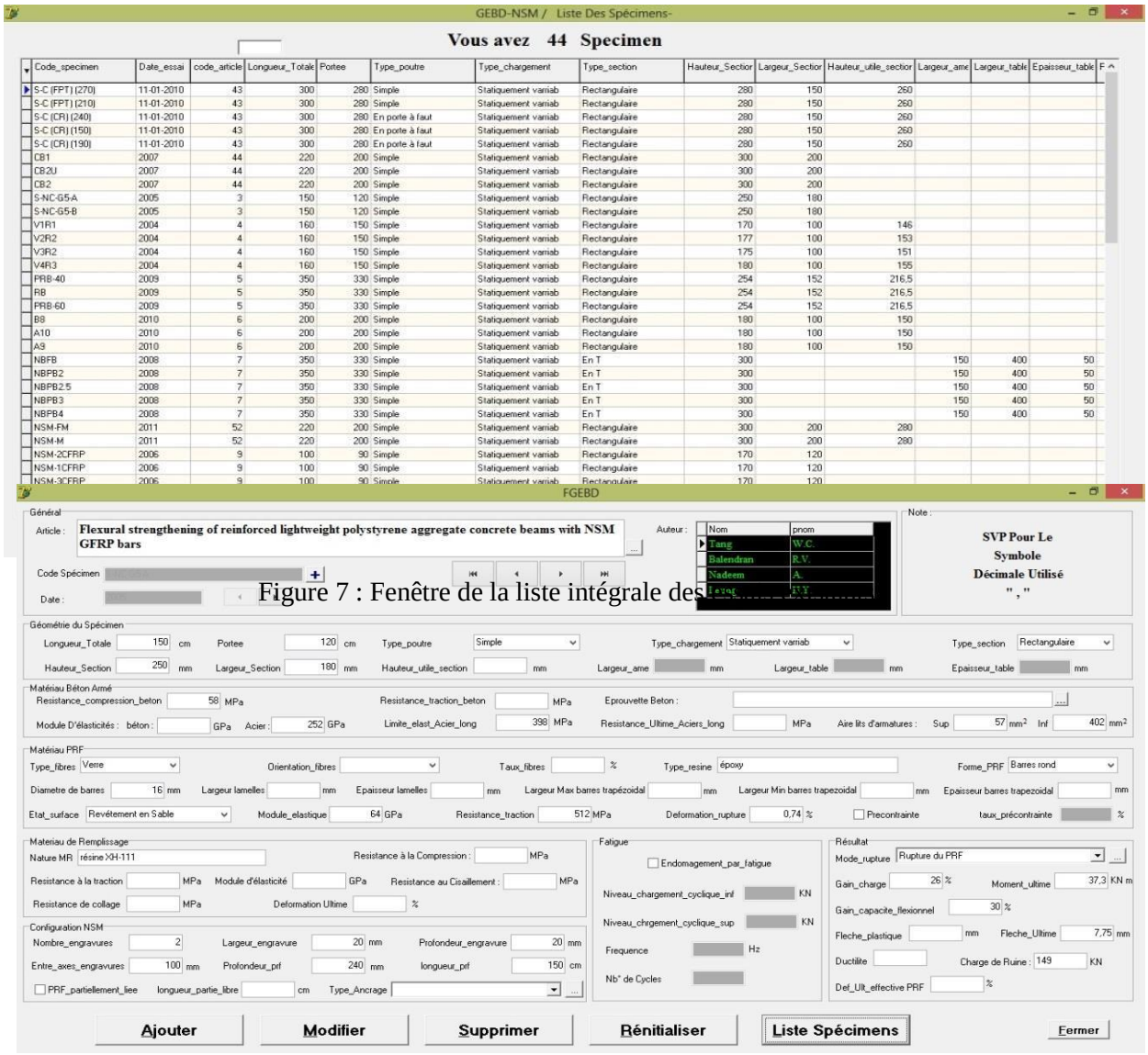


Figure 7 : Fenêtre de la liste intégrale des

Figure 8 : Transfert de l'essai sélectionné

A partir de la fenêtre "Menu Principal", on peut ouvrir la fenêtre de la "Recherche et Analyse". Celle-ci permet d'effectuer diverses possibilités de recherches avec des combinaisons de plusieurs critères à la fois, comme le montre la Figure 9. Ces critères sont présentés sous forme de listes de sélection déroulantes. Les données recherchées sont placées dans une grille. Le nombre d'essais trouvés ainsi que leur pourcentage au total des essais disponibles, sont affichés en bas. Dans le fichier Excel de sauvegarde des résultats de recherche, le nom du logiciel, la date de la recherche, les critères de recherche et la liste des essais trouvés sont mentionnés (voir Figure 10). Une fois les résultats de recherche affichés dans la grille, le bouton "Options graphiques" devient visible sur la fenêtre de la recherche. Différents choix pour l'analyse graphique sont alors affichés.

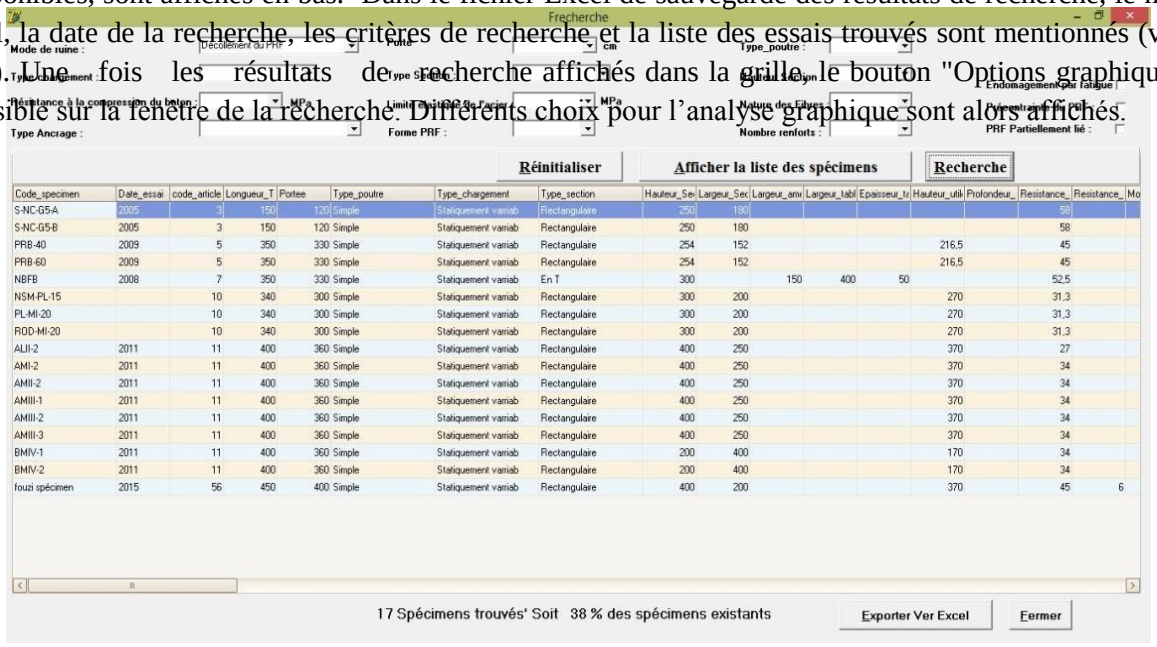


Figure 9 : Fenêtre de la Recherche Multicritère

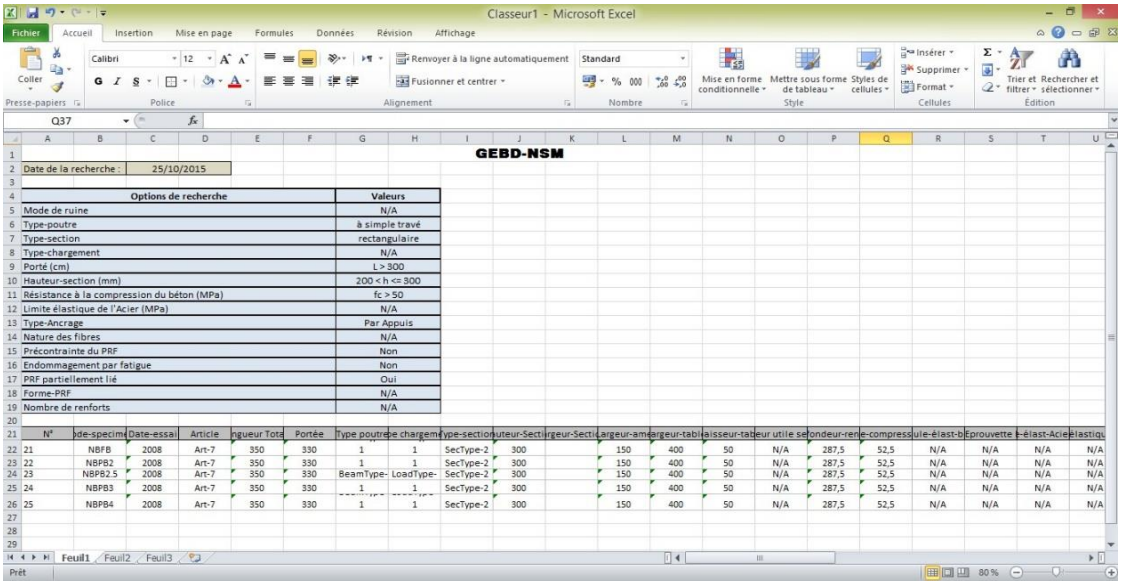


Figure 10 : Fichier Excel pour la sauvegarde des résultats de recherche multicritère

4. CONCLUSIONS

La présente étude porte sur le développement d'un outil de gestion et d'analyse des données expérimentales concernant les poutres en BA renforcées par PRF utilisant la technique NSM. Pour les chercheurs impliqués dans cet axe de recherche, cela constitue un support très appréciable. Effectivement, le logiciel développé offre une gestion efficace et une exploitation poussée des données expérimentales de la base de données élaborée. En effet, cet outil permet particulièrement:

- L'enrichissement des données expérimentales (ajout, modification et suppression).
- La possibilité d'effectuer des recherches multicritères ce qui permet au chercheur de connaitre l'étendue et l'intensité des paramètres d'influence étudiés.
- La possibilité de représenter graphiquement l'effet des différents paramètres et les données expérimentales.

Concernant les mises à jour pour les versions futures de cet outil, elles peuvent inclure des normes et des modèles analytiques pertinents dans l'analyse des données expérimentales, afin de permettre aux chercheurs de faire la comparaison entre la théorie et l'expérimental. Enfin, ce logiciel peut servir de modèle type de gestion de base de données à plusieurs axes de recherche dans le domaine de l'engineering.

REFERENCES

[1] O.C. Firas Al-Mahmoud, A. Castel, R. François, C. Tourneur, RC beams strengthened with NSM CFRP rods and modelling of peeling-off failure, *Composite Structures*, 92, 1920-1930, 2010.

[2] H. Gee-Joo, K.Yun-Yong, C. Chang- Geun, Groove and embedding techniques using CFRP trapezoidal bars for strengthening of concrete structures, *Engineering Structures*, 30, 1067-1078, 2008.

[3] W.C. Tang, R.V. Balendran, A. Nadeem, H.Y. Leung, Flexural strengthening of reinforced concrete beams with near-surface mounted GFRP bars, *Building and Environnement*, 41, 1381-1393, 2006.

[4] J.A.O. Barros, R.S.M. Ferreira, A. S. Fortes, J.E. Dias, Assessing the effectiveness of embedding CFRP laminates in the near surface for structural strengthening, *Construction and Building Materials*, 20, 478-491, 2006.

[5] M. Badawi, K. Soudki, Flexural strengthening of RC beams with NSM CFRP rods – Experimental and analytical investigation, *Construction and Building Materials* , 23, 3292-3300, 2009.

[6] F. Ceroni, Experimental performances of RC beams strengthened with FRP materials, *Construction and Building Materials*, 24, 1547-1559, 2010.

[7] H. T. Choi, J. S. West, K. Soudki, Partially bonded near-surface- mounted CFRP bars for strengthened concrete T-beams, *Construction and Building Materials*, 25, 2441-2449, 2011.

[8] J.M. Sena-Cruz, J.A.O. Barros, M. R.F. Coelho, L.F.T Silva, Efficiency of different techniques in flexural strengthening of RC beams under monotonic and fatigue loading, *Construction and Building Materials*, 29, 175-182, 2012.

[9] J.A.O. Barros, J.E. Dias, J.L.T. Lima, Efficacy of CFRP-based techniques for the flexural and shear strengthening of concrete beams, *Cement & Concrete Composites*, 29, 203-217, 2007.

[10] K.N. Hong, J.W. Han, D.W. Seo, S.H. Han, Flexural response of reinforced concrete members strengthened with near-surface-mounted CFRP strips, *International Journal of the Physical Sciences*, 6, 948-961, 2011.

EFFETS DES INSTABILITES CONVECTIVES SUR LE FONCTIONNEMENT DES ECHANGEURS DE CHALEUR

LITOUCHE Billel[1], BOUGRIOU Chérif [2], TOUAHRIA Abdjouad[3]

[1]Université du Batna, litouchebil01@gmail.com
[2]Université du Batna, chérif_bougriou @hotmail.com
[3]Université du Batna, Touahriaabdjouad@gmail.com

RÉSUMÉ

Ce travail consiste à étudier numériquement le comportement thermique et hydraulique d'un écoulement turbulent de l'air en convection forcée à l'intérieur d'une conduite rectangulaire munie de chicanes possédant une partie inclinée avec différents angles d'inclinaison (30°,45° et 60°), attachée aux surfaces horizontales de la paroi. Les surfaces de la paroi sont maintenues à une température constante (375K), la vitesse d'entrée de l'air Uin = 7,8 m/s, et le nombre de Reynolds Re= 8.73×104. Les équations gouvernantes sont résolues numériquement par la méthode du volume fini, basé sur le modèle k –ε. Le but de ce travail est de montrer la contribution de la présence de chicanes à la génération de perturbation d'écoulement du fluide et l'instabilité de transfert de chaleur convectif. Les profils de vitesse axiale, les champs de vitesse ainsi que la distribution du nombre de Nusselt sont présentés. Les résultats obtenues sont validés par les résultats expérimentaux de Demartini et al. Ces résultats montrent également que la présence de chicanes d'angle d'inclinaison de 30° offre des résultats mieux que d'autres

Mots Clés : *Instabilité Convective, Convection Forcée, Conduite Rectangulaire, Chicane Inclinée, Perturbation D'écoulement, Volumes Finis.*

NOMENCLATURE

Symboles :

Dh	diamètre hydraulique ,m
T	température, K
P	Pression, Nm-2
e	épaisseur de la chicane, m
U	vitesse d'admission ,m/s
x	distance de la position ,m
L	longueur du canal ,m

Lettres grecques :

θ	angle d'inclinaison
λ	conductivité thermique, $W \cdot m^{-1} \cdot K^{-1}$
μ	viscosité dynamique ,Pa.s
ρ	masse volumique, kg/m3
ε	taux de dissipation de l'énergie

Indices / Exposants :

in	entrée de la section du canal
h	hydraulique
s	solide, surface
atm	atmosphère

1. INTRODUCTION

L'échangeur de chaleur est un équipement qui permet d'assurer un transfert de chaleur d'un fluide chaud à un fluide froid sans contact direct entre les deux fluides. L'amélioration des rendements de

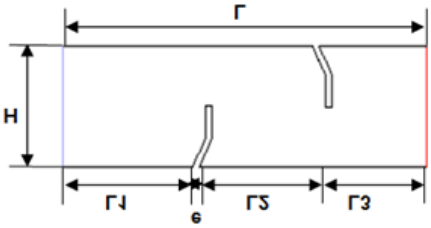
procédés exothermiques ou d'évacuation de chaleur est une préoccupation technologique qui nécessite un progrès scientifique continu. Les échangeurs de chaleur sont présents dans multitude de secteurs industriels, comme les moteurs, les turbines, l'industrie chimique et alimentaire, l'aéronautique, les systèmes de réfrigération, etc. Le problème auquel ces industries ont été confrontées depuis longtemps est la diminution de la masse et de la taille de ces systèmes. Dans la littérature, les différentes formes, orientations et emplacement des chicanes ont fait l'objet de plusieurs travaux scientifiques. Elles montrent essentiellement que l'écoulement est caractérisé par de fortes déformations et de grandes régions de recirculation ; et qu'en général, le nombre de Nusselt et le coefficient de frottement augmentent avec le nombre de Reynolds. Donc, l'étude de la convection se trouve à l'interface entre deux grandes disciplines scientifiques : la Thermique et la Mécanique des Fluides où La transmission de chaleur par convection libre ou forcée est désignée selon le mode d'écoulement du fluide laminaire ou turbulent. Et le passage du mode à un autre s'effectue par une série d'instabilités. Ces instabilités convectives créent des perturbations très importantes à l'intérieur des échangeurs de chaleur (recirculations, oscillations, etc.). Ces effets agissent directement sur le fonctionnement des ces appareils, ainsi l'échange de chaleur peut s'intensifier ou dans le cas contraire s'arrêter.

Pour contribuer à la compréhension d'un écoulement convectif dans une conduite annulaire, A. korichi et al [1] ont étudié numériquement la convection forcée laminaire transitoire dans un canal en présence d'un cylindre à section carré placé transversalement dans le sens d'écoulement dont la surface chauffée à température est constante. L'étude de Batina et al [2] consiste à quantifier les transferts thermiques à l'intérieure d'un canal géométriquement perturbé (géométrie corrigée), ou à imposer une instationnarité à l'écoulement (perturbation spatio-temporelle). P. Promvonge [3] à étudié le transfert de chaleur en convection forcée en régime turbulent dans un canal avec obstacle multiple de 60° d'inclinaison. S. Pethkool et al [4] ont étudié expérimentalement le transport de la chaleur par convection dans un écoulement turbulent mono phasique dans un tube ondulé. M. Douha et al [5] ont eu comme objectif de travail le développement d'une simulation capable de moduler l'écoulement des fluides incompressibles lors du mode conjugué des problèmes de transfert de chaleur dans des géométries complexes d'échangeurs de chaleurs. H. Benzenine [6] a étudié analytiquement l'écoulement turbulent de l'air à l'intérieur d'un canal rectangulaire menu d'une chicane ondulée. M.H. Kamran Siddiqui et al [7] ont étudié expérimentalement et numériquement l'effet de la présence de chicanes avec différentes hauteurs et angles d'inclinaison sur l'accroissement de transfert de chaleur. Demartini et al [8] montrent essentiellement que l'écoulement est caractérisé par de fortes déformations et de grandes régions de recirculation ; et qu'en général, le nombre de Nusselt et le coefficient de frottement augmentent avec le nombre de Reynolds

2. MODELE PHYSIQUE ET FORMULES MATHEMATIQUES

2.1 Modèle Physique :

Le modèle physique étudié est présenté sur la fig. 1. a. Le régime d'écoulement de l'air est considéré turbulent, stationnaire en convection forcée et bidimensionnel (2D). Le fluide est newtonien incompressible. Deux chicanes transversales possédants une partie inclinée, (angle d'inclinaison varier entre 30°,45° et 60°), sont imposées à l'intérieur du canal. L'une est attachée à la surface supérieure de la paroi et la deuxième attachée sur la partie inferieure de la paroi. La forme et les dimensions de chicane sont représentées sur la fig. 1. b.



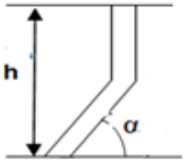


Figure 1. a. Modèle Physique. Figure 1. b. La forme de chicane.

2.2 Formules Mathématiques :

Un ensemble d'hypothèses est retenu dans cette étude afin de simplifier la modélisation mathématique du problème. Ces hypothèses sont issues des propriétés physiques de l'écoulement de l'air dans une conduite.

2.2.1 Les hypothèses de simplification :

- ✓ Les propriétés thermo-physiques du fluide sont considérées constantes.
- ✓ Régime d'écoulement du fluide est permanant.
- ✓ A l'entrée du canal les profils de la vitesse et de la température sont considérés uniformes.
- ✓ Les parois du canal sont isothermes.
- ✓ Le transfert de chaleur par radiation est négligeable.
- ✓ Le fluide utilisé est l'air.

Dans ces conditions, les équations de transport traduisant le principe de conservation de la masse, de la quantité de mouvement, de l'énergie et de la turbulence, régissant de tels écoulements avec les simplifications nécessaires, peuvent être écrites sous la forme conservative suivante :

- L'équation de continuité

$$\nabla.\vec{V} = 0 \quad (1)$$

- L'équation de conservation du mouvement

$$\rho(\vec{V}\nabla\vec{V}) = -\nabla p + \mu_f \nabla\vec{V} \quad (2)$$

- L'équation d'énergie

$$\rho C_P(\vec{V}\nabla T) = \lambda_f \Delta T \quad (3)$$

Le modèle utilisé pour décrire un problème général de convection est connu comme la loi de Newton.

$$Q = h\ S(Ts - Tf) \quad (4)$$

Pour résoudre ce système d'équations, des conditions aux limites sont indispensables aux bords de la géométrie simulée. Et nous nous sommes basés sur les données expérimentales publiées par Demartini et al. Une valeur de température constante de 102°C (375K) est appliquée sur toute la surface du domaine étudié, et la température de l'air à l'entrée du canal égale 27 °C (300 K).

2.2.2. Les conditions aux limites :

- ➢ à l'entrée du canal :

$$u = U_{in} = 7.8 \text{ m/s} \quad (9)$$

$$v = 0 \quad (10)$$

$$T = T_{in} \quad (11)$$

$$k_{in} = 0{,}005\ U_{in}^2 \quad (12)$$

$$\varepsilon_{in} = 0{,}1\ k_{in}^2 \quad (13)$$

Où : u et v sont les composants de la vitesse selon les directions x et y, k_{in} est la condition d'entrée pour l'énergie cinétique turbulente et ε_{in} est la condition d'entrée pour le taux de dissipation.

- ➢ la paroi supérieure et inférieure du canal

$$u = v = 0 \quad (14)$$

$$k = \varepsilon = 0 \quad (15)$$

$$T = TP \quad (16)$$

- à la sortie du canal

$$P=Patm \quad (17)$$

- à l'interface liquide solide

$$\lambda_f \frac{\partial T_f}{\partial n} = \lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial n} \quad \text{Et } T_f = T_s \quad (18)$$

Où : n est le coordonné normal à l'interface, et les λ_f ,λ_s sont les conductivités thermique du fluide et solide successivement.

3. LA SIMULATION NUMERIQUE:

Le système d'équations gouvernantes, obtenu avec les conditions aux limites associées, est résolu numériquement par la Méthode des Volumes Finis. Le couplage vitesse-pression est traité à l'aide de l'algorithme SIMPLE. Un maillage régulier et structuré en chaque région du canal, et un nombre total des nœuds de 277×160 ont été employé pour modéliser l'écoulement du fluide dans ce problème selon les directions axiales et radiales respectivement. Plusieurs grilles ont été testées afin de vérifier que la solution est indépendante du maillage.

3.1. Indépendance des Résultats au Maillage :

Maillage	79 × 27	111 × 40	185 × 80	277×160
X	0,554	0,554	0,554	0,554
Y	0,16	0,16	0,16	0,16
Umax	31,44	32 ,78	34,70	34 ,90

TABLEAU 1 : Indépendance des résultats

4. VALIDATION DE MODELE :

Pour valider nos résultats de simulation, une comparaison est faite avec les résultats numériques et expérimentaux obtenus par Demartini et al. Dans le cas d'une conduite rectangulaire munie de chicanes planes.

4.1. Les Données Géométriques du Système Etudié :

- La longueur du canal L=0,554 m.
- La hauteur du canal H=0,146 m.
- L'épaisseur de la chicane e =0,01m.
- La hauteur de la chicane h =0,08 m.
- La distance entre les chicanes L2=0,142 m.
- La distance entre la première chicane et l'entrée du canal L1=0,218 m.
- La distance entre la deuxième chicane et la sortie du canal L3=0,174 m.
- Le diamètre hydraulique Dh=0,167 m.
- Pr=0,71, Re=8.73×104, Uin = 7,8 m/s.

4.2. Comparaison des résultats

La comparaison des profils de vitesses moyennes axiales entre nos résultats de simulation et les résultats expérimentaux obtenues par Demartini et al sont présentée sur les figures .2 et .3 pour les positions axiales positionnées près de l'entée et de la sortie du canal à x = 0,159(m), et x = 0,525(m). Les figures montrent une bonne concordance entre les résultats.

Figures 2.et 3. Représentent la validation de notre simulation avec celles obtenues par Demartini et al à x =0 ,159 (m) et x = 0,525 (m)

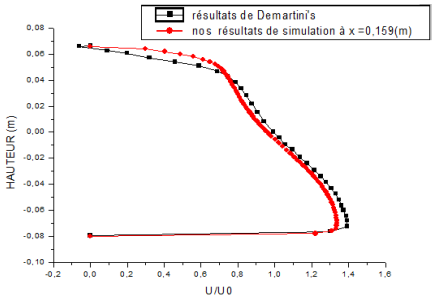


FIGURE 2. Comparaison des résultats à x =0 ,159m

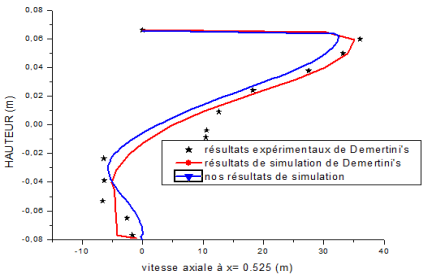


FIGURE 3. Comparaison des résultats à x =0 ,525m

5. RESULTATS

1. Les profils des vitesses

La figure.4. (a, b, et c) représente les vecteurs de vitesse pour différentes valeurs d'angle d'inclinaison.

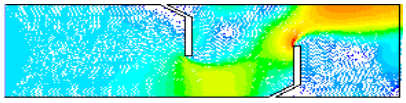


FIGURE 4. a. α = 30°

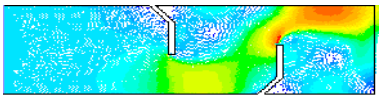


FIGURE 4.b. α = 45°

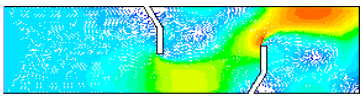


FIGURE 4.c. α = 60°

Dans la figure 4. (a, b, et c), on remarque que la présence des chicanes comme un obstacle au front du sens de l'écoulement participe à l'apparition des zones de recirculation derrière les chicanes, comme elles réorientent l'écoulement du fluide, et on constate également que la perturbation la plus élevée d'écoulement est obtenue en amont de la deuxième chicane. On constate également des vitesses négatives derrière la première chicane et en s'approchant de la deuxième chicane, les lignes d'écoulements se resserrent de plus en plus dans la partie supérieure du canal. Et l'écoulement commence à s'accélérer vers l'espace de passage au-dessus de la seconde chicane jusqu'à la sortie.

2. Variations du nombre de Nusselt **:**

Les variations du nombre de Nusselt le long de la surface supérieure de la paroi en fonction de la longueur du canal pour deux conduite, l'une est lisse et l'autre possédant des chicanes sont représentées sur la figure 5. La comparaison de la distribution du nombre de Nusselt local calculé le long de la paroi supérieure du canal entre une conduite lisse et une conduite munie des chicanes, montre que le profil du nombre de Nusselt pour la paroi lisse est quasi-constant le long du canal avec un léger accroissement du nombre de Nusselt (environ 2000) à l'entrée du canal qui chute à Nu = 1000 à la sortie du canal. Ainsi et d'une manière générale, le profil du nombre de Nusselt est quasi-linéaire, ce qui se traduit par une stabilisation de transfert de chaleur par convection le long de la paroi d'échangeur.

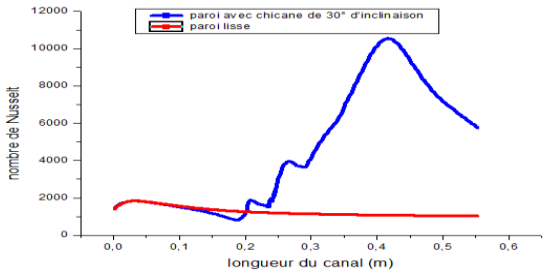


FIGURE 5 : Variation du nombre de Nusselt suivant la longueur du canal

Par contre, dans le cas de présence des chicanes, le profil du nombre de Nusselt de l'entrée du canal jusqu'à la position 0.10 m (avant la première chicane) est similaire au premier cas, puis il se réduit à une valeur minimale de Nu = 830, puis il augmente brusquement et atteint une valeur maximale Nu = 10532,4 entre les deux chicanes (0.220 m et 0.380 m), ce qui s'exprime par une intensification des échanges thermiques entre la paroi et l'hydrogène. Cette augmentation du nombre de Nusselt est traduite par le changement brusque du sens d'écoulement du fluide. Au-delà de la position x = 0.45 m, le nombre de Nusselt chutent progressivement et linéairement jusqu'à Nu = 6000, ce qui s'explique par une diminution d'échange thermique. On constate, également, que l'apparition de la zone de recirculation due à la présence des chicanes conduit à l'instabilité d'échange thermique convectif, les minimums du taux de transfert de chaleur sont observés en amont de la première chicane lors de la réduction de la vitesse d'écoulement, et juste après de la première chicane. De façon similaire, le nombre de Nusselt augmente d'une façon significative dans la zone de la perturbation où il y'a la recirculation d'écoulement. Le nombre de Nusselt atteint son maximum sur la face supérieure en aval de la deuxième chicane. La réduction du taux d'échange thermique est due aux faibles vitesses d'écoulement.

.4. CONCLUSIONS

Les résultats numériques, obtenus par le modèle k-ε, sont validés et présentés pour analyser l'effet des instabilités convectives sur le fonctionnement des échangeurs de chaleur pour un écoulement turbulent du fluide en convection forcée dans un canal rectangulaire muni de chicanes ayant une partie inclinée. La présence des chicanes conduit à la génération des zones de recirculation responsables de la variation de profil des vitesses caractérisées par des valeurs négatives et positives exprimées par un changement brusque du sens de l'écoulement ainsi ces zones de recirculation ont un effet significatif sur l'instabilité d'échange thermique le long du canal. Les zones de recirculation apparaissent localement et correspondent à un transfert de chaleur plus important d'où l'importance d'utiliser des chicanes. Les chicanes dont une partie est inclinée d'un faible angle sont les plus performantes du point de vu transferts de chaleur.

REFERENCES

[1] A. Korichi, H. Cherifi, and L Oufer, transfert convectif lors d'un écoulement oscillatoire en présence d'un bureau cylindrique, *Congrès Français de Mécanique Troyes*

[2] N J. Batina, R. Creff, M. Batchi, étude thermique convective d'un écoulement interne en géométrie axisymétrique sinusoïdale, Annales de l'université de Marien NGOUABI, volume 7(3) :47-54

[3] P. Promvonge, S. Kwankaomeng, periodic laminar flow and heat transfer in channel with 45° straggered V-baffles, International Communications in Heat and Mass Transfer, volume 37, 841–849.

[4] S. Pethkool, S. Eiamsa-ard, S. Kwankaomeng, P. Promvonge, 2011, turbulent heat transfer enhancement in heat exchange using helically corrugated tube, International Communications in Heat and Mass Transfer, volume 38, 340–347.

[5] H. Benzenine, R. Saim, S. Abboudi, O. imine, 2013 ,numerical study on turbulent flow forced-onvection heat transfer for air in a channel with waved fins, ISSN 1392 - 1207. MECHANIKA. volume19 (2), 150-158

[6] Nasiruddin, M.H. Kamran Siddiqui, 2007, Heat transfer augmentation in a heat exchanger tube using a baffle, International Journal of Heat and Fluid Flow volume 28 318–328

[7] L. C, Demartini, H. A., Vielmo, Q.V, Möller, 2004, Numeric and experimental analysis of turbulent flow through a channel with baffle plates. Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering, volume 26(2): 153-159

CONCEPTION D'UN CAPTEUR SOLAIRE HYBRIDE PHOTOVOLTAÏQUE THERMIQUE (SYSTEME-THERMOSIPHON)

MT. BAISSI[1,2], K. TOUAFEK[1], I. TABET[1], A. KHELIFA[1]

[1]Unité de Recherche Appliquée en Energies Renouvelables, URAER, Centre de Développement des Energies Renouvelables, CDER, 47133, Ghardaïa, Algeria, Baissi_med@uraer.dz, khaledtouafek@uraer.dz, tabetismail@uraer.dz, khelifa_abdelkrim@uraer.dz
[2]Université Mohamed Khider, B.P. 145, Biskra, 07000 Algeria, Baissimohamed@yahoo.fr

RÉSUMÉ

L'objet de ce travail est la conception d'un système hybride solaire. Un système hybride photovoltaïque thermique (PV/T) combine deux systèmes solaires différents (thermique et photovoltaïque) en une seule unité. Durant la conversion photovoltaïque du capteur solaire une chaleur est générée ce qui augmentera la température de la cellule photovoltaïque et causera une chute de son rendement. Ce phénomène est dû à la partie du rayonnement solaire non absorbée par les cellules et qui sera à l'origine de son échauffement. Cet échauffement a été considéré comme néfaste pour le rendement des capteurs solaires photovoltaïques et plusieurs efforts ont été consentis pour évacuer cette chaleur. Il y'a eu aussi l'idée d'exploiter ce phénomène par la combinaison du système photovoltaïque avec un système thermique pour former le capteur hybride PVT qui va générer en même temps de l'électricité et de la chaleur. Ce travail est consacré pour étudier la conception d'un système solaire chauffe d'eau à thermosiphon combiné avec des cellules photovoltaïques.

Mots Clés: *Conception, système hybride solaire, thermosiphon, photovoltaïque, thermique*

NOMENCLATURE

Symboles :

A surface de contact nécessaire, m^2
B besoin journalier en énergie, kWh/jour
Cp capacité calorifique, Jkg^{-1}K^{-1}
C_i coefficient d'inclinaison
C_o coefficient d'orientation (Azimut)
C diamètre intérieur de la cuve, m
d_0 diamètre extérieur de tube, m
D diamètre équivalent du côté cuve du tube en serpentin m
D diamètre intérieur de tube, m
E energie nécessaire pour le chauffage, kWh
G^* rayonnement solaire global, Wh/m²
G_s vitesse massique du fluide coté cuve, kg/m^{2}s
h_i coefficient de transfert de chaleur à l'intérieur du serpentin
H hauteur du serpentin, m
h_t hauteur du réservoir, m
h_{dcrit} hauteur verticale minimum critique, m
h_d hauteur verticale descendre, m
h_u hauteur verticale vers le haut du réservoir, m
j_H Facteur de Colburn
M_{mf} débit massique d'eau de la cuve, kg/s
N nombre de tours du serpentin
N_{Re} nombre de Reynolds (coté cuve)
N_{Pr} nombre de Prandtl (coté cuve)
P le pas entre les tubes de serpentin m
q débit volumique, m^3/s
Q charge thermique, W
r rayon de serpentin, m
Re nombre de Reynolds côté du tube
R_a facteur d'encrassement coté cuve
R_t facteur d'encrassement coté tube
T température, °C

Lettres grecques :

α angle d'inclinaison du capteur
ρ densité de fluide, kg/m^3
μ viscosité, kgm^{-1}s^{-1}
η rendement du capteur
η_0 rendement optique du capteur

Indices :

es eau de soutirage

k conductivité thermique, $Wm^{-1}K^{-1}$
L longueur du serpentin nécessaire, m
ef eau froide entrant dans le ballon
st eau de stockage

1. INTRODUCTION

L'énergie solaire est utilisée principalement sous deux formes, selon que l'énergie thermique et l'énergie électrique. Un des systèmes thermiques les plus couramment utilisés est le chauffe-eau solaire. Les cellules photovoltaïques sont utilisées pour la conversion de l'énergie solaire en énergie électrique. Les systèmes thermiques et photovoltaïques lorsqu'ils sont utilisés à un endroit sont installés normalement comme des unités séparées. En concentrant les systèmes photovoltaïques où le taux de concentration est élevé, c'est une pratique courante pour refroidir les panneaux à l'aide de moyens passifs ou actifs en faisant circuler de l'eau ou l'air. Ces systèmes sont normalement installés à des endroits où l'eau chaude ou d'air chaud ne peuvent pas être utilisés fructueusement. Le besoin est un système qui pourrait être utilisé dans les maisons ou dans les petits centres commerciaux. Un tel système est un combiné photovoltaïque-thermique (PV/T) à capteur plan. Les deux types d'énergie, ainsi que thermique électrique, sont produites simultanément à partir d'une unité de collecteur unique.
Au cours des années précédentes, une grande quantité de travaux de recherches sur les capteurs PVT ont été menés. Provenant de plusieurs développements indépendants qui ont tous eu comme conséquence l'idée d'intégrer le photovoltaïque et le flux de chaleur produit dans un seul capteur.
À Chypre, une étude numérique a été effectuée sur des capteurs hybrides PVT inclus dans un système à thermosiphon PVT [1]. Chow [2]-[3] ont établi un modèle dynamique pour un capteur PVT, qui a été utilisé pour calculer les performances d'un système à thermosiphon.
Les efforts de recherches ont été accentués sur les applications autonomes des capteurs PVT dans des systèmes à thermosiphon, qui ont été en grande partie effectués au centre des études d'énergies de l'Institut de la technologie indien à New Delhi et à l'université de Delhi [4]-[7]. Le premier prototype en Algérie du capteur hybride PVT a été étudié et réalisé à l'unité de recherche appliquée en énergies renouvelables à Ghardaïa par Touafek et al. [8]-[10]. Il s'agit de capteurs PVT de type eau avec un absorbeur en serpentin en cuivre. Wei He et al. [11] ont introduit un système de PV T / thermosiphon collecteur avec des cellules de silicium poly-cristallin placés sur la partie supérieure d'un absorbeur-boîte plate en alliage d'aluminium (avec 50% de couverture); les tests de performance en plein air sur le prototype ont montré que tous les jours un rendement thermique d'environ 40% et une économie d'énergie primaire de 52% sont réalisables. Le logiciel de simulation TRNSYS a été utilisé par Kalogirou pour modéliser les capteurs hybrides PVT [12] puis dans la simulation d'un système à thermosiphon [13]. Tripanagnostopoulos et Kalogirou ont étudié plusieurs configurations des capteurs hybrides à eau.

2. CONCEPT DE CAPTEUR HYBRIDE PHOTOVOLTAÏQUE-THERMIQUE

Le concept de capteur hybride photovoltaïque-thermique consiste à superposer les deux fonctions énergétiques électrique et thermique. Dans ce type de composant hybride, les cellules PV fonctionnent comme absorbeur thermique et sont refroidies grâce à la circulation d´un fluide caloporteur en face arrière. La figure 1 présente une description d´un capteur PV-T plan vitré utilisant de l´eau comme fluide caloporteur. Le système se compose de trois modules PV, chaque module est de surface de 1.28 m^2 incliné à 32.8° à l'horizontale, un réservoir de stockage vertical isolé thermiquement de 80 l de capacité, un serpentin immergé dans le réservoir et un appoint d'énergie effectué par une résistance supplémentaire alimentée en énergie électrique. Ce dernier fournit la chaleur quand la température du réservoir n'est pas assez élevée pour chauffer l'eau sanitaire à la température de sortie désirée à Tc = 45°C.

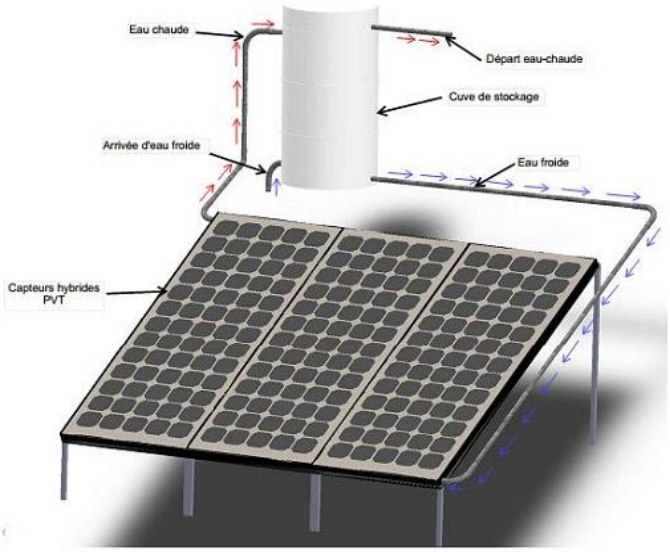


FIGURE 1. Conception de collecteur hybride PV/T

3. DIMENSIONNEMENT DU SYSTEME

3.1. DETERMINER LA SURFACE DU CAPTEUR

La surface de collection est calculée en prenant en considération les valeurs de l'insolation, le rendement du capteur, la puissance thermique nécessaire, la contribution solaire...etc pour un calcul exact de l'énergie collectée par jour, les valeurs horaires de l'insolation doivent être additionnées chaque heure. L'idéal serait de calculer le volume du réservoir de stockage et la surface du capteur en fonction des charges thermiques horaires et journalières demandées. Cependant, ces calculs sont trop longs pour être fait à la main. Dans ce contexte, nous avons réalisé un programme de calcul la conception d'un système thermosiphon sous Excel.

Le besoin en eau chaude est de 40 litres par personne à 30°C (sans appoint d'énergie) et la température de l'eau froide est de 20°C, l'eau chaude consommée est de :

$V_{ECS} = V_{besoin} \times N_P = 40 \times 2 = 80$ litres à 30 °C ce qui nous donne un volume de 27 litres par personne et par jour à 35 °C.

Nous avons les valeurs des températures proposé suivante : T_{es}=30°C, T_{st}=35 °C, T_{ef}=20°C.

$$V = V_{bosoin} \times \left(\left(T_{es} - T_{ef} \right) / \left(T_{st} - T_{ef} \right) \right) \quad (1)$$

Avec un besoin de 80 litres/jour, ceci représente une énergie de :

$$E = V_{bosoin} \times 1.163 \times \left(T_{st} - T_{eS} \right) \quad (2)$$

E = 1.395 kWh.

- Calcul le rendement de capteur :

Le rendement capteur est très difficile à définir sans mesures directes sur site car fonction de plusieurs paramètres mais pour simplifier, il est possible d'utiliser la formule suivante :

$$\eta = \eta_0 - U_1 \times \frac{\left(T_{mf} - T_e\right)}{G^*} - U_2 \times \frac{\left(T_{mf} - T_e\right)^2}{G^*} \quad (3)$$

Nous avons prendre les données suivantes :

Le rendement η_0 (ou efficacité) optique du capteur, avec environ 0,826 pour un capteur plan et 0,837 pour un capteur à tubes sous vide d'air.

Le rayonnement solaire global G^* en Wh/m² il est possible de prendre une valeur moyenne par défaut d'environ 800 W/m².

Les coefficients U_1 et U_2 de déperditions thermiques par conduction et par convection, en W/m².K avec des valeurs par défaut indiquées dans le tableau ci-dessous :

Type de capteur	U_1	U_2
Capteur plan	3,7	0,011
Capteur à tube sous vide	1,8	0,008

TABLEAU 1. Coefficients de déperditions thermiques

On trouve le rendement de capteur : η =67%

- Les besoins journaliers en énergie :

Avec un rendement d'installation d'environ 67% (33% de pertes thermiques), les besoins journaliers en énergie s'élèvent à :

$$B_{Energie} = \frac{E_{nergie}}{\eta} \quad (4)$$

$B_{Energie}$ = 62.46 kWh/mois.

- Energie de capteur :

Les capteurs ont une orientation et inclinaison différente, on appliquera les coefficients correspondants pour calcule l'énergie de capteur en peut utiliser la formule suivante :

$$E_{capteur} = E_{Disponible} \times C_0 \times C_i \times \eta \quad (5)$$

Pour la région de Ghardaïa, la production journalière est 0.8203 KWh/m².

Le capteur peut produire par mois : 24,6 KWh/m².

Avec $E_{Capteur}$ = 15,32 kWh/m²

- La surface de capteur nette nécessaire :

On l'obtient en utilisant l'équation suivante:

$$S_{capteur} = \frac{B_{Energie}}{E_{capteur}} \tag{6}$$

$$S_{Capteur} = 4{,}07 \text{ m}^2$$

3.2. CONCEPTION D'ECHANGEUR DE CHALEUR HELICOÏDAL

Le ballon d'eau chaude sanitaire est une cuve métallique bien isolée qui constitue la réserve en eau chaude sanitaire. L'eau chaude soutirée est remplacée immédiatement par la même quantité d'eau froide du réseau qui est à nouveau réchauffée. Ces systèmes de chauffe-eau solaire sont aujourd'hui extrêmement performants même si on peut regretter que le rendement maximum soit en été quand on en a le moins besoin. Cette énergie solaire, gratuite, non polluante et inépuisable. Dans l'échangeur de chaleur dimensionnement, à la fois LMTD-NTU et ε-NTU méthodes fournissent le produit du coefficient global de transfert de chaleur(U). Cet est le but de ce travail pour décrire une approche pour diriger-dimensionnement à partir du produit U et de la LMTD.

Nous avons effectué nos calculs sur la base d'une production journalière de 80 litres d'eau chaude à 45°C en utilisent le système thermosiphon puis l'énergie d'appoint. Pour le système thermosiphon, si l'on suppose que l'eau à réchauffer est au départ à 20°C, cela nécessitera un apport calorifique de: 80 (30° - 20°) = 800 kilocalories par jour, ce qui équivaut à environ 0.93 kilowatts Heure par jour. On admettra pour simplifier que ce besoin est constant tout au long de l'année.
L'analyse de l'échangeur de chaleur hélicoïdal figure 2 est réalisée par la procédure suivante:

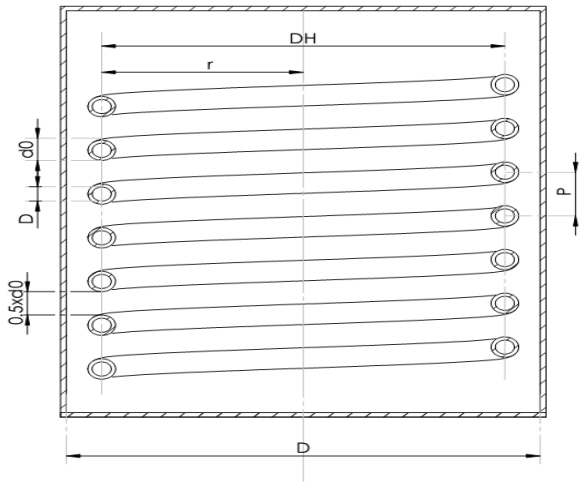


FIGURE 2. Vue en coupe schématique d'un échangeur de chaleur à serpentin hélicoïdal.

A. PROCEDURE DE DIMENSIONNEMENT

La procédure simple pour la conception d'un échangeur de chaleur hélicoïdal. Déterminer les coefficients de transfert de chaleur. Pour calculer les coefficients de transfert de chaleur dans le serpentin et cuve, les paramètres suivants doivent être connus:

- Longueur du serpentin nécessaire

Le calcul de la longueur des serpentins a été fait à partir de la formule suivant :

$$L = N\sqrt{(2\pi r)^2 + p^2} \tag{7}$$

Le pas entre les tubes de serpentin

$$P = 1.5 d_0 \tag{8}$$

Donc : L= N (0.8731 m)

- Volume disponible pour l'écoulement de fluide dans l'espace de la cuve :

$$V_f = \left(\frac{\pi}{4}\right) C^2 pN - \left(\frac{\pi}{4}\right) {d_0}^2 L \tag{9}$$

$V_f = N$ (1.632 10^{-3} m^3)

- Le diamètre équivalent du côté cuve du tube en serpentin :

$$D_{eq} = \frac{4V_f}{\pi {d_0}^2 L} \tag{10}$$

D_{eq}= 0.198 m

- La vitesse massique du fluide coté cuve :

On propose M_{fc} = 0.007 kg/s débit massique d'eau de la cuve.

$$G_s = \frac{M_f}{\left(\frac{\pi}{4}\right) C^2} \tag{11}$$

G_s= 0,727 kg/m^2s

paramètre	Eau froid (cuve)	Eau chaude (tube serpentin)
Débit massique Mf	0.007	0.07
Température initiale (°C)	20	45
Température de sortie (°C)	30	35
Cp J/Kg °C	4182	4178
Nombre prandtl (PR)	7,02	4,34
La conductivité thermique (K) (W / m °C)	0,597	0,628
Viscosité (N-s / m^2)	10,10x10^{-4}	6,55x10^{-4}
Densité (kg/m^3)	1001	995

TABLEAU 2. Les paramètres d'exploitation de l'échangeur de chaleur

- Nombre de Reynolds (coté cuve) :

$$N_{\mathrm{Re}} = D_{eq} \times \frac{G_s}{\mu_{fw}} \tag{12}$$

$$N_{\mathrm{Re}} = 142.703$$

- Coefficient de transfert de chaleur extérieur du serpentin :

Pour nombres de Reynolds, N_{Re} dans la gamme de 50 - 10,000.

$$\frac{h_0 D_e}{k} = 0.6 N_{\mathrm{Re}}{}^{0.5} N_{\mathrm{Pr}}{}^{0.31} \tag{13}$$

$$h_0 = 39.54 W / m^2 {}^\circ C$$

- La vitesse de fluide le tube serpentin :

Vitesse du fluide :

$$u = \frac{q}{A_f} \tag{14}$$

La surface de la section de tube :

$$A_f = \frac{\pi D^2}{4} \tag{15}$$

$$A_f = 7.85 \times 10^{-5} m^2$$

Le débit volumique:

$$q = \frac{M}{\rho} \tag{16}$$

$$q = 7.035 \times 10^{-6} m^3 / s$$

Donc : $u = 0.0896 m / s$

- Nombre de Reynolds côté du tube est :

$$\mathrm{Re} = \rho_{cw} \times u \times D / \mu_{cw} \tag{17}$$

$$\mathrm{Re} = 5028.16$$

- Coefficient de transfert de chaleur à l'intérieur du serpentin h_{io} :

Calculer d'abord le facteur de Colburn j_H De graphique j_H=19.

$$h_i = j_H \left(k / D\right)\left(N_{\mathrm{Pr}}\right)^{1/3} \tag{18}$$

$$h_i = 1946.3 W / m^2 {}^\circ c$$

Coefficient de transfert de chaleur sur la base du diamètre extérieur du serpentin :

$$h_{i0} = h_i \times D / \mathrm{d}_0 \tag{19}$$

$$h_{i0} = 162191 W / m^{2\circ} c$$

- Coefficient global de transfert de chaleur :

D'abord calculer l'épaisseur de paroi du tube X

$$X = \frac{(d_0 - D)}{2} \tag{20}$$

$$X = 0.001 m$$

$$1/U = 1/h_o + 1/h_{oi} + x/k + R_t + R_a \tag{21}$$

$$U = 38.08 W / m^{2\circ} C$$

- Différence de température moyenne logarithmique (contre- courant) :

$$\Delta T_{lm} = \frac{\left[(T_{e-tub} - T_{e-cuve}) - (T_{s-tub} - T_{s-cuve})\right]}{\ln\left((T_{e-tub} - T_{e-cuve})/(T_{s-tub} - T_{s-cuve})\right)} \tag{22}$$

Maintenant corrigé ΔT_{lm}

$$\Delta T_{lm-corrigé} = facteurdecorrection \times \Delta T_{lm} \tag{23}$$

$$\Delta T_{lm-corrigé} = 12.3^{\circ} C$$

- Charge thermique *Q :*

$$Q = M_{cw} \times c_p \times \Delta T \tag{24}$$

$$Q = 292.46 W$$

- La surface de contact nécessaire :

$$A = \frac{Q}{U_i \times \Delta T_{lm-corrigé}} \tag{25}$$

$$A = 0.62 m^2$$

- Calculer le nombre de tours du serpentin nécessaire :

$$L = \frac{A}{\pi d_o} \tag{26}$$

$$L = \frac{0.624}{\pi \times 0.012} = 16.55 \approx 17m$$

$$N = A/\left(\pi d_o \left(L/N\right)\right) \tag{27}$$

$$N = 18.97 \sim 19 \; tours$$

- La hauteur du serpentin est :

$$H = N \times P + d_o \tag{28}$$

$$H = 0,354 \; m$$

3.3. POSITIONNEMENT DU RESERVOIR DE STOCKAGE

Rectification thermique est souvent nécessaire dans les systèmes de chauffage solaire de l'eau à l'énergie afin d'éviter les fuites de chaleur indésirables qui se produisent pendant la nuit à la suite de mouvements thermosiphon inverse qui peut se produire lorsque la température moyenne du capteur solaire est inférieure à celle de la cuve de stockage. Dans une circulation naturelle, l'énergie solaire chauffe-eau, la température locale est une fonction de la hauteur de l'eau dans le système. Supposons que la température moyenne $\overline{T_i}$ de l'eau dans un composant du système de la hauteur h_i est donné par:

$$\overline{T_i} = \frac{\int_0^{h_i} T\left(h\right) dh}{h_i} \tag{29}$$

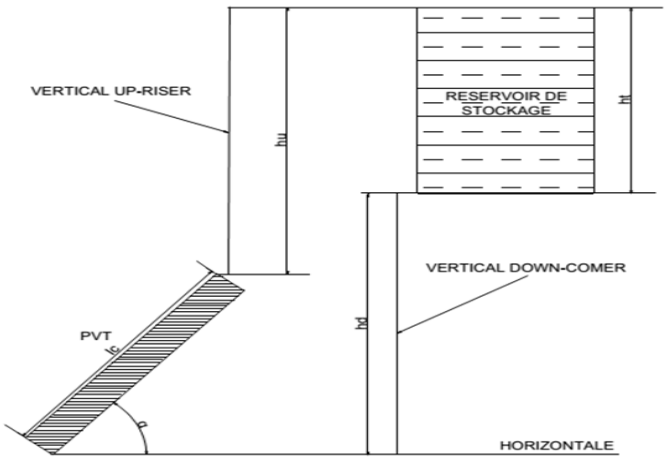


FIGURE 3. Schéma de principe d'une circulation naturelle d'énergie solaire chauffe-eau

La hauteur verticale minimum critique du tuyau de descente qui va empêcher la circulation inverse se produisant la nuit est donnée par [14]:

$$h_{dcrit} = \frac{1}{(T_u - T_d)}\left((T_u - T_c) l_c \sin\alpha + (T_t - T_u) h_t\right) \quad (30)$$

Dans la figure 3 on peut voir que:

$$l_c \sin\alpha + h_u = h_d + h_t \quad (31)$$

On aura:

$$h_u = h_d + h_t - l_c \sin\alpha \quad (32)$$

Dans notre cas les données suivantes :

Les caractéristiques géométriques :

Longueur de capteur l_c= 1.6 m.

L'angle d'inclinaison de capteur α=32.39°.

Longueur du réservoir h_t=0.56m.

- Les températures supposées de nos calculs pendant la nuit sont :

Température du tube de vers le haut-canalisation verticale T_u =27°C.

Température du tube l'arrivant vers le bas T_d =22°C.

Température du réservoir pendant la nuit T_t=30°C.

Température du collecteur pendant la nuit T_c=20°C.

Donc: $h_{dcrit} = 1.53m$

Et $h_u = h_d + h_t - l_c \sin\alpha = 1.23m$

4. CONCLUSIONS

L'objet de notre travail consiste à dimensionner l'installation en premier lieu, la réalisation en second et enfin effectuer quelques tests afin d'étudier les performances thermiques et électrique de l'installation. Nous avons décrit une méthode de calcul de la surface de collection et réservoir de stockage avec un échangeur de chaleur en serpentin immergé, avec le positionnement du réservoir de stockage.

L'efficacité d'un chauffe-eau à thermosiphon est d'environ 40% ou plus, alors que dans une installation photovoltaïque, seulement 10 à 20% de l'énergie solaire est utilisée, le reste environ 80%, est perdu. Pour cela

nous avons réalisé une nouvelle approche appelle à la conception de systèmes solaires plus efficaces de production d'énergie thermique et électrique.

REFERENCES

[1] Kalogirou SA, «Use of TRNSYS for modelling and simulation of a hybrid PV-thermal solar system for Cyprus», Renewable Energy 2001; 23:247–60.

[2] Chow TT, «Performance analysis of photovoltaic-thermal collector by explicit dynamic model». Sol Energy 2003; 75:143–52.

[3] Chow TT, He W, Ji J, «Hybrid photovoltaic-thermosyphon water heating system for residential application». Sol Energy 2006; 80(3):298–306.

[4] Agarwal RK, Garg HP, «Study of a photovoltaic-thermal system-thermisyphonic solar water heater combined with solar cells», Energy Convers Manage 1994; 35(7):605–20.

[5] Garg HP, Agarwal RK, Joshi JC, «Experimental study on a hybrid photovoltaic-thermal solar water heater and its performance predictions», Energy Convers Manage 1994; 35(7):621–33.

[6] Garg HP, Agarwal RK, «Some aspects of a PV/T collector/forced circulation flat plate solar water heater with solar cells», Energy Convers Manage 1995; 36(2):87–99.

[7] Tiwari A, Sodha MS, «Parametric study of various configurations of hybrid PV/thermal air collector: Experimental validation of theoretical model», Sol Energy Mater Sol Cells 2007; 91:17–28.

[8] Touafek K, Malek A, Haddadi M, « Etude expérimentale du capteur hybride photovoltaïque thermique », Revue des Energies Renouvelables 2006 ; 9 (3) : 143- 154.

[9] Touafek K, Malek A, Haddadi M, Bendaikha-Touafek W, « Simulation numérique du comportement thermique du capteur hybride photovoltaïque Thermique », Revue des Energies Renouvelables 2008 ; 11(1) : 153-165.

[10] Touafek K, Malek A, Haddadi M, Bendaikha-Touafek W, Serir L, «Survey of the temperature distribution in a photovoltaic solar module», conference: International Conference on Electrical Engineering Design and Technologies (ICEEDT), Hammamet, Tunisia, November 4-6, 2007.

[11] Wei He, Tin-Tai Chow, Jie Ji, Jianping Lu, Gang Pei, Lok-shun Chan. Hybrid photovoltaic and thermal solar-collector designed for natural circulation of water. Applied Energy 2006; 83(3):199–210.

[12] Kalogirou SA, «Use of TRNSYS for modelling and simulation of a hybrid PV– thermal solar system for Cyprus», Renewable Energy 2001; 23 (2): 247–260.

[13] Kalogirou SA, Y. Tripanagnostopoulos, «Hybrid PV/T solar systems for domestic hot water and electricity production», Energy Conversion and Management 2006; 47: 3368–3382.

[14] B. Norton and S.D. Probert ‘Achieving Thermal Rectification in Natural-Circulation Solar-Energy Water Heaters’ Applied Energy 14 (1983) 211 225.

ETUDE DE LA NATURE DU MILIEUX SUR L'ÉCOULEMENT DES GAZ DANS LES CANAUX D'UNE PILE À COMBUSTIBLE DE TYPE PEM

Hassiba BEKKOUCHE[1], Abla CHAKER[1]

[1]Laboratoire de Physique Energétique, Département de Physique, Université les Frères Mentouri Constantine
hassibabek@yahoo.fr

RÉSUMÉ

Le travail présenté contribue à la modélisation numérique bidimensionnelle et transitoire des phénomènes de l'écoulement des gaz dans les canaux pour voir son influence sur la distribution des réactifs dans une pile à combustible à membrane échangeuse de protons. Le modèle mathématique élaboré est résolu par la méthode des volumes finis. Cette étude a permis de mieux comprendre la différence d'un écoulement dans un milieu continu et un milieu poreux et de visualiser l'effet de la vitesse d'entrée des réactifs sur le transport et la distribution d'oxygène et d'hydrogène dans toutes les parties de la pile dans le but d'améliorer les performances électriques de cette dernière. Nous considérons que les canaux des gaz sont des milieux continus, tandis que les couches de diffusion, de catalyseur et la membrane sont des milieux poreux.

Mots Clés: *Pile à Combustible, Ecoulement, Perméabilité, Vitesse Transversale, Volumes Finis.*

NOMENCLATURE

Symboles :	ŋ polarisation
K permeabilite, m²	σ conductivite thermique $\Omega^{-1}m^{-1}$
T température, K	ɜ porosite
P pression, Nm^{-2}	**Indices / Exposants :**
U vitesse longitudinale ms^{-1}	eff effectif
V vitesse transversale ms^{-1}	a anode
Lettres grecques :	c cathode
ρ masse volumique, kgm^{-3}	m membrane
μ viscosite dynamique $kgm^{-1}s^{-1}$	GDL couche de diffusion de gaz
α diffusivite thermique m^2s^{-1}	CL couche de catalyseur

1. INTRODUCTION

Les batteries électriques peuvent faire fonctionner tout appareil électrique et notamment être capable de produire de l'énergie pour faire rouler un véhicule par exemple. Elles ont le mérite de ne pas engendrer de matières polluantes ni de bruits sonores. Les piles PEMFC (Proton Exchange Membrane Fuel Cell), si elles sont si populaires par rapport aux autres types de piles, c'est grâce à leur faible température de fonctionnement qui permet un démarrage rapide, leur plus grande souplesse de fonctionnement avec le moins de chaleur à évacuer

et un large spectre de puissance qui présentent leurs principaux avantages. La pile à combustible de type PEM se compose d'une membrane d'électrolyte de polymère solide serrée entre deux électrodes. Les électrodes sont à base d'un matériau carboné sur lequel sont déposés des grains de platine jouant le rôle de catalyseur. On les subdivise généralement en deux couches, la couche catalytique et la couche de diffusion. Les plaques bipolaires dirigent le carburant et l'oxydant des deux côtés de la pile par des canaux usinés dans ces plaques, donc leur rôle est d'assurer une répartition homogène des gaz sur les électrodes.

Le développement de la technologie des piles a suscité un grand intérêt ces dernières années car l'utilisation de cette technologie est particulièrement compliquée, du au grand nombre de paramètres à contrôler en même temps (les flux de gaz, la température de fonctionnement, l'humidification des membranes etc.). L'influence de tous les paramètres intérieurs et extérieurs de la pile rend la modélisation complexe puisque il faut tenir compte de plusieurs phénomènes, des transferts de chaleur et de masse aussi bien que des effets électriques et électrochimiques qui se produisent dans la pile à combustible. L'influence de la nature du milieux sur le transport des gaz dans les canaux d'écoulement des PEMFC a fait l'objet de nombreuses études tant théoriques qu'expérimentales [1-5], c'est dans ce cadre que s'inscrit notre travail qui aura pour objectif une modélisation bidimensionnelle et transitoire des phénomènes de transport des reactifs dans un plan parallèle à l'écoulement qui inclut tous les éléments de la pile.

2. MODELE MATHEMATIQUE

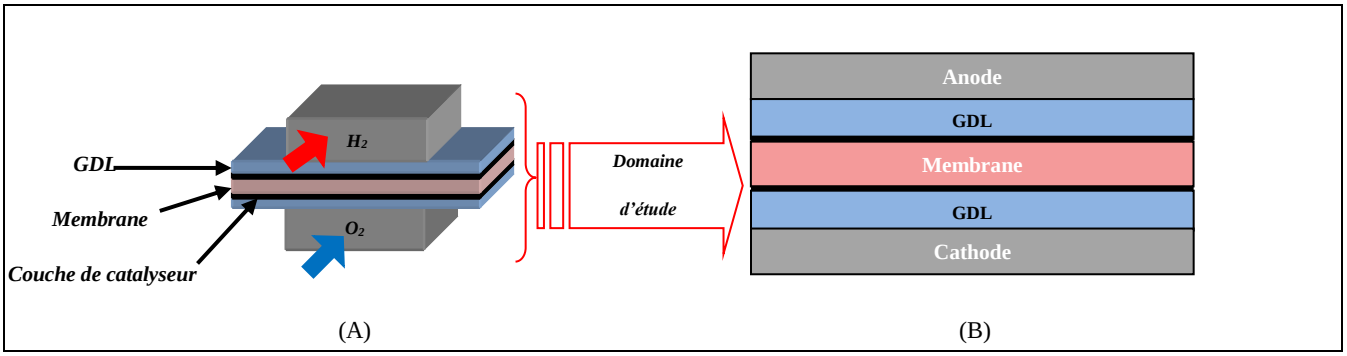


FIGURE 1. Présentation du domaine d'étude de la pile à combustible

(A): 3D, (B): coupe longitudinale.

2.1. Equations du modèle

La modélisation bidimensionnelle des phénomènes qui se produisent dans la pile est décrite par les équations suivantes:

2.1.1. Equation de continuité

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho U}{\partial x} + \frac{\partial \rho V}{\partial y} = 0 \qquad (1)$$

2.1.2. Equation de mouvement

$$\frac{\partial \rho U}{\partial t} + U\frac{\partial \rho U}{\partial x} + V\frac{\partial \rho U}{\partial y} = -\frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x}\left(\mu^{eff}\ \frac{\partial U}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\mu^{eff}\ \frac{\partial U}{\partial y}\right) + S_U \tag{2}$$

$$\frac{\partial \rho V}{\partial t} + U\frac{\partial \rho V}{\partial x} + V\frac{\partial \rho V}{\partial y} = -\frac{\partial P}{\partial y} + \frac{\partial}{\partial x}\left(\mu^{eff}\ \frac{\partial V}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\mu^{eff}\ \frac{\partial V}{\partial y}\right) + S_V \tag{3}$$

2.1.3. Equation d'énergie

$$\frac{\partial T}{\partial t} + U\frac{\partial T}{\partial x} + V\frac{\partial T}{\partial y} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\alpha^{eff}\ \frac{\partial T}{\partial x}\right) + \frac{\partial}{\partial y}\left(\alpha^{eff}\ \frac{\partial T}{\partial y}\right) + S_T \tag{4}$$

Description			
$0.3.10^{-3}$ m	e_a	0.28	ε_m
$0.3.10^{-3}$ m	e_c	$5N/m^2$	p_a
$0.3.10^{-3}$ m	e_{GDL}	$5N/m^2$	p_c
$0.1.10^{-1}$ m	e_m	67 mol/m^3	C_a
350 K	T	17 mol/m^3	C_c

TABLEAU 1. Valeurs des paramètres utilisées pour la simulation

Le flux de distribution des gaz dans les électrodes est modélisé par la loi de Darcy avec le gradient de pression comme force d'entraînement. Cette loi qui n'exige pas une description géométrique détaillée de structure de pore, considère que le vecteur vitesse est déterminé en fonction du gradient de pression, de la viscosité du fluide, et de la structure des milieux poreux. [6]

$$S_{\vec{U}} = -\varepsilon\ \frac{\mu}{K}\vec{U} \tag{5}$$

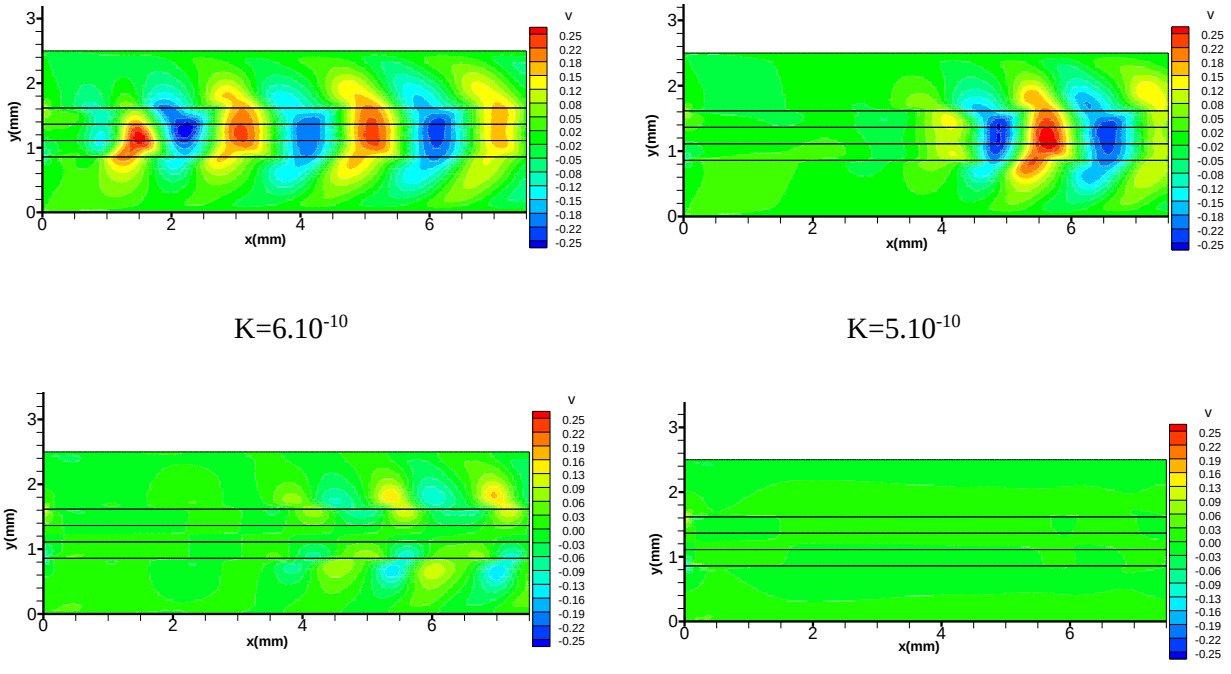
Avec :
ε: Porosité.
K: Perméabilité de chaque milieu de la pile.
μ:Viscosité dynamique.

3. RESOLUTION NUMERIQUE

L'outil numérique utilisé pour la résolution du système d'équations est la méthode des volumes finis [7], qu'elle est souvent utilisée en phénomène de transport de masse et transfert de chaleur. Un programme informatique (Fortran) est développé pour l'obtention des champs et profiles de vitesse et de concentration des espèces dans toutes les parties de la pile.

4. RESULTATS

Dans le but de voir l'effet de la deuxième direction (y), la seconde composante (vitesse transversale (V)) est présentée sous forme de contours pour différentes valeurs de la perméabilité. On remarque sur la figure (2), que pour de faibles valeurs de la perméabilité la vitesse est nulle alors qu'elle croit avec l'augmentation de la perméabilité. Une explication peut être avancée, à savoir qu'à l'entrée des canaux, les réactifs entrent avec des vitesses maximales (vitesses d'entrée des réactifs), ces grandes vitesses ne laissent pas les réactifs se diffuser à travers la GDL, d'où l'absence de vitesse dans toutes les parties de la pile. Après un certain temps, les vitesses d'entrée diminuent, ce qui permet la diffusion des gaz dans le cœur de la pile d'où l'apparition de vitesse, qui va augmenter avec l'accroissement de la perméabilité



$K=6.10^{-10}$ $K=5.10^{-10}$

$K=2.10^{-10}$ $K=0.9.10^{-10}$

FIGURE 2. Répartition du champ de vitesse pour différentes valeurs de perméabilité

L'observation des courbes de la figure (3) permet de noter que pour une valeur de la perméabilité de l'ordre de $0.9.10^{-10}$, le profil de la vitesse est linéaire ce qui signifie que cette dernière est nulle. Pour de grandes valeurs de perméabilité ($K=5.10^{-10}$ et 6.10^{-10}), les profils de la vitesse sont de forme aléatoire ce qui peut être expliqué par le fait que lorsque K augmente, l'écoulement se dirige vers la couche poreuse.

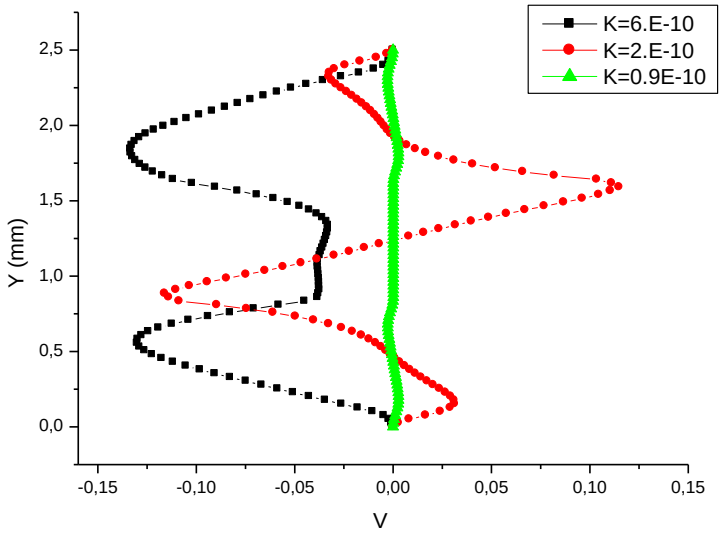


FIGURE 3. Profil de la vitesse suivant la hauteur de la pile pour différentes valeurs de perméabilité

L'effet de la nature du milieu (continu ou discontinu) sur la répartition de l'hydrogène et de l'oxygène dans les différentes parties de la pile est mis en évidence sur la figure (4). Nous pouvons remarquer sur cette dernière une distribution homogène des espèces dans canaux anodique et cathodique quand la perméabilité K est faible. Pour des valeurs de K importantes, des perturbations apparaissent sur le profil des champs de concentrations qui prend un aspect de plus en plus sinusoïdal de la paroi vers l'intérieur de la pile.

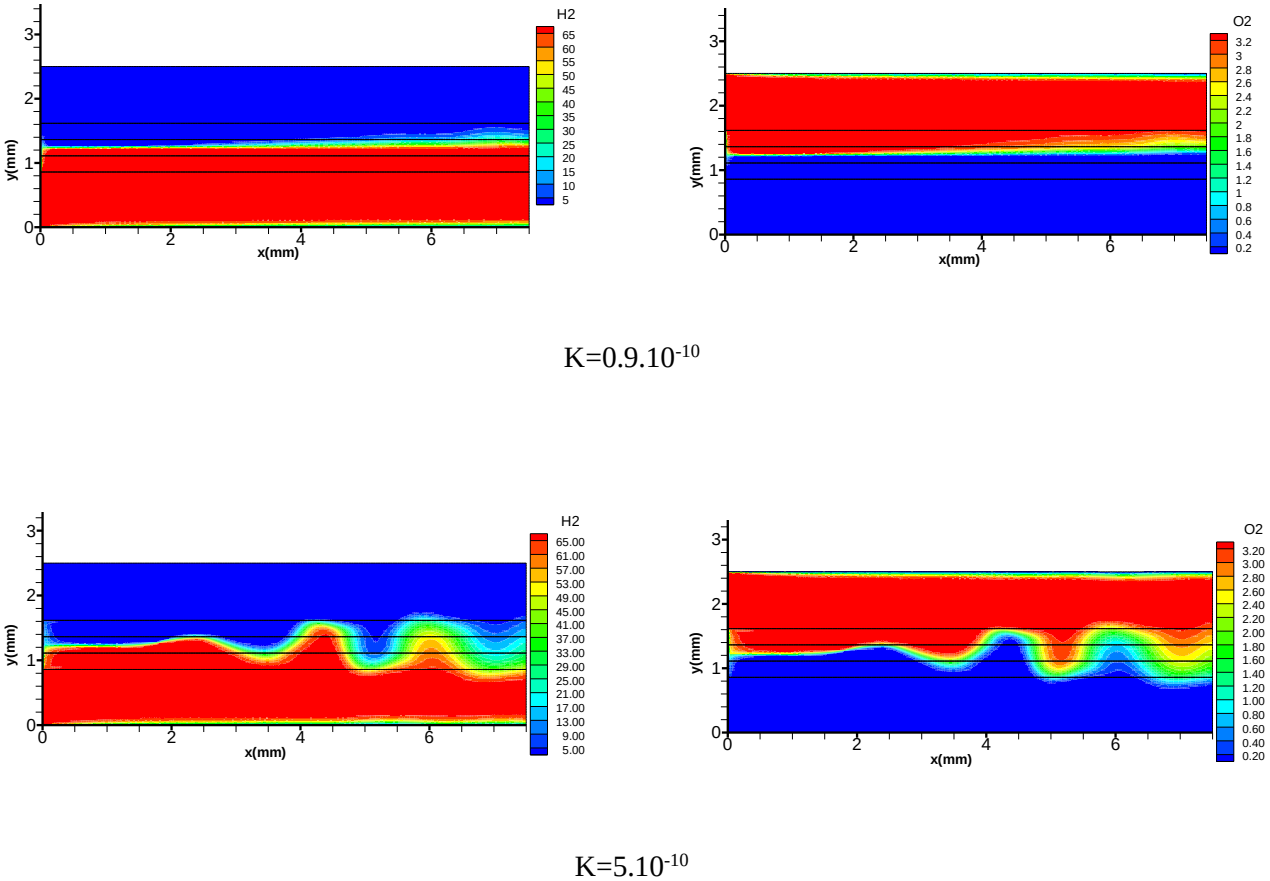


FIGURE 4. Répartition du champ pour des concentrations des réactifs

5. CONCLUSIONS

La modélisation bidimensionnelle des phénomènes de l'écoulement des gaz dans les canaux dans un plan parallèle à l'écoulement supposé laminaire, incompressible et isotherme dans toutes les parties d'une pile à combustible de type PEMFC a été entreprise dans le cadre de cette étude. L'analyse des résultats obtenus, a conduit aux observations suivantes :

- Une distribution homogène de réactifs est assurée avec des faibles valeurs de perméabilité.
- L'effet de la vitesse d'entrée des réactifs dans les canaux anodique et cathodique démontre que pour de faibles valeurs de la perméabilité la vitesse est nulle alors qu'elle croit avec l'augmentation de la perméabilité.

Comme l'écoulement des gaz dans les canaux a une grande influence sur les performances des piles à combustible de type PEMFC, notre travail est considéré comme une contribution à l'étude et un outil d'aide

pour la compréhension des phénomènes physiques qui se déroulent dans les piles ainsi que l'influence de la vitesse d'écoulement des gaz dans les canaux sur la distribution des réactifs.

Les résultats que nous avons obtenus suggèrent que la diffusion des espèces dans la couche de diffusion des gaz est d'autant plus facile que les perméabilités du GDL et du catalyseur sont grandes ce qui amène par conséquent plus de gaz à la couche de diffusion, jusqu'à la couche de catalyseur où se déroule la réaction d'oxygène et d'hydrogène pour produire de l'électricité

REFERENCES

[1] S.W.Perng, H.W.Wu,T.C.Jue and K.C.Cheng, Numerical predictions of a PEM fuel cell performance enhancement by a rectangular cylinder installed transversely in the flow channel, *Applied Energy*, 86 1541–1554, 2009.

[2] J. Scholta, G. Escher, W. Zhang, L. K¨uppers, L. J¨orissen and W. Lehnert, Investigation on the influence of channel geometries on PEMFC performance, *Journal of Power Sources*, 155 66–71, 2006.

[3] M.Akbari and B.Rismanchi, Numerical investigation of flow field configuration and contact resistance for PEM fuel cell performance, *Renewable Energy*, 33 1775–1783, 2008.

[4] N.P.Siegel, M.W.Ellis, D.J.Nelson and M.R.Spakovsky, A two-dimensional computational model of a PEMFC with liquid water transport, *Journal of Power Sources*, 128 173–184, 2004.

[5] D.Haddad, H.Benmoussa, N.Bourmada, K.Oulmi, B.Mahmah and M.Belhamel, One dimensional transient numerical study of the mass heat and charge transfer in a proton exchange membrane for PEMFC, *International Journal of hydrogen energy*, 34 5010 -5014, 2009.

[6] G.H.Guvelioglu and H.G.Stenger, Computational fluid dynamics modeling of polymer electrolyte membrane fuel cells, *Journal of Power Source,s* 147 95–106, 2005.

[7] S.V. Patankar, Numerical Heat Transfer and Fluid Flow, Series in Computational Methods in Mechanics and Thermal Sciences, 1980.

EFEET DE L'EPAISSEUR DU PROFIL SUR LE DEVELOPPEMENT DE LA COUCHE LIMITE TURBULENTE

Amal ABDOU[1], Lakhdar BAHI[2]
[1]Laboratoire de physique énergétique, Université de Constantine 1, Constantine, Algérie, amelabdou03@yahoo.fr
[2] Laboratoire de physique énergétique, Université de Constantine 1, Constantine, Algérie, Bahi.lak@gmail.com

RÉSUMÉ

L'étude de la couche limite turbulente est devenue un sujet d'intérêt ces dernières années dans la recherche scientifique en particulier dans l'aérodynamique où elle intervient notamment dans la conception des ailes d'avion et les turbomachines pour améliorer leurs performances. Le présent travail contribue à l'étude numérique de la couche limite turbulente développée sur un profil bidimensionnel de type NACA. La modélisation de l'écoulement est basée sur les équations de Navier-Stocks moyennées, le model k-ε est utilisée pour modéliser la turbulence. La simulation numérique est effectuée par les logiciels Gambit, qui génère le maillage, et Fluent qui résout le problème modélisé par la méthode des volumes finis. L'objectif principal de ce travail est d'examiner l'effet de l'épaisseur relative du profil sur l'epaisseur de la couche limite turbulent, sur le coefficient de frottement et le coefficient de pression en utilisant trois profils d'épaisseur relative 009,0012 et 0015 respectivement.

Mots Clés: *Couche Limite, Turbulence, NACA, Coefficient de Pression, Coefficient de Frottement.*

NOMENCLATURE

Symboles :

C corde de profil, m
C_p coefficient de pression,
C_f coefficient de frottement,
P pression, Nm^2
K energié cénitique de laturbulence, m^2s^{-2}
Re nombre de Reynolds.
U_∞ vitesse à l'infini, ms^{-1}
U,V composantes de la vitesse, ms^{-1}.

Lettres grecques :

ϵ taux de dissipation de turbulence m^2s^{-3}
ρ masse volumique, kgm^{-3}
α angle d'attaque.degré.
τ_w contrainte de frottement pariétal.Nm^2
υ_t viscosité cinématique turbulente, m^2s^{-1}

1. INTRODUCTION

La plupart des écoulements naturels ou rencontrés dans l'industrie sont turbulent [1] . Les écoulements turbulents bornés par une paroi sont l'un des problèmes le plus compliqué dans l'industrie. En présence d'une paroi, une couche très mince s'établit au voisinage de celle-ci appelée couche limite. Dans cette région, la vitesse varie rapidement, d'une valeur nulle à la paroi à une valeur de l'écoulement externe et en dehors de laquelle, les effets de la viscosité ne sont négligeables [2]. Le concept de la couche limite introduit par L. Prandtl en 1904,

joue un rôle majeur dans la mécanique des fluides [1], en particulier dans l'aérodynamique où elle intervient notamment dans la conception des ailes d'avion et les turbomachines pour améliorer leurs performances. Elle est le siège de forts gradients des champs conservatifs [3].L'étude de la couche limite turbulente, dans les écoulements pariétaux, occupe une place prépondérante dans la compréhension des différents mécanismes de transport et de transfert effectués au voisinage de la paroi. Elle a fait l'objet de nombreux travaux théoriques et expérimentaux. Les résultats de ces études ont permis d'importantes améliorations de systèmes industriels notamment dans les domaines aéronautiques et aérospatiaux [3].La présente recherche, constitue une modélisation numérique d'un écoulement turbulent 2D autour d'un profil. La simulation numérique est réalisée à partir les équations de Navier-Stocks moyennées. La turbulence est prise en compte à l'aide d'un modèle à deux équations de transport, k- ε, proposé par Jones et Launder (1972) qui se base sur le concept Boussinesq (1877) [4].L'intérêt principal de ce travail est d'étudier l'effet de nombre de Reynolds, de l'angle d'attaque et d'épaisseur de profil sur le comportement de la couche limite turbulente.

2. MODELE MATHEMATIQUE

L'écoulement turbulent, visqueux, bidimensionnel, stationnaire et sans transfert de chaleur autour du profil étudie est régi par les équations de Navier-Stocks moyennées suivantes :

Equation de continuité :

$$\frac{\partial u}{\partial x}+\frac{\partial \mathrm{v}}{\partial y}=0 \qquad (1)$$

Equation de quantité de mouvement suivant x :

$$\frac{\partial(uu)}{\partial x}+\frac{\partial(vu)}{\partial y}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial x}+(\nu+\nu_t)\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 u}{\partial y^2}\right) \qquad (2)$$

Equation de quantité de mouvement suivant y :

$$\frac{\partial(uv)}{\partial x}+\frac{\partial(\mathrm{vv})}{\partial y}=-\frac{1}{\rho}\frac{\partial P}{\partial y}+(\nu+\nu_t)\left(\frac{\partial^2 \mathrm{v}}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 \mathrm{v}}{\partial y^2}\right) \qquad (3)$$

Equation d'énergie cinétique turbulente k :

$$\frac{\partial uk}{\partial x}+\frac{\partial vk}{\partial y}=\frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma_k\frac{\partial k}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\Gamma_k\frac{\partial k}{\partial y}\right)+\mathrm{P}_k-\varepsilon \qquad (4)$$

Equation du taux de dissipation d'énergie cinétique turbulent ε :

$$\frac{\partial u\varepsilon}{\partial x}+\frac{\partial v\varepsilon}{\partial y}=\frac{\partial}{\partial x}\left(\Gamma_\varepsilon\frac{\partial \varepsilon}{\partial x}\right)+\frac{\partial}{\partial y}\left(\Gamma_\varepsilon\frac{\partial \varepsilon}{\partial y}\right)+\frac{c_1}{k}\varepsilon\,\mathrm{P}_k-c_2\frac{\varepsilon^2}{k} \qquad (5)$$

La simulation numérique est faite par les logiciels Gambit, qui génère le maillage, et Fluent qui résout le problème modélisé par la méthode des volumes finis**.** La méthode des volumes finie, sans doute la plus employée actuellement, est caractérisée par son avantage de satisfaire la conservation de masse, de quantité de mouvement et de l'énergie. Elle consiste à partager le domaine de calcul en plusieurs volumes élémentaires ou' chaque volume élémentaire entoure un nœud [5]. Le schéma d'apwind second ordre est utilisé pour discrétisé les termes convectifs des équations de quantité de mouvement, de l'énergie cinétique turbulente et le taux de dissipation de l'énergie cinétique. L'algorithme Simple est utilisé pour la correction vitesse-pression.

3. RESULTATS

Les trois profils symétriques utilisés sont; Naca0009, Naca0012 et Naca0015.Sur ce type de profil le piont d'épaisseur maximal se trouve à 30% de la corde à partir du bord d'attaque.

Génération de maillage

Le maillage généré par le mailleur Gambit est de type de maillage "C" adapté au type de ‘écoulement étudié. Horizontalement, l’infinie est considéré à 14 fois la corde en amont du bord d’attaque du profil et 20 fois la corde en aval du bord de fuite. Verticalement, l’infini est situé à une distance 15 fois la corde. La figure 1 représente un maillage plus raffiné à proximité de la paroi du profil pour détecter les détails de la couche limite.

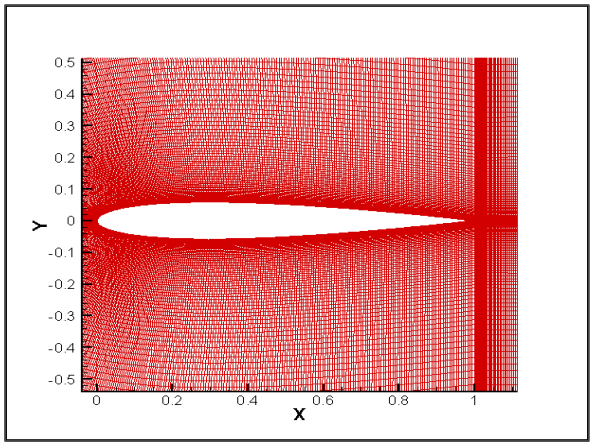


FIGURE 1. Maillage raffiné à proximité de la paroi du profil de NACA0012

Effet de l’épaisseur du profil sur l’épaisseur de la couche limite turbulente

On présente, tout d’abord l’évolution du profil de vitesse sur le profil NACA0012. En premier lieu, la vitesse moyenne est nulle à la paroi à cause de la condition de non glissement. Ensuite la vitesse augmente au fur et à mesure qu’on s’éloigne de la paroi du profil jusqu’atteindre la couche externe. Ce gradient de vitesse détermine l’épaisseur de la couche limite. Sur la figure suivante, sont représentés les profils de vitesse, pour plusieurs stations, obtenus pour un nombre de Reynolds Re = 10^6 et une incidence nulle, $\alpha=0^0$ .On remarque bien sur la figure (2), que l’épaisseur de la couche limite augmente le long du profil c'est-à-dire que l’épaisseur augmente en allant vers le bord de fuite. . A une station x/c=0.3, elle est de y/c=0.012, à la station x/c=0.6 elle est de y/c= 0.021et à x/c=0.9, y/c=0.03. Ce qui démontre que l’épaisseur de la couche limite est très faible comparé à la corde du profil, malgré ça, elle est le siège des phénomènes de frottement la cause principale de la consommation énergétique.

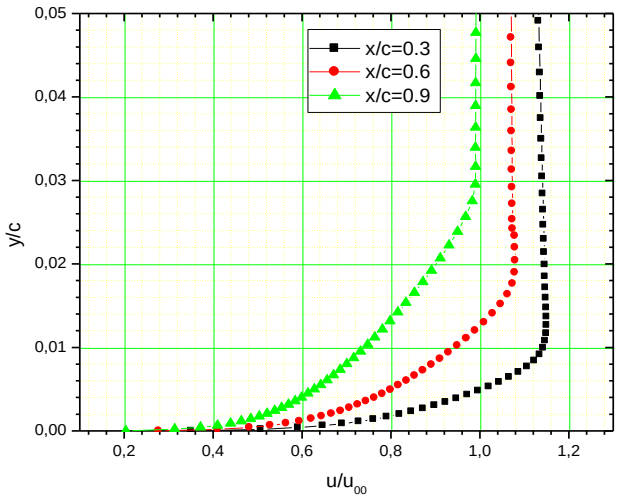


FIGURE 2. Profils de la vitesse pour plusieurs stations de profil NACA 0012 à $\alpha=0^0$ et Re = 10^6.

On présente sur la figure 3 les profils de vitesses sur les profils NACA0009, NACA0012 et NACA0015 à la même station, x/c=0.69, et à Re=10^6. Sur le profil NACA0009, le profil de vitesse prend la forme classique de la couche limite, une vitesse nulle à la paroi ensuite celle-ci augmente progressivement jusqu'à atteindre la valeur maximale de la vitesse externe, indiquant que la couche limite reste attachée à la paroi en cette station. Par contre sur le profil NACA0012, on est en présence d'un point d'inflexion, au-delà duquel la couche limite commence à se décoller. A cette même station la couche limite est déjà décollée, sur le profil NACA0015, où on a un retour d'écoulement traduit par les valeurs négatives de vitesse.

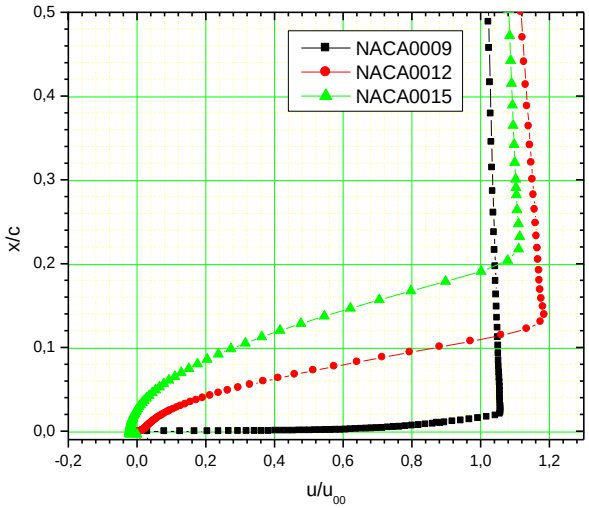


Figure 3. Profils de la vitesse sur les profils NACA0009, NACA0012 et NACA0015 à x/c=0.69, Re=10^6et $\alpha=15^0$.

Effet de l'épaisseur de profil sur le coefficient de pression

Sur la figure 4, on présente le coefficient de pression pour les profils NACA0009, 0012 et NACA0015. Le coefficient de pression C_p est donné par :

$$C_p = \frac{p - p_\infty}{\frac{1}{2}\rho_\infty U_\infty^2}$$

On remarque que le coefficient de pression ne change pas d'allure, mais change de valeurs suite au changement de l'épaisseur relative de chaque profil. Augmenter l'épaisseur relative, c'est augmenter la courbure du profil, ce qui augmente par conséquence la vitesse externe et diminue le coefficient de pression. L'épaisseur relative la plus élevée donne le coefficient de pression le plus bas.

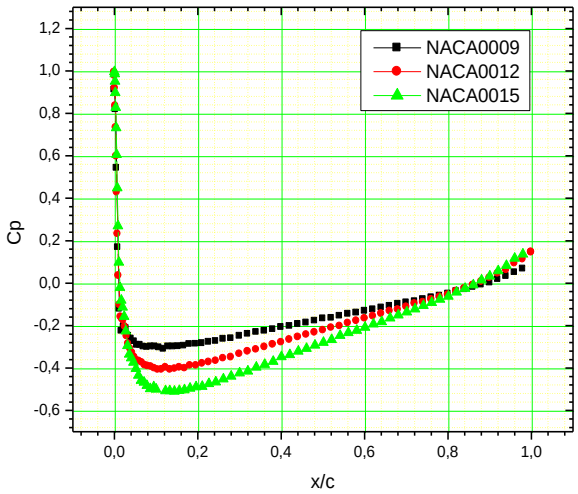


Figure 4. Distribution du coefficient de pression sur les profils NACA 0009, NACA0012 et NACA0015. Re =10^6 et $\alpha = 0^0$

Effet de l'épaisseur de profil sur le coefficient de frottement

Sur la figure 5, on présente la distribution du coefficient de frottement sur les profils NACA0009, 0012 et NACA0015. Le coefficient de frottement C_f est donné par :

$$C_f = \frac{\tau_w}{\frac{1}{2}\rho_\infty U_\infty^2} \quad \text{où} \quad \tau_w = \mu \frac{\partial u}{\partial y}$$

Il est clair que le coefficient de frottement décroit légèrement avec l'épaisseur. L'augmentation de l'épaisseur se traduit par une plus grande accélération de l'écoulement sur la partie amont du profil, engendrant ainsi une diminution des forces de frottement.

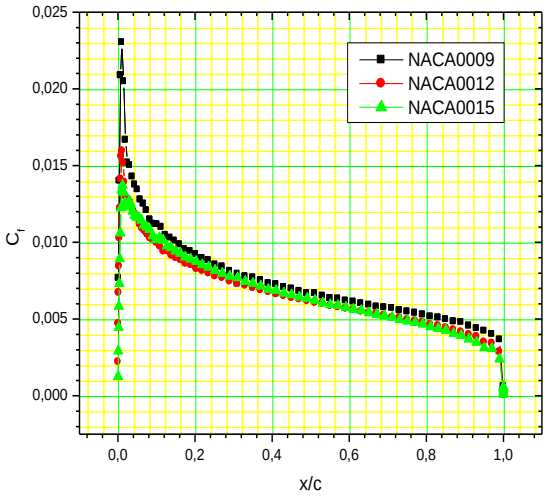


Figure 5. Distribution du coefficient de frottement sur les profils NACA 0009, NACA0012 et NACA0015. Re =10^6 et $\alpha = 0^0$

4. CONCLUSIONS

Dans ce travail une étude numérique de l'écoulement turbulent autour d'un profil NACA symétrique a été faite. La simulation numérique est faite avec les logiciels Gambit, qui génère le maillage, et Fluent qui résout le problème modélisé par la méthode des volumes finis. Les résultats obtenus ont montré que l'épaisseur de la couche limite turbulente augmente dans le sens de l'écoulement. Ainsi que, une augmentation de l'épaisseur du profil a tendance à décroître le coefficient de pression et augmenter le coefficient de frottement. On a remarqué aussi que l'augmentation de l'épaisseur du profil entraine l'apparition de phénomène de décollement de la couche limite turbulente.

REFERENCES

[1] H. Schlichting, *Boundary layer theory*, 2nd edition, McGraw-Hill, New York, 1979.

[2] J. Berdberg , On the wall boundary condition for turbulence models, *Internal rapport 0/4, Sweden, 2000.*

[3] G. Bellettre, Transferts de masse et de chaleur dans la couche limite pariétale et à l'intérieur d'une paroi poreuse plane soumise à de l'effusion ou de la transpiration, Thèse de doctorat, l'institut national des sciences appliquées de Lyon, 1998.

[4] J. Coustex, *Aérodynamique: Turbulence et couche limite*, ed Cepadues, 1989.

[5] S. Patankar, *Numerical Heat Transfer and Fluid Flow*. McGraw-Hill Book Comany.1980.

UTILISATION DE L'ENERGIE GEOTHERMALE-SOLAIRE POUR LA PRODUCTION D'ELECTRICITE EN ALGERIE

A.DJEMAA[1], A.MERABET[2], O.KHEMIS[3]

[1]Laboratoire des Énergies Renouvelables et Développement Durable, Département de Génie Mécanique, Université des Frères Mentouri Constantine1, Algérie, Djemaaabdelghani@gmail.com.
[2]Laboratoire de Mécanique, Département de Génie Mécanique, Université des Frères Mentouri Constantine1, Algérie, abderrezak_67@yahoo.fr.
[3]Laboratoire des Énergies Renouvelables et Développement Durable, Département de Génie Mécanique, Université des Frères Mentouri Constantine1, Algérie, jkhemis1@yahoo.fr.

RÉSUMÉ

Dans le présent travail, une modélisation et une étude paramétrique d'une centrale hybride solaire-géothermique avec une source géothermique à basse température ont été réalisées. Cette centrale utilise de l'eau-ammoniac comme fluide de travail. Nous avons étudié l'influence de quelques paramètres physiques sur la performance de la centrale notamment l'effet de la pression au niveau du séparateur, et l'effet de la concentration d'ammoniac dans le mélange sur la puissance et le rendement de la centrale étudiée. Pour la centrale proposée, la simulation avec l'Aspen plus (HYSYS) a permis de calculer le rendement pour des pressions et des concentrations de l'NH_3 variantes entre (1.7 - 3.5) et (0.15 - 0.25) respectivement, avec un débit et une température de la source géothermique de 100 [kg/s] et 98[°C] respectivement. Les caractéristiques de la nouvelle centrale choisie sont: une puissance net de 4.5 [MW], une pression à l'entrée du séparateur de 2 [bars], et une concentration d'ammoniac de 25%, ainsi que le rapport des chaleurs solaires/géothermales de R = 1.7, ce qui donne un rendement de 14.5%.

Mots Clés: *énergie solaire, géothermale, cycle de Kalina, centrale hydride.*

NOMENCLATURE

Symboles :
h Enthalpie, kj/kg
s Entropie kj/kg.°C
T Température, K
P Pression, Nm^{-2}
A Surface, m^2
$\dot{W}$ Flux mécanique, kW
$\dot{Q}$ Flux thermique, kW
$\dot{m}$ Débit massique, kg/s
X Concentration massique d'ammoniac , %

Lettres grecques :
η rendement

Indices / Exposants :
I reinjecte
p produit
Sol solaire
Geo géothermale
BP,HP Basse et haute pression

1. INTRODUCTION

L'épuisement des ressources d'énergies fossiles et les impacts de leur utilisation sur l'environnement (par exemple le changement climatique, la destruction ou l'appauvrissement de la couche d'ozone), encouragent fortement la recherche des nouveaux moyens pour produire de l'électricité à base de ressources renouvelables (géothermie, biomasse et solaire). L'Algérie dispose d'un potentiel géothermique non négligeable de type basse énergie. Ce type de ressources est principalement situé au Nord et au Sahara, avec plus de 200 principales sources thermales situé au nord. La température de l'eau varie entre 22 et 98 [°C] [1]. Cette source d'énergie peut être utilisée pour la production d'électricité. Mais le problème majeur de la réalisation d'une centrale de production de l'électricité c'est le rendement faible dû à la basse enthalpie de la source géothermale

disponible, pour remédier à cette situation on a proposé d'ajouter une source plus disponible en Algérie qui est l'énergie solaire pour augmenter le rendement et l'efficacité de la centrale.

Parmi les recherches où les centrales hybrides solaire-géothermique réalisées dans ce domaine. Spécifiquement**, Mathur [2]** a examiné un certain nombre de configurations des centrales hybrides géothermiques solaires basées sur le cycle binaire. **Lentz et al. [3,4]** ont discuté la réalisation d'une centrale hybride solaire-géothermique qui permet d'augmenter la production de la quantité de vapeurs et la puissance de la centrale géothermale en introduisant un champ solaire avec des concentrateurs cylindro-paraboliques. Plus récemment, **Greenhut [5]** a fait un effort significatif en examinant deux conceptions hybrides basées sur l'étude d'une centrale hypothétique et une autre existante. **Todorovic [6] et Todorovic et Licina [7]** ont discuté l'efficacité thermique maximale pour une centrale hybride solaire-géothermale basée sur le cycle de Kalina. Toutes les recherches mentionnées au-dessus ont montré l'intérêt de l'hybridation, bien qu'on n'ait pas évoqué la supériorité de la centrale hybride par rapport a deux centrales séparées. **Zhou et al. [8]** ont étudié une centrale hybride solaire-géothermale basée sur le cycle binaire ORC critique à condensation à air et ils ont discuté les conditions pour lesquels la centrale hybride peut être supérieur par rapport à deux centrales séparées. Autre recherche **[9]** conduit à une analyse compréhensive toujours sur une centrale hybride solaire-géothermale basée sur le cycle critique binaire ORC à condensation à air, qui étudie l'effet de l'emplacement géographique, la température du puits, la surface du champ solaire, et la température ambiante sur la faisabilité de la centrale.

Le but de ce travail prend place dans le cadre du projet d'implantation d'une centrale hybride solaire-géothermale dans le site de la wilaya du Guelma en Algérie qui possède des paramètres géothermaux les plus favorables en terme débit et température. L'objectif est de simuler une centrale produisant quelque mégawatt électrique, basée sur le cycle binaire de Kalina complété par une source d'énergie solaire. Après avoir établi les bilans d'énergie du système, nous effectuons une étude paramétrique de ce dernier et nous analysons particulièrement l'influence de la pression à l'entrée du séparateur et l'effet du pourcentage de la concentration d'ammoniac dans le mélange sur la puissance et le rendement, avec le simulateur Aspen plus (HYSYS).

2. DESCRIPTION DE LA CENTRALE HYBRIDE ETUDIEE

Pour la génération de l'électricité à partir d'une source géothermale à basse température, la configuration la plus simple utilisée c'est le cycle de Kalina intégré par un champ solaire avec des concentrateurs cylindro-parabolique. La centrale est composée de deux échangeurs, un séparateur et deux turbines à basse et haute pression, avec trois pompes à eau et une autre solaire, tans disque le fluide de travail est un mélange eau-ammoniac. Le schéma du procédé est présenté en figure 1.

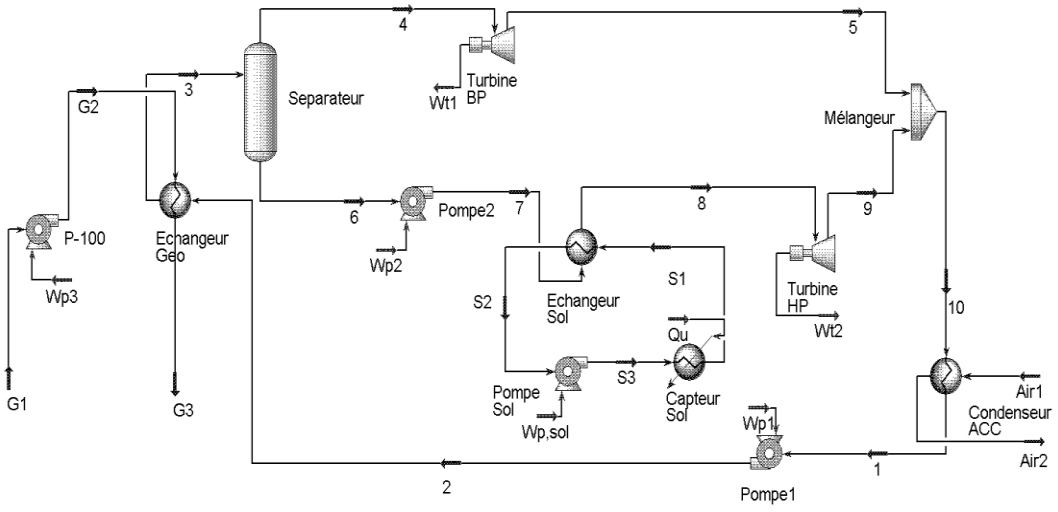


FIGURE 1. Schéma de la centrale hybride thermo-solaire

3. MODELE MATHEMATIQUE

Pour la modélisation les hypothèses du modèle mathématique sont :

- Le système fonctionne en régime stationnaire.
- Les variations de l'énergie cinétique et de l'énergie potentielle sont négligeables.
- Les pertes de charge et les pertes de chaleurs dans les conduites sont négligeables.

En général, le bilan de masse et d'enthalpie est obtenu par l'expression du premier principe de la thermodynamique pour un système ouvert qui s'écrit sous la forme :

$$\sum \dot{m}_{entrée} = \sum \dot{m}_{sortie} \quad (1)$$

Le bilan de masse pour L'NH_3

$$\sum_j m_{entrée} . X_{entrée} - \sum_j m_{sortie} . X_{sortie} = 0 \quad (2)$$

Avec X la fraction ou la concentration massique de L'ammoniac

$$\sum_j \dot{Q}_j - \dot{W} = (\sum_i \dot{m}_i . h_i)_{entrée} - (\sum_i \dot{m}_i . h_i)_{sortie} \quad (3)$$

La chaleur totale reçue par la centrale solaire-géothermique ($\dot{Q}_{\text{recue}}$) est la somme de la quantité de chaleur solaire ($\dot{Q}_{\text{sol}}$) et géothermale ($\dot{Q}_{\text{geo}}$) introduits dans la centrale [10].

$$\dot{Q}_{recue} = \dot{Q}_{geo} + \dot{Q}_{sol} = A_{sol} . DNI . \eta_{optique} . \eta_{thermique} + \dot{m}_{geo} . (h_{geo,P} - h_{geo,I}) \quad (4)$$

DNI : l'ensoleillement direct incident

Le travail net produit par la centrale est égal.

$$\dot{W}_{net} = \dot{W}_{TurbineHP} + \dot{W}_{TurbineBP} - \dot{W}_{pomp,HP} - \dot{W}_{pomp,BP} - \dot{W}_{pomp,geo} \quad (5)$$

Le rendement thermique est donné par la relation $\eta_{thermique} = \frac{\dot{W}_{net}}{\dot{Q}_{recue}}$ (6)

Le rapport de chaleur $R = \frac{\dot{Q}_{sol}}{\dot{Q}_{geo}}$ (7)

L'application du bilan d'énergie pour chaque composant de la centrale est detaillé dans le tableau 1.

Composants	**Relations énergétiques**	
Pompe 1	$\dot{W}_{p1} = v_2(h_2 - h_1);\ \eta_{p1}\frac{h_2 - h_{1s}}{h_2 - h_1}$	(8)
Echangeur Géothermale	$\dot{m}_2(h_3 - h_2) = \dot{m}_{Geo}(h_{G2} - h_{G3})$	(9)
Séparateur	$h_3 x_3 = h_4 x_4 + h_6 x_6$	(10)
Turbine BP	$\dot{W}_{T1} = \dot{m}_4(h_4 - h_5);\ \eta_{T1}\frac{h_4 - h_5}{h_4 - h_{5s}}$	(11)
Turbine HP	$\dot{W}_{T2} = \dot{m}_8(h_8 - h_9);\ \eta_{T1}\frac{h_8 - h_9}{h_8 - h_9}$	(12)
Condenseur ACC	$\dot{Q}_{Con} = \dot{m}_1(h_1 - h_{10})$	(13)
Pompe 2	$\dot{W}_{p2} = v_7(h_7 - h_6)$	(14)
Mélangeur	$h_{10} x_{10} = h_5 x_5 + h_9 x_9$	(15)
Echangeur Solaire	$\dot{m}_7(h_8 - h_7) = \dot{m}_{Sol}(h_{S1} - h_{S2})$	(16)
Champ Solaire	$\dot{Q}_u = \dot{m} C_{p,sol}(T_{S3} - T_{S1})$	(17)
Pompe Solaire	$\dot{W}_{p,sol} = \dot{m}_{Sol}(h_{S3} - h_{S2})$	(18)

Tableau 1. Equations des bilans d'énergie de chaque composant de la centrale

L'analyse thermodynamique du cycle a été réalisée en utilisant le logiciel Aspen plus (HYSYS). C'est un simulateur très efficace pour l'analyse thermodynamique en particulier à l'état stationnaire.

4. RESULTATS

Les différents résultats présentés dans cette étude sont obtenus à partir de la résolution des équations du modèle développé ci- dessus. Nous avons utilisé le logiciel Aspen plus (HYSYS) pour résoudre ces équations. Notre modèle permet d'analyser et d'étudier l'influence des différents paramètres sur l'efficacité de chaque composant de notre centrale. Pour étudier l'influence d'un paramètre, nous allons varier ce paramètre à partir d'un état de référence et nous maintenons les autres paramètres constants. Les paramètres d'entrées de la simulation de la centrale par Aspen plus (HYSYS) sont listés sur le tableau 2.

Paramètre partie géothermale	**valeur**	**Paramètre partie solaire**	**valeur**
Température ambiante de référence	25 [°C]	DNI	450[W/m^2]
Pression ambiante de référence	1.013[bar]	Surface du champ solaire	76760[m^2]
Température et débit de la source Géo.	98[°C] ; 100[kg/s]	Fluide solaire (travail)	Therminol, VP-1
Température de réinjection	70 [°C]	Rendement optique	75%
Fluide caloporteur (travail)	Mélange NH_3-H_2O	Rendement thermique	75%
Débit massique du fluide Mélange NH_3-H_2O	12[kg/s]	Rendement isentropique de la turbine HP	85%
Rendement isentropique de la turbine BP	85%	Rendement isentropique de la pompe 2	80%
Rendement isentropique de la pompe 1	80%	Température Max du fluide solaire Therminol, VP-1	393[°C]
Fraction massique d'ammoniac	25%		

TABLEAU 2. Paramètres d'entrée de la centrale de référence.

Les résultats numériques de la simulation de la centrale schématisée dans la figure 1, sont mentionnés sur le tableau 3, et pour les paramètres de performance sur tableau 4.

Etat	**Fluide**	$\dot{m}$**[kg/s]**	**T [°C]**	**P [bar]**	**x%**	**Qualité**	**h[kj/kg]**	**s [kj/kg.C]**
G1	H_2O	100	98	5	-	liquide	15415.26	3.965
G2	H_2O	100	98.07	10	-	liquide	15415.26	3.965
G3	H_2O	100	70	5	-	liquide	15612.30	3.965
1	NH_3-H_2O	12	26	0.9	0.25	0	13071.28	3.5128
2	NH_3-H_2O	12	26.1	2	0.25	-	13070.86	3.5141
3	NH_3-H_2O	12	93	2	0.25	0.3563	12119.50	6.2723
4	NH_3-H_2O	4.203	93	2	0.5730	1	7252.3	10.279
5	NH_3-H_2O	4.203	71.72	0.9	0.5730	0.9751	7352.62	10.37
6	NH_3-H_2O	7.871	93	2	0.0712	0	14739.51	4.1155
7	NH_3-H_2O	7.871	93.8	55	0.0712	-	14731.57	4.1182
8	NH_3-H_2O	7.871	266	55	0.0712	1	12231.1	9.053
9	NH_3-H_2O	7.871	93.91	0.9	0.0712	0.8888	12768.23	9.5407
10	NH_3-H_2O	12	88.38	0.9	0.25	0.9187	10873.01	9.9004
S1	Therminol, VP-1	84.5	393	14	-	-	625.74	0.9494
S2	Therminol, VP-1	84.5	293	10	-	-	394.67	0.5746
S3	Therminol, VP-1	84.5	293.1	17	-	-	396.01	0.5752
Air1	Air	4441	20	1	-	-	6.65	4.0691
Air2	Air	4441	26	1	-	-	0.71	4.0892

TABLEAU 3. Résultats de la simulation

Terme	**valeur**	**unité**	**Terme**	**valeur**	**unité**
Turbine BP à vapeur riche d'NH_3	417.7	[kW]	Travail net	4372	[kW]
Turbine HP à vapeur pauvre d'NH_3	4198	[kW]	Quantité de chaleur géothermale	11440	[kW]
Pompe2 à haute pression	60,65	[kW]	Quantité de chaleur solaire	19430	[kW]
Pompe1 à basse pression	2	[kW]	Rendement thermique	14.5	%
Pompe géothermale	70,19	[kW]	Le rapport R	1,7	
Pompe solaire	110,6	[kW]			

TABLEAU 4. Paramètres de performance

4.1. EFFET DE LA PRESSION DU SEPARATEUR SUR LA PERFORMANCE DE LA CENTRALE

La figure 2 (a) représente l'évolution conjointe de la puissance et de la chaleur reçue par la centrale en fonction de la pression à l'entrée du séparateur les valeurs prises entre 1.7 et 3.5 [bar], l'augmentation de la pression du séparateur suivi par une évolution de la puissance entre 3.3 et 9.2 [MW]. Pour une concentration de l'NH_3 fixée à 25% et une température d'évaporation constante à 98[°C], même si la fraction de vapeur diminue, la chute d'enthalpie augmente à travers la turbine BP. Donc la puissance produite augmente, par contre la puissance $\dot{W}_{t2}$ de la turbine à haute pression augmente suite à l'augmentation de la partie liquide dans le séparateur, cette augmentation est accompagnée par un plus d'énergie solaire pour évaporer le surplus du liquide.

En outre, la figure 2.(b) montre qu'il ya une réciprocité entre la variation de la pression à l'entrée du séparateur et la variation du rapport des chaleurs R et du rendement, comme mentionné précédemment, l'augmentation de la chaleur du champ solaire entraine une augmentation du rapport R entre 1.2 et 3.44 parce que la quantité d'énergie géothermale reste inchangée, par contre l'augmentation du rendement de 0.13% à 0.18% et dû principalement à l'augmentation considérable du travail net par rapport à la quantité de chaleur reçue par la centrale.

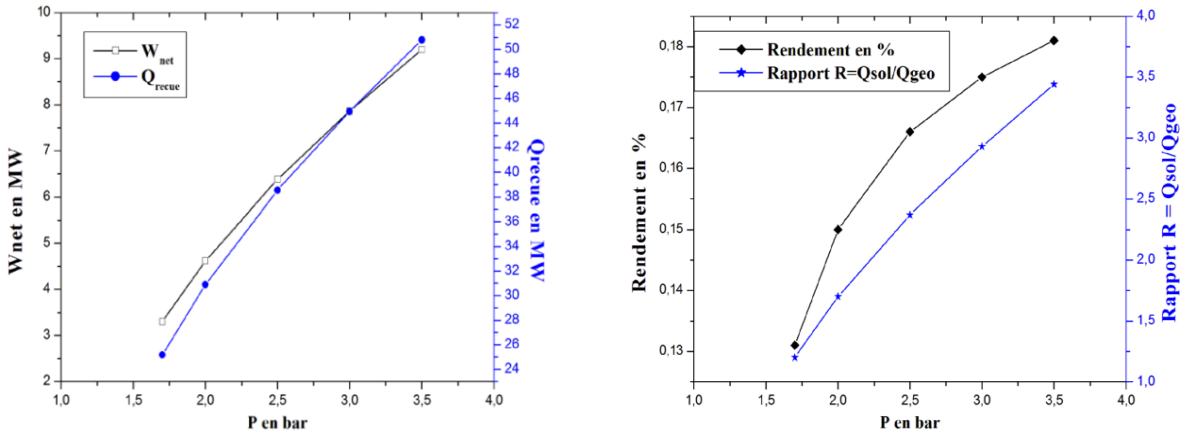


FIGURE 2. Effet de la pression du séparateur à température constante
(a) sur le $\dot{W}_{net}$ et la Chaleur $\dot{Q}_{recue}$, (b) sur le rapport R et le rendement de la centrale.

4.2. EFFET DE LA CONCENTRATION D'AMMONIAC SUR LA PERFORMANCE DE LA CENTRALE

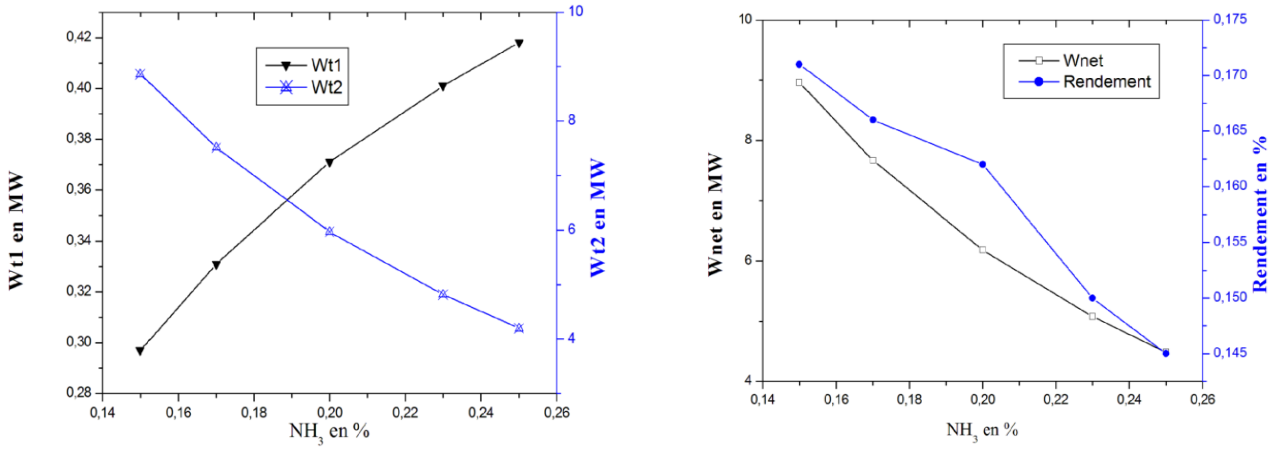


FIGURE 3. Effet de la concentration d'ammoniac à pression constante
(a) sur la puissance de la turbine BP et HP, (b) sur $\dot{W}$net et le rendement de la centrale.

Dans la figure 3(a). On remarque pour des valeurs entre 15% et 25% de la concentration du l'NH_3, plus on augmente la concentration de l'NH_3, plus la puissance $\dot{W}_{t1}$de la turbine BP augmente par contre la puissance $\dot{W}_{t2}$ de la turbine HP diminue, pour une pression et une température fixe du séparateur, la fraction vapeur

augmente donc la quantité évaporée du mélange riche d'NH_3 qui travers la turbine BP augmente ce qui permettra ainsi une augmentation de la puissance $\dot{W}_{t1}$. L'inverse ce produit pour la turbine HP où la quantité en NH_3 diminue donc moins de puissances $\dot{W}_{t2}$ et d'énergie solaire dépensé.

Pour la figure 3(b). On voit bien qu'il ya diminution simultané des deux courbes du travail net ($\dot{W}$net) produit et du rendement, le travail net diminue suite à la diminution du travail $\dot{W}_{t2}$ puisque ce dernier constitue la majorité par rapport au travail $\dot{W}_{t1}$ qui augmente. Par contre la diminution du rendement de 17% à 14%, suite à la diminution significative du travail par rapport à la diminution de la chaleur reçue.

5. CONCLUSION

Basé sur le logiciel Aspen plus (HYSYS), l'effet de quelques paramètres sur la performance de la centrale hybride solaire-géothermale basée sur le cycle binaire de Kalina a été étudié. Le fluide de travail est un mélange eau-ammoniac avec un débit massique de 12[kg/s] chauffé en premier lieu par une source géothermale de température 98[°C] (température du site choisie pour l'étude) à basse pression, après la partie liquide non évaporée va être chauffé par un champ solaire avec des concentrateurs cylindro-paraboliques. Une analyse systématique a été faite pour déterminer les performances de la centrale en faisant varier la pression au niveau du séparateur ainsi que la concentration massique d'ammoniac. La puissance et le rendement augmentent en parallèle avec l'augmentation de la pression dans le séparateur, par contre, le rapport R augmente considérablement ce qui est défavorable pour notre centrale. Mais pour des concentrations plus élevées, les trois critères: puissance, rendement, et rapport R diminuent.

Pour les deux paramètres étudiés précédemment à savoir la pression à l'entrée du séparateur et la concentration d'NH_3, on adopte pour notre centrale une pression de 2[bars] et une concentration de 25% afin d'avoir un rapport R = 1.7 recherché. Ce qui nous donnera une centrale de référence d'une puissance optimale de 4.5 [MW] et un rendement critique de 14.5%.

REFERENCES

[1] [F.Z. Kedaid et al., 'Carte Géothermique Préliminaire du Nord de l'Algérie au 1/1000.000', Rapport Interne, CDER, p.35, 1988.

[2] Mathur PN. Assessment of solar–geothermal hybrid system concepts. 1979.p. Medium: ED;Size:Pages:47.

[3] Lentz A, Almanza R. Parabolic troughs to increase the geothermal wells flow enthalpy. Sol Energy2006; 80:1290–5.

[4] Lentz A,Almanza R.Solar–geothermal hybrid system. Appl Thermal Eng 2006; 26:1537–44.

[5] Greenhut AD. Modeling and analysis of hybrid geothermal-solarthermal energy conversion systems.USA: Massachusetts Institute of Technology Dept of Mechanicl Engineering, Massachusetts Institute of Technology; 2010.

[6] Todorovic MS. Successful composition of the geo co-and tri-generation projects .In: Proceedings of the international conference on national development of geothermal energy use, Slovakia; 2009

[7] Todorovic MS, Licina DZ ˇ. Parametric analysis and thermodynamic limits of solar assisted geothermal co-and tri-generation systems.ASHRAE Trans 2011; 117:22.

[8] Zhou C,Doroodchi E,Moghtaderi B.Figure of merit analysis of a hybrid solar– geothermal power plant .Engineering 2013; 5:26.

[9] Zhou C,Doroodchi E,Moghtaderi B. An in-depth assessment of hybrid solar– geothermal power generation. Energy Convers Manage 2013; 74:81–101.

[10] Boghossian JG. Dual-temperature Kalina cycle for geothermal–solar hybrid power systems. USA: Dept. of Mechanical Engineering, Massachusetts Institute of Technology; 2011.

ANALYSIS AND NUMERICAL MODELLING OF CERAMIC PIEZOELECTRIC BEAM BEHAVIOR UNDER THE EFFECT OF EXTERNAL SOLICITATIONS

A. LEBIED[1], B. NECIB[1], M. SAHLI[2]

[1]Laboratory of Mechanics, Faculty of Engineering Sciences, Mentouri-Constantine University, Road of Ain-el-Bey, 25000 Constantine, Algeria,
lebied.aziz@yahoo.fr, necibbrahim2004@yahoo.fr
[2]Applied Mechanics Department, FEMTO-ST Institute/ENSMM, 24 chemin de l'épitaphe, 25000 Besançon, France, mohamed.sahli@ens2m.fr

ABSTRACT

The piezoelectric materials have become indispensable in many technological applications. These materials have an inverse piezoelectric effect which allows them to control the form and to present any neither noise nor vibration at any time or position on the structure. In this study we are interested in the bending behavior analysis and modelling of a ceramic beam under external solicitations using numerical simulations based on the finite element methods. The modelling permit to simulate the deformations in a piezoelectric ceramic beam subjected to an electric field and to simple mechanical stress taking into account the electromechanical coupling. It has been found that the obtained analytical results are in a very good agreement with those obtained by numerical modeling. As a result, the interest of such modelling analysis allows the design, the conception and the optimization of mechanical systems based on piezoelectric elements. These materials known as smart or "intelligent" materials, are often used to measure and/or to control finite deformations or vibrations in mechanical systems, so that to prevent their plastic deformations or their total failure.

Keywords: *Piezoelectric material, ceramic beam, intelligent structure, finite elements modelling*.

NOMENCLATURE

Symboles :

E_i the electric field

D_i the induced electric displacement.
L the length.
S the section (S = b.h)
E the Young's modulus
I the bending moment of inertia
G the Shear's modulus
d_{ji} the Piezoelectric's coefficient
y_e the deflection caused by electric field applied on a piezoelectric beam
y_F the deflection caused by a concentrated force on a piezoelectric beam

Lettres grecques :

ρ the density
ε_{ij} the strain tensors
σ_{ij} the stress tensors
δ_T the global deformation
ν the Poisson's ratio

1. INTRODUCTION

The piezoelectric ceramics such as titanozirconate lead (PZT) [1]-[3] are used in many industrial applications such as sensors, actuators and more generally in the so-called "smart" structures [4]. Indeed, the piezoelectric elements having the shape of mini bar, beam, plate or others are used perfectly like sensors of displacement and generators of force or energy to control the phenomena of small deformation, vibration or even of vibro- acoustic. The deformation direction in these elements is mainly dominated by the sizes of the piezo- electromechanical coupling d_{31}, d_{32} and d_{33}. This deformation mode depends on the way of application of the electric field. In the case of a piezoelectric beam, the dominant deformation is perpendicular to this applied field as shown on Figure 2. In this work, the piezoelectric beam is made of two uni-axial piezoelectric material layers (PZT) of opposite polarity. These types of beams generally called bimorph beams can be used for the micro positioning and for the precise pointing of components. When an electric force is applied transversely to the thickness, the internal deformations of the two piezoelectric layers induce control forces that beam the intelligent structure. In the piezoelectric beams, the static linear behaviour subjected to mechanical, electrical and thermal stresses has been studied since a long time [5]. However, the physical modelling really began with Smits and Choi work [6]. In the case of an electrical excitation, Rogacheva and Al [7], then Chang and Chou [8] have showed that the piezoelectric constant d, depend on the alimentary frequency. Finally, Weinberg [9] extended the physical formulation from piezoelectric beams to the layered ones. The piezoelectric beams can be modeled in the same way as cantilever beams. The electric force can be assimilated by a bending force applied in the plane of the middle line. In a first approximation, the effect of the actuation force can be represented by a single force applied on a point of the cantilever. Our main objective here is to exploit the properties of piezoelectric materials in their form of bimorph beam, in the context of the design and the development of a micro manipulation tool (Figure 1). The modelling has been performed with the Ansys® software, in order to obtain a various magnitude of static deflections of different PZT beams.

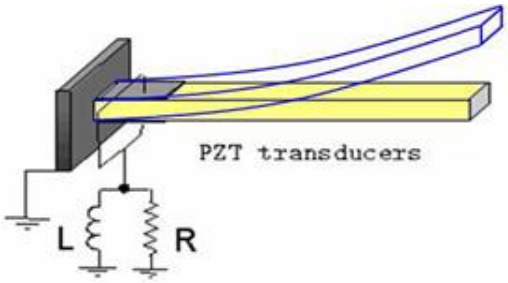


FIGURE 2. Operating principle of a piezoelectric beam of a cantilever type

2. MODELLING OF A PIEZOLECTRIC BIMORPH BEAM

The piezoelectric ceramics subjected to a voltage generate very low displacements. These elements are often presented in the shape of cantilever beams, mainly fixed at one end, while the other end is free from any vertical movement (Figure 2). The cantilever will be suspended on the top of an electrode of actuation fixed on the substrate in order to deform the beam. In the theory of linear piezoelectricity, the equations of linear elasticity are coupled to the electrostatic equations by means of piezoelectric coefficients [10]-[11], that is:

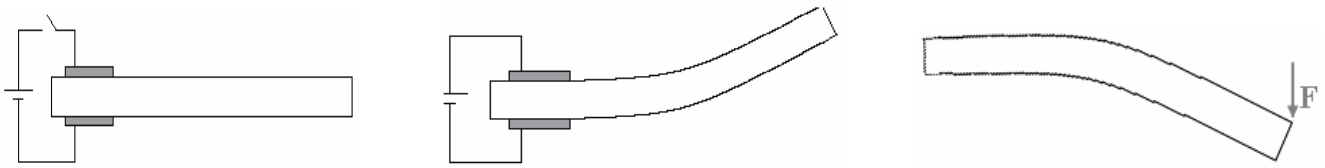
$$\varepsilon = s^{E}.\sigma + d.E \qquad (1)$$

$$D = d.\sigma + \varepsilon^{\sigma}.E \qquad (2)$$

With ε_{ij} and σ_{ij} are the strain and stress tensors; E_i is the electric field and D_i is the induced electric displacement.

2.1 ANALYTICAL MODELLING

Consider a piezoelectric bimorph beam fixed at one end and submitted independently either to an electric field or to a force at the other end (Figure 3). The physical characteristics of this beam are the following: L the length, ρ the density, S the section (S = bh), E its Young's modulus and I its bending moment of inertia.



(a) Specimen of PZT. Voltage OFF (b) Specimen of PZT. Voltage ON (c) Specimen of PZT. Stress imposed

FIGURE 3. Deformation of a bimorph beam under various types of solicitations

From equation (1), the most interesting effective coefficients which are of big interest to us appear in the following equation:

$$\varepsilon_1 = s_{13}^{E}\sigma_1 + d_{31}E_3 \qquad (3)$$

With: $\varepsilon_1 = \dfrac{\partial^2 y}{\partial x^2}$

Initially, if only the electric field is applied (Figure 3b), the beam will be deformed and we assume that there is a free volume stress then equation (3) reduces to:

$$\varepsilon_1 = d_{31}E_3 \qquad (4)$$

As a result:

$$y_e(x) = \frac{1}{3}d_{31}\frac{Vx^2}{h^2} \qquad (5)$$

In a second step, if only a concentrated force is applied to the free edge of the beam (Figure 3c), the solution is solved analytically using the strength of materials. Thus, from the integration of the equation of bending moments, it is possible to establish the equation of the deflection caused by a concentrated force on a piezoelectric beam. The deflection caused on all points of the cantilever will be by:

$$y_F(x) = -\frac{F}{6EI}x^2(x-3L) \qquad (6)$$

Where E is the Young's modulus of the material constituting the beam and I is the quadratic moment of inertia of the cantilever. Knowing that, the global deformation (δ_T) of the piezoelectric beams in bending is the summation of the two deflections. This answer is then this generated mechanically (y_F) on one hand and electrically (y_e) on the other. We finally get the total deformation at x = L:

$$\delta_T = -\frac{Fl^3}{3EI} + d_{31}\frac{Vl^2}{h^2} \qquad (7)$$

2.1 FINITE ELEMENTS MODELLING

The pure bending analysis of a bimorph beam has been realised by numerical simulations using the finite element methods to compare these numerical results to those obtained analytically. The piezoelectric beam is modelled only by the elements which take into account the piezoelectric effects. It has been discretized by twenty elements in the direction length i.e. of two elements per linked axial layer of the PZT material. The electromechanical characteristics corresponding to the behaviour of PZT material gathered in table 1. The geometrical specimen and its boundary condition are represented on Figure 4.

Material	PZT-189p
Young's modulus (E)	2.109 N/m^2
Shear's modulus (G)	0,75.109 N/m^2

Poisson's ratio (ν)	0.29
Piezoelectric's coefficient (d_{31})	2,5 .10-11 C/N
Piezoelectric's coefficient (d_{32})	0,3 .10-11 C/N
Piezoelectric's coefficient (d_{33})	3,6 .10-11 C/N

TABLEAU 1. Mechanical and piezoelectric properties of the pzt material

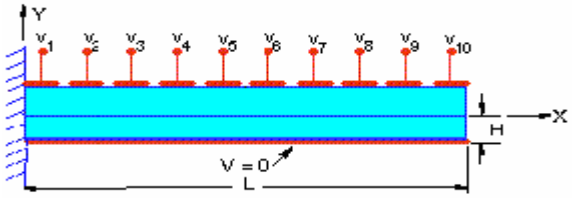
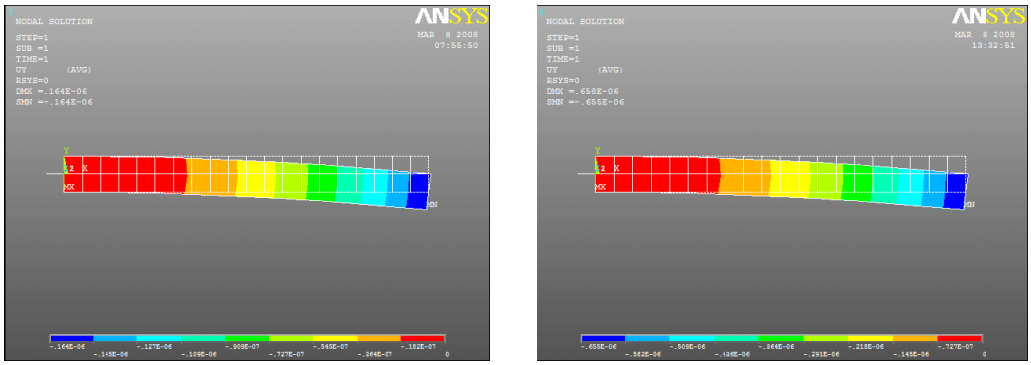


FIGURE. 4. Geometry of the embedded-free piezoelectric beam (L = 10mm, H = 0.25mm).

The applied tension on the cantilever structure is modelled by ten electrodes (Figure 4). The value of this tension depends on the rigidity of the beam, i.e. more than the stiffness constant is higher more than the actuation load is significant, in order to fight against the recall force. The beam is then subjected by imposing electrical tensions on the electrodes and the structural deformation is characterized by observing the displacement of the point at the end of the beam.

3. RESULTS AND DISCUSSION OF A PIEZOLECTRIC BIMORPH BEAM

The bending analysis of a bimorph beam has been considered using numerical simulations [12] based on the finite element methods and compared with those of obtained analytically. The results obtained by the finite element method allow to evaluate the displacements U_y of all the points of the deformed structure and they are represented on Figure 5 in term of iso value of displacements for two values of electric fields applied separately (50 and 200 volts). It is clear to note that these results are in conformity with those concerning the geometrical evolutions of the specimens during deflection.



(a) (b)

FIGURE 5. Deformation of bimorph beam actuated by electrical extensions: (a) 50 volts (b) 200 volts

As illustrated in Figure 6, the simulation performed with the piezoelectric material (PZT) indicates a good agreement with the analytical solution in terms of changes of the deflection at any position of the beam. The numerical curve is almost equivalent to the analytical one. Therefore, the simulation results are correct.

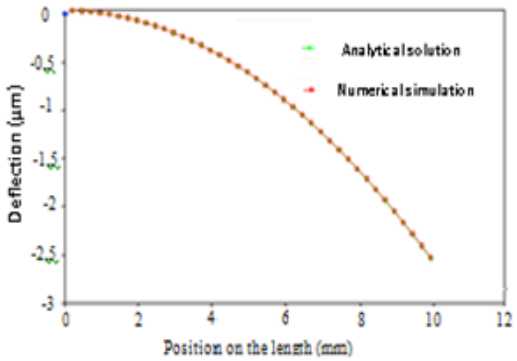


FIGURE 6. Deflection calculation of an imposed cantilever beam theory and numerical simulation

Moreover, it is possible to draw on the same graph all the deflection curves of the bimorph beam obtained for different values of electric field. The superposition of these curves permits to quantify the value of deflection at the end of the cantilever. It has been found that the deflection is directly proportional to the value of the applied electric field (Figure. 7).

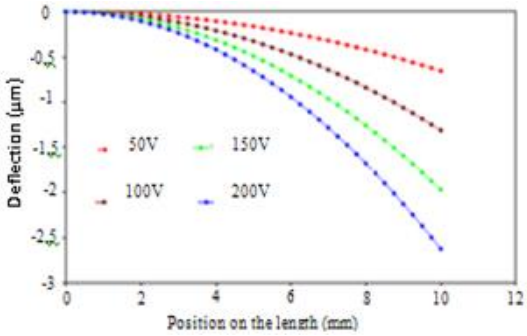


FIGURE 7. Deflection of the cantilever beam induced by an electric field

In addition, the deflection of this beam can be obtained in term of different types of loading electric and mechanical applied independently, in order to compare what A makes it possible to compare the final pace of the deformed structure. Initially, an electric field is imposed and in the second time, a constant force is applied at the end of the beam, and the results are represented on figure 8. On this figure, we can observe a variation of the form, this difference can be attributed to the positioning and the numbers of electrodes stuck on the surfaces of the bimorph beam. Moreover, we observe that two displacements at the end of the beam are similar.

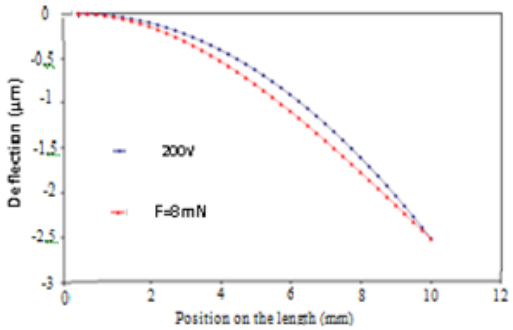


FIGURE 8. Comparison of the deformation evolution of a bimorph beam under various electrical and mechanical solicitations.

4. CONCLUSION

A finite element modeling of piezoelectric beams in small displacement has been developed and presented in this work. The electromechanical coupling has been considered. Taking into account the electric potentials as additional degrees of freedom, it was possible to simulate the static or the dynamic behavior of a piezoelectric beam under the effect of external applied stresses. We have shown that the numerical simulations reproduce well the displacement at the free end of the PZT beam under the influence of electric fields or imposed forces. Moreover, the obtained results allow us to know the magnitude of the imposed force which is equivalent to the applied electrical field for a given displacement. This analysis is necessary for the design, the optimization and the development of systems for the micromanipulation and the assembly of micro objects used in nano and micro biological fields. It is also applicable to the structures of any shape and that may include piezoelectric components in order to control their shape, their displacement and also their slow vibration. As a result this can give the opportunity to develop the micro process based on the analysis of these types of bimorph beam subjected to electric fields in different senses.

REFERENCES

[1] Eyraud L., applications electroacoustic of Piezoelectric ceramics. Part I: Introduction to the study of piezoelectricity. Graduate course Acoustics: *National Institute of Applied Sciences of Lyon, Department of Electrical Engineering*, 1994, 205p.

[2] Schaufele A.B., Hardtl K.H., Ferroelastic properties of lead zicronate titanate ceramics. J. Am. Ceram. Soc., 1996, vol.79, N°10, pp. 2637-2640.

[3] Jaffe B., Cook W, Jaffe H., Piezoelectric ceramics. London, Academic Press, 1971, 317 p.

[4] Berlincourt D., Piezoelectric ceramics: Characteristics and applications. J. Acoust. Soc. Am. 1981, vol.70, N°6, pp. 1586-1595.

[5] De Boe P., The piezo-laminate applied to structural dynamics. doctoral thesis at the University of Liege, 2003.

[6] Smits J.G. and Choi W.S., Equations of state including the thermal domain of piezoelectric and pyroelectric heterogeneous bimorph. Ferroelectrics, Vol. 141, pp. 271–276, 1993.

[7] Rogacheva N.N., Chou C.C. and Chang S.H., Electromechanical analysis of a symmetric piezoelectrical/elastic laminate structure: theory and experiment. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control, 45(2), March 1998.

[8] Chang S.H. and Chou C.C., Electromechanical analysis of an asymmetric piezoelectrical/elastic laminate structure: theory and experiment. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics and Frequency Control, 46(2), March 1999.

[9] Weinberg M.S., Working equations for piezoelectric actuators and sensors. IEEE ASME, Journal of MEMS, 8(4), 1999.

[10] Woollett R.S., Leblanc C.L., Ferroelectric nonlinearities in transducer ceramics. IEEE Trans. Ultrason., Ferroelec., Freq. Contr., 1973, vol.Su-20, n°1, pp. 24-31.

[11] L. T. Tenek, E. C. Aifantis, Deformation of a Two-Dimensional, Shear Deformable Cantilever Beam Using Gradient Elasticity and Finite Differences, International Review of Mechanical Engineering, Vol. 2, n. 2, pp. 248-255, 2008.

[12] M. Abdi, A. Karami Mohammadi, Numerical Simulation and Active Vibration Control of Piezoelectric Smart Structures, International Review of Mechanical Engineering, Vol. 3, n. 2, pp. 175-181, 2009.

MODELISATION DE LA SOLIDIFICATION D'UN MATERIAU A CHANGEMENT DE PHASE (MCP) DANS UN CYLINDRE

D. GUERRAICHE[1], C. BOUGRIOU[2]

[1]Départ. De Mécanique, FSI, Université de Batna, Algerie, djem_ta@yahoo.fr
[2]Départ. De Mécanique, FSI, Université de Batna, Algérie, cherif_bougriou@yahoo.fr

RÉSUMÉ

L'objectif de la présente étude est d'étudier le processus de transfert de chaleur lors de la solidification d'un matériau de changement de phase (MCP) dans un cylindre .Les matériaux utilisés sont le paraffin wax et le erythyrol qui sont commercialisés pour l'utilisation dans les systèmes de stockage d'énergie thermique. Les équations de transfert de chaleur sont formulées en termes d'énergie dans un espace unidimensionnel. Une méthode numérique et analytique ont été utilisé pour simuler le problème de changement de phase solide-liquide. En faisant une prédiction en toute instant du champ de température et la position exacte de l'interface solide-liquide; la discrétisation se fait dans un maillage fixe par la méthode des déférences finies utilisant le schéma de Granck-Nickolson. Le système d'équations obtenu est résolu d'après la méthode de Thomas (TDMA). Les résultats numériques sont présentés, analysés et confrontés à des résultats analytiques

Mots Clés: *matériaux de changement de phase, MCP, stockage d'énergie, transfert de chaleur.*

NOMENCLATURE

T_s : Température du solide

α_s : Diffusivité thermique du solide

T_L : Température du liquide :

α_L : Diffusivité thermique du liquide

T_a : Température ambiante ou extérieure

$S(t)$: Interface solide - liquide

h_s : Coefficient d'échange côté solide :

L_c : Chaleure latente

h_L : Coefficient d'échange côté liquide

1. INTRODUCTION

L'utilisation des éléments de stockage d'énergie ou cours de changement de phase au moyen des matériaux appelés matériaux de changement de phase (PCM) ont pris une grande importance dans l'industrie vue leurs capacités de stocker la chaleur. Les avantages des systèmes qui sont composés de PCM sont nombreux : Ils sont des systèmes autonomes n'ayant besoin d'aucun apport d'énergie et de peu de maintenance [1], Les MCP peuvent assurer un meilleur stockage de chaleur sans avoir un écart significatif de température grâce a leurs

grandes énergies latentes de fusion. Depuis le travail de Stefan en 1891 sur l'épaisseur de la calotte polaire, les problèmes de changement d'état solide-liquide portent le nom de ce physicien.

Le changement de phase dans une géométrie cylindrique pressente une grande importance dans les études théoriques et expérimentales. Des études théoriques et expérimentales de la solidification et la fusion ont étés développés ces dernières années. Alexiades et salomon (1993), Beckerman et Wang(1995), Hu et Argyropoulos (1996), Kurz et Fisher (1998), Ismail (2002), Smimat (2002).

Le problème du changement de phase est fortement non-linéaire. Le déplacement de l'interface solide-liquide dépend du taux de transfert de chaleur au sein des phases solide et liquide. La modélisation du front de changement de phase nous permet de simuler de façon suffisamment précise les échanges conductifs dans le matériau à changement de phase liquide-solide. Cela nous permet d'optimiser la géométrie et les différentes conditions d'utilisation des MCP dans les domaines industriels (stockage de l'énergie, refroidissement des composants électroniques [9], chauffage et climatisation des bâtiments...etc) [2]. Donc la cinétique des transferts thermiques lors du changement de phase solide-liquide suscite beaucoup d'intérêt dans divers domaines scientifiques et secteurs technologiques.

2. MODELE MATHEMATIQUE

2.1. Position du problème

Notre but est de modéliser le phénomène de la solidification et le transfert de chaleur lors du changement d'état, dans un matériau à changement de phase (MCP) contenu dans un cylindre vertical de longueur L VOIR Figure (1), où les deux phases liquide et solide sont présentes voir figure 1. En s'intéressant aux aspects purement thermiques, nous considérons cependant ici que les phénomènes de changement d'état à l'équilibre, sans prendre en compte les phénomènes de surfusion ou de solidification rapide, ni la physique de la nucléation. L'objet de ce problème étant de calculer la répartition de température T(x) le long du cylindre et de suivre le front de solidification par rapport au temps. On considère que les propriétés physiques (conductivité et chaleur spécifique) du MCP sont constantes, mais peuvent être différentes d'une phase à l'autre, supposé qu'il y a une géométrie plane pour l'interface solide liquide, qu'il y a un contact parfait dans cette dernière, et une température constante à la surface.

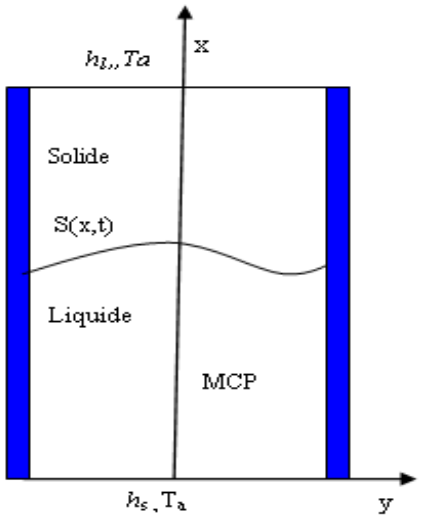


FIGURE 1.Géométrie du problème

2.2. Formulation Mathématique

Le processus de changement de phase dans le MCP appartient à une classe de problèmes dits frontière mobile, et la solution recherchée consiste à déterminer, au cours du temps, le champ de température dans les deux phases solide et liquide, ainsi que la position de l'interface s(t). En supposant que ce problème de changement de phase est purement conductif et pour un corps pur, les équations de la chaleur dans la phase solide et liquide s'écrivent :

1. Région liquide :

La mise en équation du problème de changement de phase en présence du front de solidification s'appuie sur l'équation de la chaleur dans la phase liquide

$$\frac{\partial T_{SOL}(x,t)}{\partial t} = \frac{\lambda_{sol}}{\rho_{sol}.cp_{sol}}.\frac{\partial^2 T_{sol}(x,t)}{\partial x^2}, \quad 0 \le x \le s(t)\ ,\ t>0 \tag{1}$$

$$\frac{\partial T_{liq}(x,t)}{\partial t} = \frac{\lambda_{liq}}{\rho_{liq}.cp_{liq}}.\frac{\partial^2 T_{liq}(x,t)}{\partial x^2}\ , \quad s(t) \le x\ , \quad t>0 \tag{2}$$

2 . Région solide

L'équation de la chaleur dans la phase solide

$$\frac{\partial T_s}{\partial t} = \alpha_s \frac{\partial^2 T_s}{\partial x^2}, \qquad S(t) \le x \le L\ ,\ t>0 \tag{3}$$

$$\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} = h(T_s(x,t) - T_a), \quad x = L,\ t>0 \tag{4}$$

3. Interface solide-liquide

La continuité des flux à l'interface solide-liquide, on posant que la différence entre les deux flux de part et d'autre de l'interface est égale à la quantité de chaleur instantanée libéré ou absorbé sous forme d'enthalpie de changement d'état par la progression du front .

$$\lambda_s \frac{\partial T_s}{\partial x} - \lambda_L \frac{\partial T_L}{\partial x} = \rho_L L_c \frac{\partial S(t)}{\partial t}\ , \quad x = S(t) \tag{5}$$

$$T_s(x,t) = T_L(x,t) = T_m \qquad x = S(t) \tag{6}$$

2.3 Méthode de résolution

Au cours des quinze dernières années, de nombreux travaux de recherches ont étés menés afin de développer des méthodes de calcul numérique permettant de traiter les problèmes de changement de phase en absence et en présence de convection naturelle. La résolution du problème de transfert de chaleur avec changement de phase, ainsi défini, appartient à une classe de problèmes dits à frontière mobile, et la solution recherchée consiste à déterminer, au cours du temps, le champ de température dans les deux phases solide et liquide, ainsi que la

position de l'interface S(t). La difficulté réside essentiellement dans le fait que la position de l'une des frontières du domaine de calcul, où sont définies les conditions aux limites, est elle-même une inconnue du problème. Le principal défi posé par ce problème réside dans la non linéarité engendrée par la présence d'une interface dont la forme et la position évoluent dans le temps selon les apports thermiques [10].

2.4. Méthode analytique [9]

La solution analytique donne des solutions exactes pour les problèmes de changement de phases mais pour des cas bien spécifié et simple, Son importance apparaisse dans la résolution de la solidification des PCM pour le problème 1D et des géométries simples (plane cylindrique et sphérique). En 1860, Neumann a proposé une solution analytique pour décrire la distribution transitoire de température dans un produit pur au cours d'un changement de phase liquide-solide dans un système unidimensionnelle .la solution analytique du problème est décrit par les équations .8 à 11 est :

$$T_{sol}(x,t)=\frac{T_m-T(0,t)}{erf\ (\delta)}erf\left[\frac{x}{2.\left(\frac{\lambda_{sol}}{\rho_{sol}.cp_{sol}}.t\right)^{\frac{1}{2}}}\right]+T(0,t),\ \text{pour}\ x<s(t) \tag{7}$$

$$\frac{e^{-\delta^2}}{erf\ (\delta)}-\frac{\lambda_{sol}}{\lambda_{liq}}.\frac{\left(\frac{\lambda_{sol}}{\rho_{sol}cp_{sol}}\right)^{\frac{1}{2}}.\left[T(x,0)-T_m\right].e^{-\left[\frac{\lambda_{sol}\rho_{liq}cp_{liq}}{\lambda_{liq}\rho_{sol}cp_{sol}}\right]\delta^2}}{\left(\frac{\lambda_{liq}}{\rho_{liq}cp_{liq}}\right)^{\frac{1}{2}}.\left[T_m-T(0,t)\right].erfc\left[\delta.\left(\frac{\lambda_{sol}\rho_{liq}cp_{liq}}{\lambda_{liq}\rho_{sol}cp_{sol}}\right)\right]^{\frac{1}{2}}}=\frac{\delta\sqrt{\pi}}{stef_{sol}}\ T=T_F\ ,x=s(t) \tag{8}$$

$$T_{liq}(x,t)=T\ (x,0)-\frac{T\ (x,0)-T_m}{erfc\left[\delta.\left(\frac{\lambda_{sol}\rho_{liq}cp_{liq}}{\lambda_{liq}\rho_{sol}cp_{sol}}\right)\right]^{\frac{1}{2}}(\delta)}.erfc\left[\frac{x}{2.\left(\frac{\lambda_{liq}}{\rho_{liq}.cp_{liq}}.t\right)^{\frac{1}{2}}}\right],\text{pour}\ x>s(t) \tag{9}$$

Où : erf et erfc sont la fonction erreur et la fonction erreur complémentaire respectivement, et δ est une constante obtenue à partir de la solution de l'équation suivant :

$$\frac{e^{-\delta^2}}{erf\ (\delta)}-\frac{\lambda_{sol}}{\lambda_{liq}}.\frac{\left(\frac{\lambda_{sol}}{\rho_{sol}cp_{sol}}\right)^{\frac{1}{2}}.\left[T(x,0)-T_m\right].e^{-\left[\frac{\lambda_{sol}\rho_{liq}cp_{liq}}{\lambda_{liq}\rho_{sol}cp_{sol}}\right]\delta^2}}{\left(\frac{\lambda_{liq}}{\rho_{liq}cp_{liq}}\right)^{\frac{1}{2}}.\left[T_m-T(0,t)\right].erfc\left[\delta.\left(\frac{\lambda_{sol}\rho_{liq}cp_{liq}}{\lambda_{liq}\rho_{sol}cp_{sol}}\right)\right]^{\frac{1}{2}}}=\frac{\delta\sqrt{\pi}}{stef_{sol}} \tag{10}$$

Où : a variable adimensionnelle $stef_{sol}$ est appelée - nombre de Stefan – définie par :

$$s(t) = 2.\delta\left(\frac{\lambda_{sol}}{\rho_{sol} cp_{sol}}.t\right)^{\frac{1}{2}} \quad (11)$$

$$stef_{sol} = \frac{cp_{sol}.[T_m - T(0,t)]}{L_C} \quad (12)$$

Le déplacement transitoire du front de solidification S(t) est donnée par :

$$s(t) = 2.\delta\left(\frac{\lambda_{sol}}{\rho_{sol} cp_{sol}}.t\right)^{\frac{1}{2}} \quad (13)$$

Ce genre de problème se résout facilement en quelques secondes, sans aucune difficulté de convergence, à l'aide du modèle numérique. Pour ce faire, un domaine de longueur L = 10 cm est considéré. La résolution des équations du mouvement doit bien sûr être court-circuitée dans ce problème de conduction de chaleur.

2.5. Méthode numérique

Jusqu'à présent, les solutions analytiques disponibles dans la littérature pour résoudre les problèmes de changement de phase ne répondent qu'aux cas les plus simples (géométrie simple, conditions aux limites constantes, propriétés thermiques constantes dans chaque phase, etc.) quand ces solutions deviennent inutilisables, due à la complexité des problèmes réels, les solutions numériques viennent les remplacer.

Il y a deux grandes catégories de solutions numériques pour résoudre le problème de changement de phase : les solutions ou la position exacte du front de solidification doit être connu à chaque pas de temps, et les solutions où on na pas besoins de être la position exacte de transition de phase. Pour ce travail on a choisi de travailler avec la méthode où le front de solidification doit être connu pour chaque pas de temps. Car la deuxième méthode présente certaines difficultés lors de la modélisation criée par la présence des problèmes de convergence. Après la discrétisation on obtient un système d'équation :

$$A(i,j).T[J]^{N+1} = B(i,j).T[J]^{N} + D[J] \quad (14)$$

Où A, B : matrice tri diagonale. La résolution du système obtenu à l'aide du schéma de Crank Nickolson en utilisant la méthode de Thomas. On suppose un interface initiale à l'proximité de la frontière inférieure du cylindre. A chaque pas de temps Δt, on fait un test de différence de température (T(i)-Tw<dT) en introduisant la condition aux limites à l'interface, et prenant en considération l'effet de la convection dans la phase liquide et solide. On fait la même opération pour chaque pas de temps jusqu'à la convergence où la position du front de solidification atteins le point X (N). Enfin on obtiendra un système linéaire tri diagonal pour le résoudre, on a recours à l'utilisation de la méthode de Thomas (TDMA).

3. RESULTATS

Dans le but de voir l'influence de type de MCP (organique et inorganique), on applique les méthodes de calculs utilisés pour deux matériaux à changement de phase différentes (Paraffine et Erythrol). La Figures (2) et la Figure (3), présentent l'évolution temporelle du front de solidification pour la Paraffine, et l'Erythrol, par la méthode numérique et analytique de Neumann. L'accord est excellent. La solidification se fait complètement aux environ d'un temps pour la Paraffine de 1394 min. Par contre pour l'Erythrol, elle se fait dans un temps de 193 mn, soit sept fois moins de temps que pour le premier matériau. Ce qui nous donne une information sur les applications de ce problème de changement de phase dans le domaine du stockage de l'énergie.

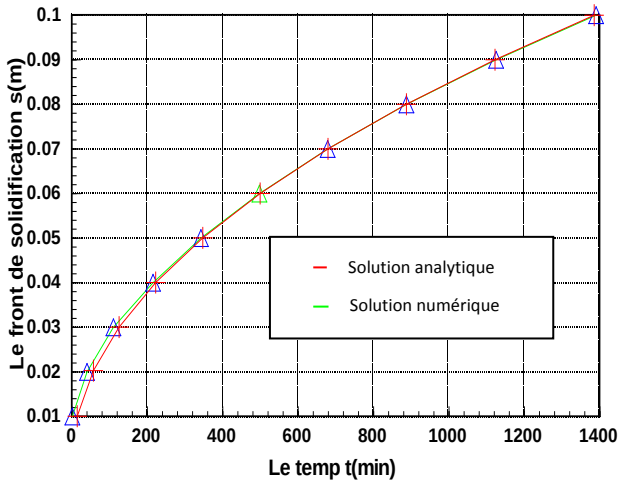
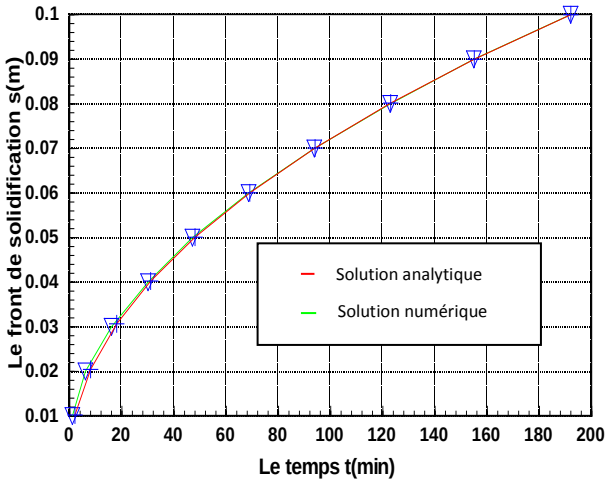


FIGURE. 2. Evolution du front de solidification [paraffine]



FIGUE. 2. Evolution du front de solidification [Erythrol]

Les Figures 4 et 5 montrent l'évolution de la température en fonction du temps. On constate que le refroidissement du Erythrol ce fait d'une façon plus rapide que dans le Paraffine. Ce qui montre l'effet de la conductivité thermique et la chaleur latente, qui sont des valeurs significatives dans le cas de l'Erythrol.

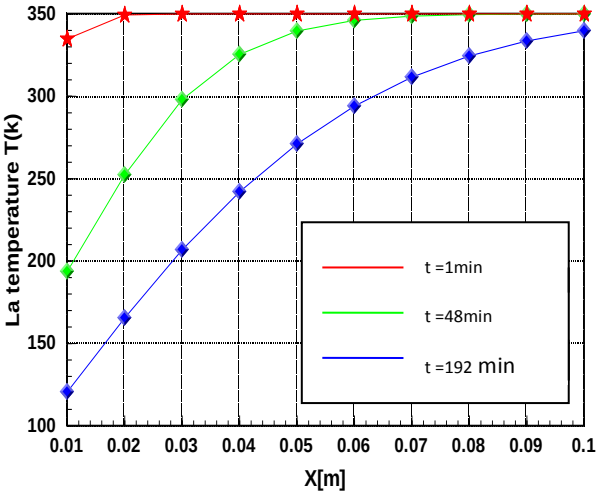


FIGURE 4. variation de la température [paraffine]

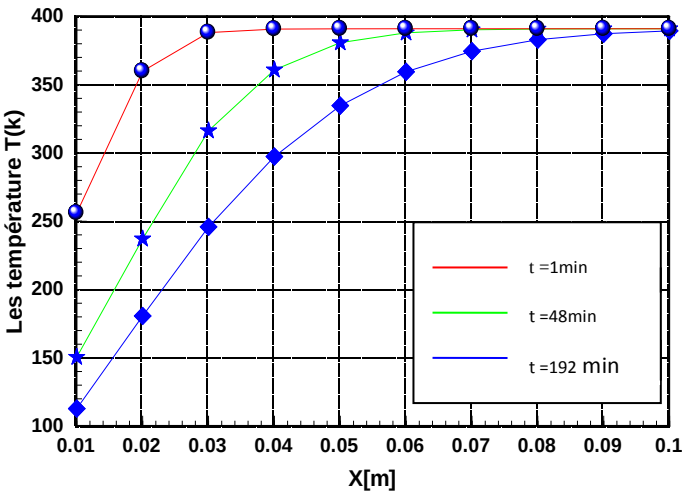


Figure .5. Variation de la température Erythrol

Les figure 6 et 7 représentent l'évolution des températures aux noeuds 1, 5 et 10 en fonction du temps. En remarque que le front de solidification de Erythrol se déplace lentement que dans le cas du Paraffine.

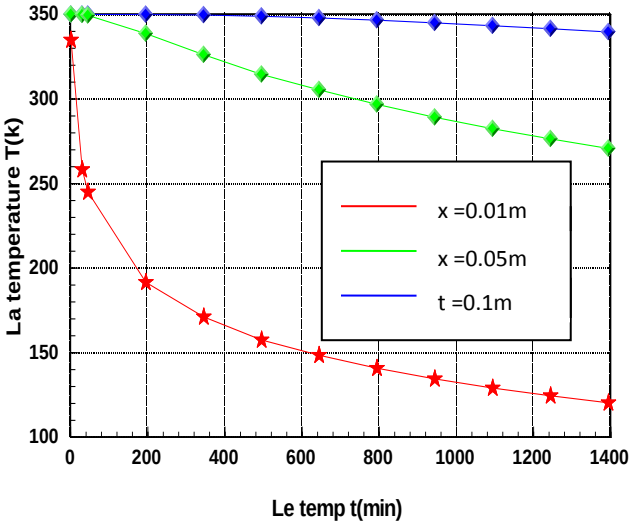


FIGURE.6. Variation de la température [paraffine]

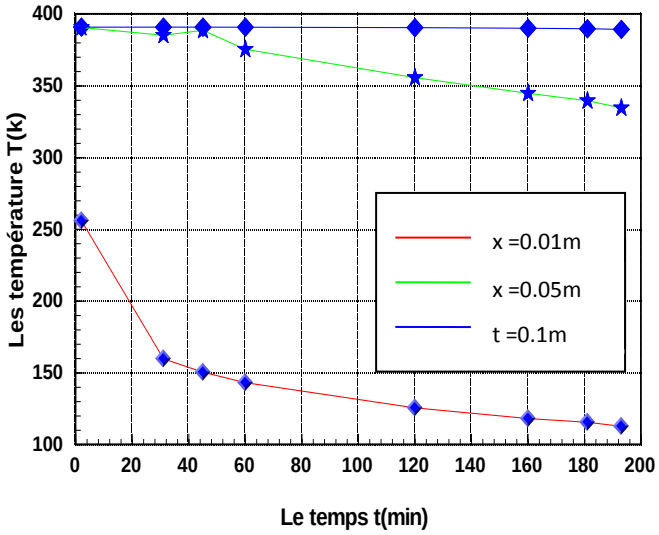


FIGURE.7. Variation de la température [Erythrol]

4. CONCLUSIONS

En comparant les résultats obtenus par la méthode numérique et ceux de la méthode analytique, pour les mêmes conditions, on note que les résultats concordent. Le temps de solidification est fonction des caractéristiques thermo-physiques du MCP tels que, la conductivité thermique et la chaleur latente de fusion qui déterminent les performances de stockage d'énergie des MCP (le temps de charge et décharge) [5]. Alors l'étude de la cinétique de transfert de chaleur lors du changement de phase permet de suivre le front de solidification afin d'optimiser les conditions qui servent soit à accélérer la solidification comme dans les cas où on utilise le matériau à changement de phase (MCP) dans les systèmes de ventilation, bâtiment. Ou à augmenter la capacité thermique de stockage, dont la chaleur est emmagasinée lors de la fusion puis récupérer au moment voulu, lors de sa solidification. Enfin la solidification du PCM dans une géométrie cylindrique peut apporter une évolution concrète dans les applications industrielles. Actuellement des PCM sont introduite dans l'espace annulaire des cylindres coaxiaux pour améliorer le stockage de l'énergie solaire dans les réservoirs de stockage ou dans les tubes absorbeurs des capteurs solaires, notamment le tube absorbeur des capteurs cylindro paraboliques.

REFERENCES

[1] P.Lamberg, K. Srén, Analytical model for melting in semi-infinite PCM Storage with an internal fin, *material sciences and engineering* 2005.

[2] Farid M.M., solar energy storage with phase change, J. *Sol Energy Res.4, 11* (1986).

[3] Kamel Azzouz, modélisation dynamique d'un système frigorifique domestiquer couple a un matériau a changement de phase ,2007.

[4] Bruno Binet, étude de la fusion dans des enceintes munies de source de chaleur discrètes, *Sherbrooke (Québec), CANADA* ,1998.

[5] I.Behunek, T. Bachorec, and P. Fiala, Properties and Numerical Simulation of CaCl2.6H2O Phase Change material , 2016.

[6] Medved and Arkar, Correlation between the local climate and the free-cooling potential of latent heat storage, 2011.

[8] Alain Bricard et Dominique Gobin, transferts de chaleur avec changement d'état solide-liquide, *Techniques de l'Ingénieur* 2000.

[9] Behunek,P. phase change materials for thermal management of IC packages, 2004.

[10] P. Dolado, A. Lazaro, Numerical simulation of thermal behaviour of an energy storage unit with phase change material for air conditioning applications between 17° and 40°. *Journal of refrigeration 24 (2004)*

[11] V.Dubovsky, E. Assis , Study of solidification in vertical shells.*5th European thermal-sciences conference, Netherlands, 2008.*