



الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
وزارة التعليم العالي والبحث العلمي
جامعة غرداية

مجلة الواحات للبحوث والدراسات

ردمك: 1112-7163-P
ردمك: 2588-1892-E

مجلة الواحات للبحوث والدراسات

EISSN: 2588-1892
PISSN: 1112-7163

République Algérienne Démocratique et Populaire
Ministère de l'Enseignement Supérieur
et de la Recherche Scientifique
Université de Ghardaïa



Revue « ELWAHAT » pour les Recherches et les Etudes

Editée par l'Université de Ghardaïa - Algérie

تصدر عن جامعة غرداية - الجزائر

العلوم التطبيقية

Sciences Appliquées



المجلد: 10 العدد: 02، ديسمبر 2017
الجزء

A

الجزء A

المجلد: 10 العدد: 02، ديسمبر 2017

ELWAHAT

Volume 10 N° 02, Décembre 2017

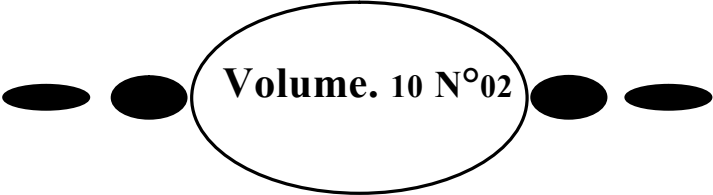
Section A

Republique Algerienne Démocrtique et Polulaire
Minister de l'Enseignement Superieur et de la
Recherche Scientifique

Université de Ghardaïa

Revue ELWAHAT pour les Recherches et
les Etudes

Revue scientifique academique à comité de lecture, éditée
par l'université de Ghardaïa- Algérie



Volume. 10 N°02

Décembre 2017

Revue ELWAHAT pour les Recherches et les Etudes

Dépôt légal 2763/2006

P-ISSN: 1112-7163

E-ISSN: 2588-1892



Sommaire

N°	Titre	Page
1	Caractéristiques physicochimiques et biométriques de quelques variétés de dattes consommées dans la région d'Adrar (Sud-ouest d'Algérie) Boudjenah-Haroun Saliha, Bouallala Mhammed, Djerroudi Ouiza, Halouadji Marwa et Limam Zineb	01
2	Identification de molécules de flavonoïdes dans les extraits des feuilles de <i>Canthium horizontale</i> (Schumacher et Thonn) Hiern et des écorces de tiges de <i>Uapaca togoensis</i> (Aubreville et Léandri) Pax M. Donzo, B. Diata, A. Ndiaye, N. Keita, N. L. Haba et A. Samb	21
3	Proposition d'une méthode itérative de couplage FEMBEM pour l'analyse des problèmes de la rupture élastoplastique B. Aour, D. Boumaiza	31
4	Modélisation et simulation numérique de l'écoulement sanguin dans l'aorte Belaghit A, Aour B, Larabi M	46
5	Numerical Analysis of reinforced concrete beams pre cracked reinforced by composite materials F. Benaoum , Z. Sereir, F. Khelil, B. Aour, A. Bennegadi	55
6	Modélisation numérique de la déchirure des ménisques et des ménisectomies d'une articulation de genou humain I. Fares, B. Aour, I. Keddar	63
7	Etude de l'influence des microcavités sur le comportement du ciment orthopédique d'une prothèse totale de hanche B. Gasmî, B. Aour, S. Benbarek	69
8	Etude des effets de l'angle d'inclinaison du fémur et de l'épaisseur du polyéthylène sur le comportement de la prothèse totale du genou I. Keddar, B. Aour, I. Fares	84
9	Évaluation numérique des paramètres de ruptures par méthode de différence de déformation F. Khelil, B. Aour, F. Benaoum, M. Khaldi	96
10	Analyse numérique du comportement biomécanique de la greffe d'une prothèse d'épaule inversée sous différents mouvements d'abduction du bras S. Mebarki, B. Aour	110

11	Etude numérique de la déformation plastique des polymères au cours de l'extrusion angulaire dans des matrices à deux coudes	122
	B. Aour, A. Mitsak, M.S. Bennouna, A. Draï, F. Benaoum, F. Khelil	
12	Étude fondamentale du gisement solaire pour une maison désertique située à ADRAR	136
	A. Oudrane, B. Aour, B. Zeghmati, X. Chesneau, H. Messaoud	
13	Study of the damage zone area of the 5083H11 aluminum alloy repair with boron epoxy and carbon epoxy bonded composite patch : Numerical analysis	150
	K. Sadek, M. Fari Bouanani, B.B. Bouiadjra, B. Aour, F. Khelil	
14	Effect of culture media on the agar diffusion method for testing antibacterial activity against Escherichia coli (HO25)	157
	Daoudi Yacine, Daoudi Smail, Bennacer Slimane, Saïd Abdelkrim, Kraïmat Mohamed, Holtz Michael, Bouras Noureddine, and Sabaou Nasserddine	
15	Free radical scavenging activity correlated with phenolic contents in aqueous methanolic extracts of three Algerian cultivars of sorghum: Sorghum bicolor (L.) Moench	166
	Kadri Farida, Boudjeniba Messaoud1, Bouras Noureddine, and Wathelet Bernard	



Caractéristiques physicochimiques et biométriques de quelques variétés de dattes consommées dans la région d'Adrar (Sud-ouest d'Algérie)

**Boudjenah-Haroun Saliha¹, Bouallala Mhammed², Djerroudi Ouiza³,
Halouadji Marwa¹ et Limam Zineb¹**

1- Laboratoire de Recherche sur la phœniciculture, Faculté des Sciences de la Nature et de la Vie, Université de Ouargla, 30000 Ouargla, Algérie

2- Faculté des Sciences et de Technologie, Université Ahmed Draïa d'Adrar, Algérie.

3- Laboratoire Bio-ressources sahariennes, Préservations et valorisation. Faculté des Sciences de la Nature et de la Vie, Université de Ouargla, 30000 Ouargla, Algérie.

E.mail: salihaboudjenahharoun@yahoo.fr

Résumé-

Les dattes sont des fruits riches en substances biologiquement actives, ce qui leur confère un grand intérêt en termes de validation. Dans cette étude nous avons visé les caractéristiques biométriques, de quelques variétés de dattes consommées dans la région de Sud – Ouest d'Algérie précisément à Adrar. Des échantillons de six variétés les plus consommées dans la région d'Adrar ont été collectés du marché hebdomadaire. Il s'agit de Abdelsalam, Tagarbouch, Aidem Tagarbouch, Aidem Talmin, Déglet-Talmin et El H'mira. Ces dernières ont subi une caractérisation biométrique (poids, dimension et rapport pulpe /date) et physicochimique (teneur en eau, cendre, pH, conductivité électrique et l'acidité titrable). Les résultats obtenus ont montré que les six variétés sont considérées comme une bonne source de nutriments essentiels et importants pour la santé. Déglet Talmin avait le poids le plus élevé avec 24,16 g, Abd Elsalam présente la teneur en eau la plus élevée (25,86 %). La variété El H'mira se distingue des autres variétés par son bon caractère vis-à-vis de tous les paramètres étudiés. Nous pourrions conclure que toutes les caractéristiques des variétés étudiées sont satisfaisantes.

Mots clés: Variété, Adrar, biométrie, physico-chimiques, climat.

Physicochemical and biometric characteristics of some date varieties used in the Adrar region (Southwest Algeria)

Abstract-

Dates are fruits rich in biologically active substances, which gives them a great interest in terms of validation. In this study, we have targeted the biometric characteristics of some varieties of dates consumed in the southwestern region of Algeria precisely in Adrar. Samples of six of the most widely consumed varieties in the Adrar region were collected from the weekly market. They are Abdelsalam, Tagarbouch, Aidem Tagarbouch, Aidem Talmin, Déglet-Talmin and El H'mira. The latter have undergone a biometric characterization (weight, size and pulp / date ratio) and physicochemical characterization (water content, ash, pH, electrical conductivity and titratable acidity). The results obtained have shown that the six varieties are considered as good source of essential nutrients and important for health. Déglet Talmin had the highest weight with 24.16 g, Abd Elsalam has the highest water content (25.86%). The variety El H'mira is distinguished from other varieties by its good character based on all the parameters checked. We can conclude that all the characteristics of the varieties sampled are satisfactory.

Key words: Variety, Adrar, biometric, physico-chemical, climat.

1.- Introduction

Le palmier dattier (*Phoenix dactylifera* L.) est une espèce très importante dans les zones arides et semi-arides. Il joue un rôle social, environnemental et économique pour les populations de ces régions (BRIONES et al., 2011). La datte, renfermant plus de 70% de sucres dans sa composition, constitue une véritable source d'énergie (314 Kcal/100 g) (BALIGA et al., 2011).

La palmeraie est essentiellement concentrée dans le sud-est d'Algérie, son importance décroissant en allant vers l'ouest et le sud d'Algérie. La palmeraie algérienne est située comme suit : dans le Sud-est (El Oued, Ouargla et Biskra) qui possède 67% de la palmeraie algérienne, le Sud-ouest (Adrar et Bechar) avec 21% de palmeraie, l'extrême Sud (Ghardaïa, Tamanrasset, Illizi et Tindouf) avec 10% et d'autres régions qui représentent 2% de la palmeraie mais contribuent pour beaucoup dans la production nationale à l'instar de Ouargla, par exemple pour la variété Déglet Noor et Adrar pour la variété H'mira (MESSAR, 1996).

A Adrar, région à vocation agricole principalement phoenicicole, la diversité variétale du palmier dattier est estimée à environ plus de 350 cultivars d'après une enquête réalisée par U.R.E.R.MS/Adrar. Elle se caractérise par l'existence de différents types de variétés des dattes :

Abdelsalam, Tagarbouch, Aidem Tagarbouch, Aidem Talmin, Déglet-Talmin et El H'mira, etc. mais les questions qui se posent sont :

- pourquoi ces variétés de dattes sont mal exploitées dans le marché Algérien par rapport aux variétés de la région de sud-est Algérien (Ouargla, El-oued et Biskra)?

- ont-elles les mêmes caractéristiques que les variétés les plus connues : Ghars, Déglet-Nour et Dégla-Beida ?

L'apport de notre étude est basé, sur les caractérisations morphologiques et physico-chimiques des fruits de ces six variétés des dattes de la région d'Adrar.

2.- Matériel et méthodes

2.1.- Matériel végétal

Les dattes utilisées dans la présente étude, sont six variétés provenant de la région d'Adrar (Abdelsalam "As", Tagarbouch "Ta", Aidem Tagarbouch "AG", Aidem Talmin "AT", Déglet-Talmin "DT" et El H'mira "EH") et trois variétés provenant de la région El-Oued (Ghars "Gh", Déglet-Nour "DN" et Dégla-Beida "DB") à titre comparatif. Ces variétés sont choisies en fonction de leur consommation. 1.5 Kg de chaque variété (stade tamar) a été acheté au niveau des marchés d'Adrar et d'El-Oued Figure 1.



A : Abdelsalam, B : Tagarbouch, C : Aidem Talmin, D : El H'mira, E : Déglet-Talmin, F : Aidem Tagarbouch, G : Ghars, H : Deglet Nour et I : Degla Beida.

Figure 1 : Morphologie et couleur des différentes variétés de dattes échantillonnées.

2.2-Méthodes d'analyse

De nombreuses analyses sont réalisées dont certaines consistent en des mesures biométriques et d'autres en des caractérisations physicochimiques.

2.2.1-Caractérisation biométrique

- ✓ **Poids du fruit.** La détermination du poids moyen des dattes est réalisée à partir de la pesée de 05 dattes à l'aide d'une balance analytique (ALMI et NOURI, 1996).
- ✓ **Dimensions.** La mesure de la longueur et du diamètre moyen en centimètre des dattes a été effectué sur 03 fruits choisis au hasard à l'aide d'un pied à coulisse (ALMI et NOURI, 1996).
- ✓ **Rapport pulpe /datte.** Le rapport pulpe/dattes en % a été déterminé en pesant le poids des 03 fruits entières et 03 fruits sans graines selon le relation suivante (ALMI et NOURI, 1996) :

$$\text{Rapport pulpe/ datte (\%)} = \text{Poids des pulpes} / \text{Poids des dattes entière} \times 100$$

Certaines analyses physico-chimiques sont effectuées sur les fruits telle que : la teneur en eau et les cendres.

✓ **Détermination de la teneur en eau**

La teneur en eau a été déterminée sur une partie aliquote de 5 g d'échantillon broyée et étalée dans une capsule en porcelaine puis séchée dans une étuve réglée à une température de 103 ± 2 °C, jusqu'à l'obtention d'un poids constant (AUDIGIE et al., 1978).

La teneur en eau est déterminée selon la formule suivante :

$$H\% = \frac{(M_1 - M_2)}{P} \cdot 100$$

Soit :

H% : Humidité.

M1: Masse de la capsule + matière fraîche avant séchage en (g).

M2: Masse de l'ensemble après séchage en (g).

P: Masse de la prise d'essai en (g).

$$\text{Matière sèche \%} = 100 - H \%$$

✓ **Détermination de la teneur en cendres**

La pulpe de datte broyée est calcinée à 550 °C dans un four à moufle jusqu'à obtention d'une cendre blanchâtre de poids constant (AFNOR, 1972).

La formule ci-dessous a été utilisée pour exprimer les résultats :

$$MO\% = \frac{(M1 - M2)}{P} \times 100$$

Soit :

MO%: Matière organique.

M1: Masse des capsules + prise d'essai

M2: Masse des capsules + cendres.

P: Masse de la prise d'essai.

La teneur en cendres (Cd) est calculée comme suit :

$$Cd = 100 - MO \%$$

✓ **Obtention de l'extrait de datte**

Le jus dattes est extrait et filtré selon la méthode décrite par (BOUGUEDOURA, 1991). Le filtrat récupéré va subir le reste analyses physico-chimiques.

- **Détermination du pH**

Les pH de l'extrait des dattes déterminés à l'aide d'un pH mètre (AKIN., 2008).

- **Détermination de la conductivité électrique**

La conductivité électrique de jus de dattes exprime la teneur du produit en matières minérales. Elle est calculée par un conductimètre et elle est exprimée en $\mu S/cm$ (DOGAR, 1980 in BENSETTI, 2005).

- **Détermination de l'acidité titrable**

Le principe consiste en un titrage de l'acidité de l'extrait des dattes avec une solution d'hydroxyde de sodium en présence de phénolphtaléine comme indicateur (AFNOR., 1974).

L'acidité titrable est exprimée en grammes d'acide citrique pour 100 g de produit :

$$A\% = \frac{(250 \times V1 \times 100)}{(V0 \times M \times 10)} \times 0.07$$

Soit :

M: Masse, en grammes de produit prélevé.

V0: Volume en millilitre de la prise d'essai.

V1: Volume en millilitres de la solution d'hydroxyde de sodium à 0.1 N utilisée.

0.07: Facteur de conversion de l'acidité titrable en équivalent d'acide citrique.

3 -Résultats et discussions

Les résultats de ces mesures sont présentés dans les figures 02 - 11.

➤ Poids

Le poids des dattes constitue un critère de qualité qui fait la distinction entre les différentes variétés (TAOUDA et al., 2014). Le poids la plus élevée est attribuée à la variété Déglet Talmin $24.16 \text{ g} \pm 2.98$. cette valeur est supérieure à celle des variétés les plus connues et consommées. En revanche la variété EL H'mira est caractérisée par la plus faible poids $9.69 \text{ g} \pm 0.08$. Figure 2.

En effet d'après DOWSON et ATEN (1963), le poids de la datte peut varier de 2 à 6g. Cette différence pourrait être expliquée par les conditions climatiques, de culture et la localité.

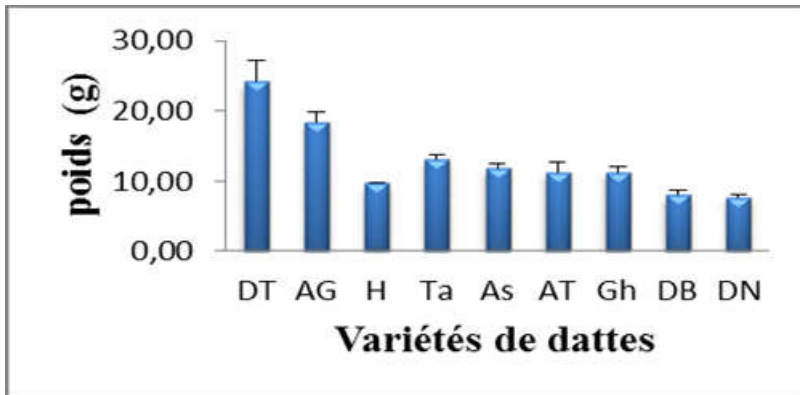


Figure 02 : Poids des différentes variétés de dattes. ($P < 0.001^{***}$).

L'application du test de comparaison de Tukey nous a permis de grouper les variétés des dattes présentant des poids similaires en 05 groupes (figure 3).

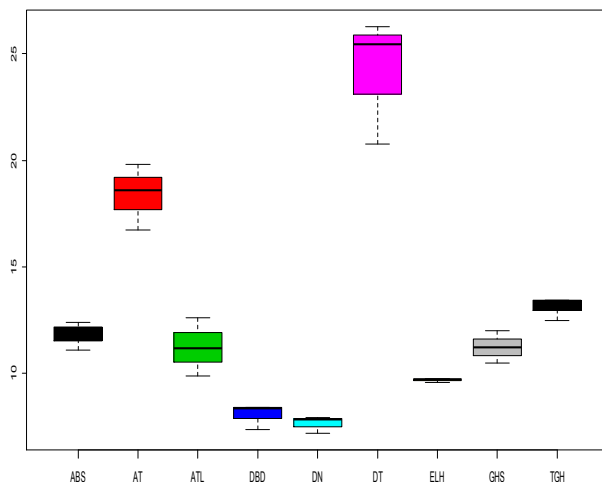


Figure 03 : Test de comparaison « Tukey » du paramètre Poids des différentes variétés de dattes.

DT: Déglet Talmin, **DBD:** Dégla-Beida, **GHS:** Ghars, **TGH:** Tagarbouch, **ELH:** El H'mira, **DN:** Déglet-Nour, **ATL:** Aidem Talmin, **AT:** Aidem Tagarbouch, **ABS:** Abd Elsalam.

La figure **03** montre que la variété Déglet Talmin, présente un poids très important de 24.16 g, ce qui lui a permis de se regrouper seule indépendamment des autres variétés (Groupe «a»).

La figure 4 illustre les différentes tailles des échantillons. La taille des dattes la plus élevée est attribuée à la variété Aidem Talmin avec une longueur de $5.1 \text{ cm} \pm 4.18$ et une largeur de $1.61 \text{ cm} \pm 1.29$. Tandis que la variété Tagarbouch est caractérisée par la plus faible taille avec $3.33 \text{ cm} \pm 1.27$ de longueur et $2.25 \text{ cm} \pm 0.76$ de largeur. Selon DJERBI (1994), les dimensions de la dattes sont très variables, de 2 à 8 cm de longueur selon les variétés. Cette différenciation morphologique pourrait être due aux variétés de dattier, mais aussi à des facteurs écologiques et des conditions de culture (MUNIER. 1973). Notons que la taille des variétés d'Adrar est plus supérieure que celle des variétés d'El Oued.

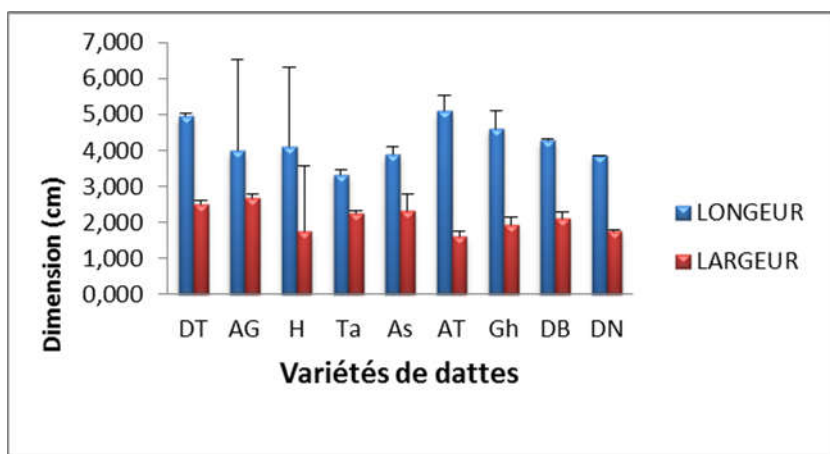


Figure 04 : Dimensions des différentes variétés de dattes. ($P < 0.001^{***}$).

L'application du test de comparaison de Tukey nous a permis de grouper les variétés des dattes présentant des longueurs similaires en 06 groupes (**figure 05**):

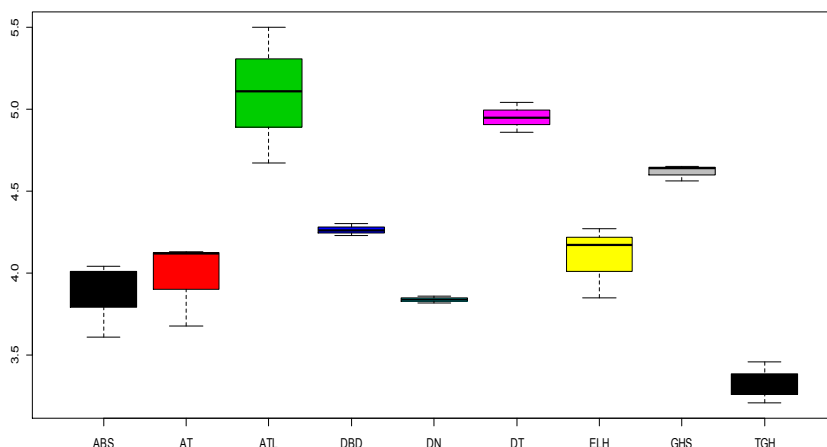


Figure 05: Test de comparaison « Tukey » du paramètre longueur des différentes variétés de dattes.

DT: Déglet Talmin, **DBD:** Déglâ-Beida, **GHS:** Ghars, **TGH:** Tagarbouch, **ELH:** El H'mira, **DN:** Déglet-Nour, **ATL:** Aidem Talmin, **AT:** Aidem Tagarbouch, **ABS:** Abd Elsalam.

La figure 5 montre que les variétés Aidem Talmin et Déglet Talmin quant à elles, présentent une longueur très importante de 5.09 cm, 4.95 cm respectivement ce qui lui a permis de se regrouper seule indépendamment des autres variétés des dattes (Groupe «a»).

Les résultats de l'analyse de la variance du paramètre largeur des dattes montrent une différence très hautement significative ($P < 0.001^{***}$)

entre les dattes. L'application du test de comparaison de Tukey nous a permis de grouper les variétés des dattes présentant des largeurs similaires en 07 groupes (**figure 06**):

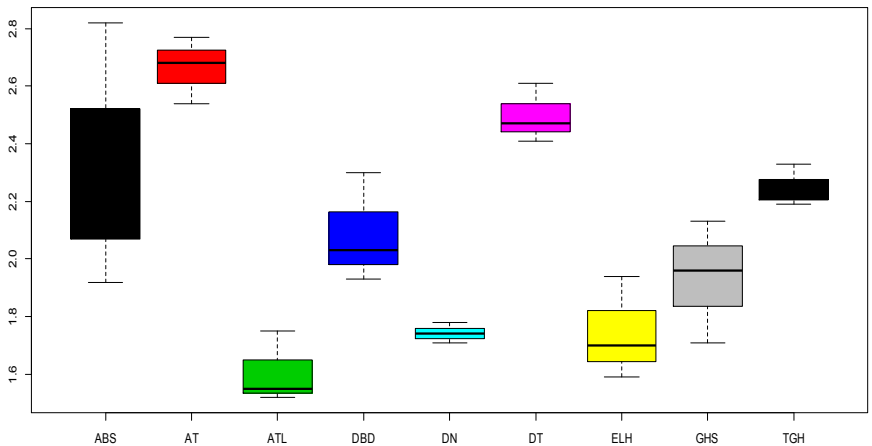


Figure 6 : Test de comparaison « Tukey » du paramètre largeur des différentes variétés de dattes.

La figure 6 montre que la variété Aidem Tagarbouch quant à elle, présente une largeur très important de 2,66 cm, ce qui lui a permet de se regrouper seule indépendamment aux autres variétés des dattes (Groupe «a»).

➤ Rapport pulpe /datte

Le rapport des six variétés de la région d'Adrar varie entre 87,91 % et 96,06 %. Et le plus élevé est attribué à la variété Déglet Talmin 96,06 % $\pm$ 0.18. Tandis que la variété Tagarbouch est caractérisée par le plus faible rapport (88,02 % $\pm$ 1,15). (**Figure 7**).

Le rapport poids de pulpe / poids de datte permet de caractériser les dattes (SIBOUKEUR, 1997). Selon MUNIER (1973), ce rapport pour la datte de bonne qualité doit égal ou supérieur à 90 %.

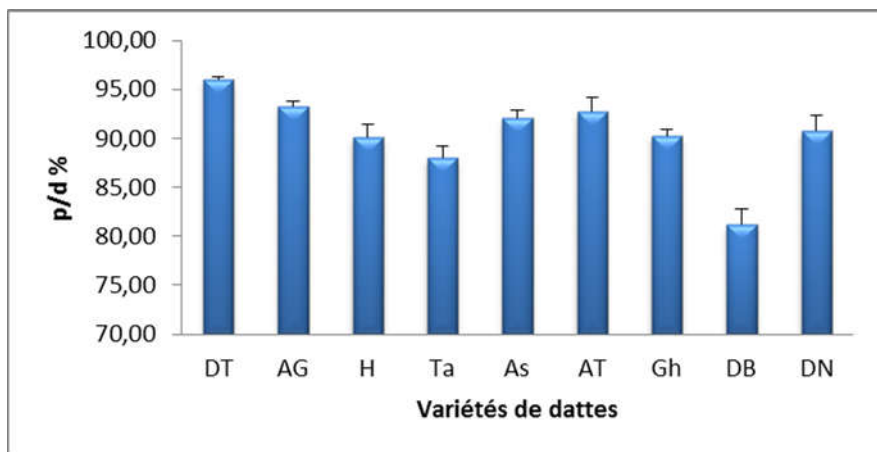


Figure 7 : Rapport p/d des différentes variétés de dattes.
($P < 0.001^{***}$)

L'application du test de comparaison de Tukey nous a permis de grouper les variétés des dattes présentant des rapports p/d similaires en 05 groupes (**figure 8**):

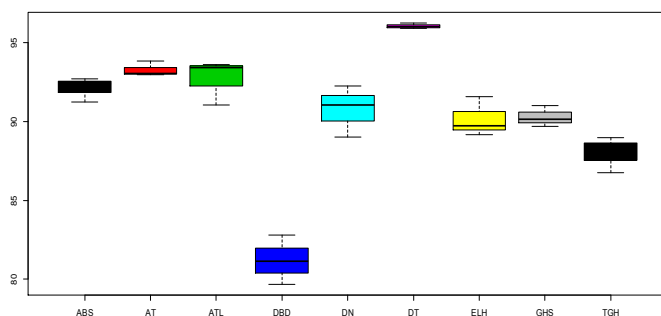


Figure 8 : Test de comparaison « Tukey » du paramètre p/d des différentes variétés de dattes.

2.2.2-Caractérisation physico-chimique

Une série d'analyses physico-chimiques a été également réalisée, pour les dattes. Les résultats sont rapportés sur les **figure 9-19**

✓ Teneur en eau

La teneur en eau la plus élevée est attribuée à la variété Abd Elsalam $25.87 \% \pm 1.60$. Tandis que la variété Aidem Talmin est caractérisée par la plus faible teneur en eau $11.80 \% \pm 1.78$. (figure 9). La teneur en eau est un paramètre fondamental pour la détermination des conduites de stockage et de conservation des dattes. En effet, si la teneur en eau diminue au début du processus de l'hydrolyse, les dattes deviennent sèches et, si la teneur en eau

est suffisante pour le déroulement du processus d'hydrolyse enzymatique, elles deviennent molles ou demi molles YOUSSEF et al. (1982).

MIMOUNI (2015), note que la variété Ghars d'Algérie, présente une teneur en eau de 16.42 %. L'étude effectuée par BABAHANI (2012) a montré que les variétés de dattes Déglet Nour et Dégla-Beida atteignent respectivement une teneur en eau de 22,76 % et 11,34 % au dernier stade de maturation. Ces valeurs se différencient légèrement avec ceux des deux variétés étudiées, ceci pourrait être expliqué par la différence des conditions climatiques, En effet BABAHANI (2012) rapporté que la température a un effet sur l'évolution du poids, des dimensions et de la teneur en eau des dattes. Les teneurs élevées en eau rendent les variétés qui ont un caractère mou susceptibles à la colonisation microbienne, dont celle de la flore fongique (TAOUDA et al., 2013).

Selon MELIGI et SOURIAL (1982); MOHAMMED (1983) une datte a une humidité comprise entre 10 et 24 % est dite de bon caractère. Notons que la teneur en eau des variétés d'Adrar est plus supérieure que celui des variétés d'El Oued.

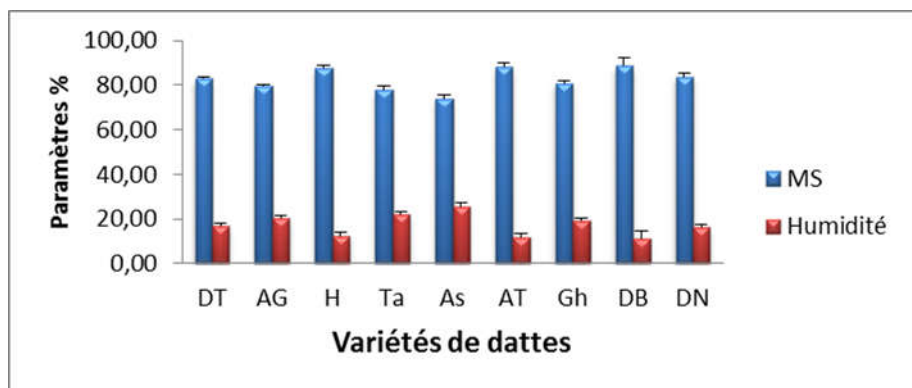


Figure 9 : Teneur en eau des différentes variétés de dattes. ($P < 0.001^{***}$)

L'application du test de comparaison de Tukey nous a permis de grouper les variétés des dattes présentant une teneur en eau similaires en 07 groupes (**figure 10**).

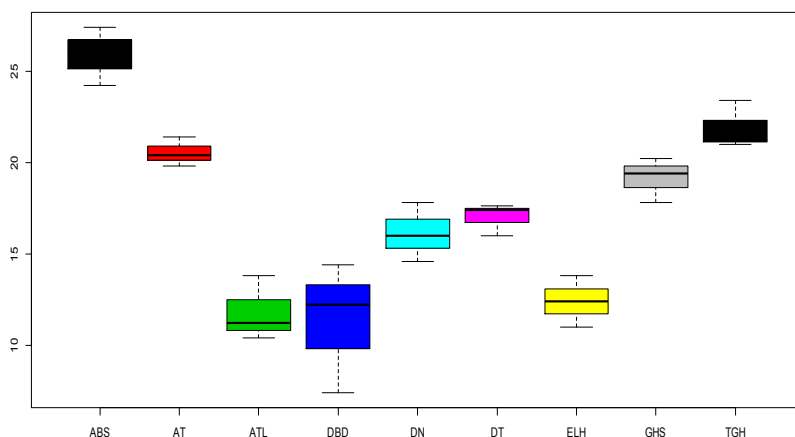


Figure 10 : Test de comparaison « Tukey » du paramètre teneur en eau des différentes variétés de dattes.

Le figure 10 montre que la variété Abd Elsalam quant à elle, présente une teneur en eau très important de 25.86 %, ce qui lui a permet de se regrouper seule indépendamment aux autres variétés des dattes (Groupe «a»).

✓ Teneur en cendres

Le taux des cendres des six variétés de la région d'Adrar varie entre 1.49 % et 2.43 %. Le taux des cendres la plus élevée est attribuée à la variété Abd Elsalam $2.83 \% \pm 0.38$. Tandis que la variété Tagarbouch est caractérisée par la plus faible taux des cendres $1.5 \% \pm 0.17$. **Figure 11**). Le taux des cendres représente la quantité totale en sels minéraux présents dans l'échantillon. Ils sont exprimés en pourcentage par rapport à la matière sèche.

Ces résultats sont similaires à ceux de la littérature car BENAHMED (2007) a trouvé un taux de cendres 2.49 % pour la variété Dégla-Beida et GOURCHALA (2015) a signalé un taux de cendres de 2.42 %, 2 %, 1.64 % respectivement pour les variété El H'mira, Ghars et Déglat-Nour. Notons que la teneur en cendres des variétés d'El Oued est plus supérieure que celui de variétés d'Adrar excepté la variété Déglet Nour.

De nombreux auteurs, dont MAHTALLAH (1970); MUNIER, (1973); SIBOUKEUR (1997); s'accordent sur le fait que la datte renferme des teneurs en cendres de l'ordre de 2 %.

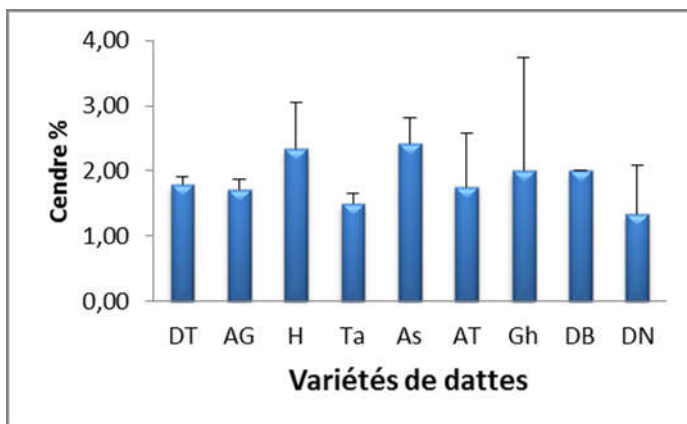


Figure 11: Taux de cendres des différentes variétés de dattes. ($p > 0.05$).

Les résultats de l'analyse de la variance du paramètre taux de cendres de dattes montrent une différence non significative entre les dattes. Donc, le test de Tukey grouper les variétés des dattes dans même groupe (**figure 12**) :

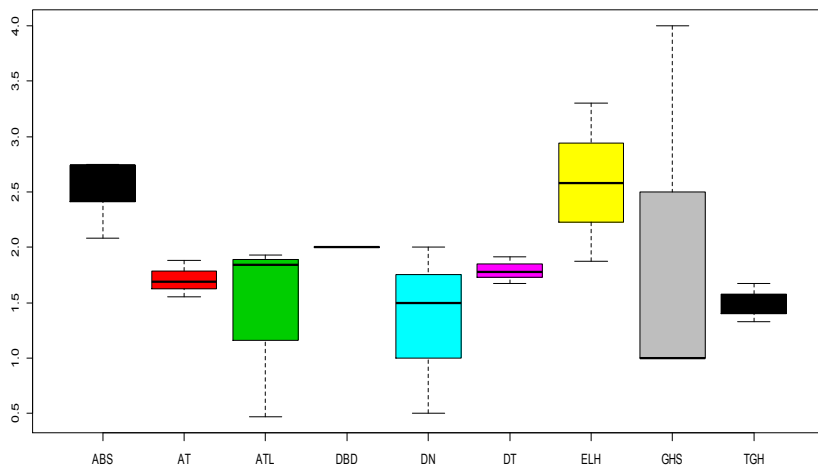


Figure 12 : Test de comparaison « Tukey » du paramètre taux de cendres des différentes variétés de dattes.

✓ pH

Le pH des six variétés de la région d'Adrar varie entre 5.71 et 6.57. Le pH la plus élevée est attribuée à la variété EL H'mira 6.57 ± 0.02 . GOURCHALA (2015) a rapporté un pH de 5,51 pour variété El H'mira. Tandis que la variété Aidem Talmin est caractérisée par la plus faible pH 5.71 ± 0.03 . Le pH est l'un des paramètres déterminant l'aptitude à la conservation des aliments. Il est parmi les principaux obstacles que la flore microbienne doit franchir pour assurer sa prolifération (GIDDEY 1982;

GATEL, 1982; BRISSONET et al., 1994). Ainsi un pH de l'ordre de 3 à 6 est très favorable au développement des levures et moisissures. Ces dernières provoquent des altérations qui affectent surtout la qualité organoleptique (BOURGEOIS et al., 1988). Notons que le pH des variétés d'Adrar est plus supérieur que celui des variétés d'El Oued. Cette différence pourrait être expliquée par HELLER (1990) qui a indiqué que le pH peut varier suivant l'état physiologique du fruit, mais aussi suivant les conditions climatiques, de stockage et les façons culturales.

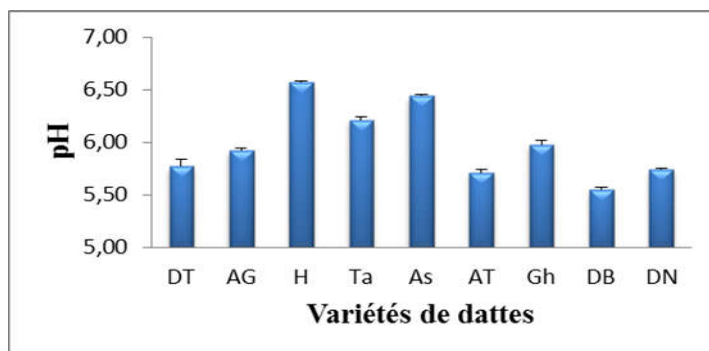


Figure 13 : pH des différentes variétés de dattes

Les résultats de l'analyse de la variance du paramètre pH des dattes montrent une différence très hautement significative ($P < 0.001^{***}$) entre les dattes.

L'application du test de comparaison de Tukey nous a permis de grouper les variétés des dattes présentant un pH similaires en 06 groupes (figure 14):

Cette figure montre que la variété El H'mira quant à elle, présente un pH très important de 6.57, ce qui lui a permis de se regrouper seule indépendamment des autres variétés des dattes (Groupe «a»).

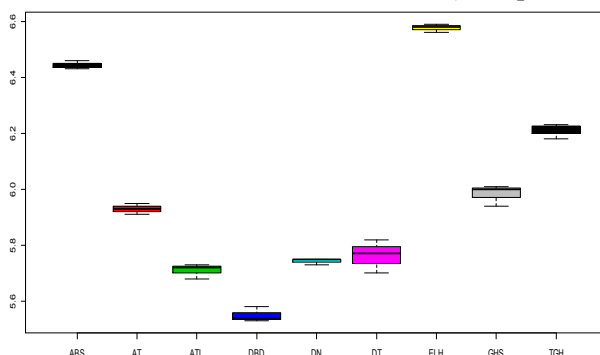


Figure 14 : Test de comparaison « Tukey » du paramètre pH des différentes variétés de dattes.

✓ Conductivité électrique

La conductivité électrique des six variétés de la région d'Adrar varie entre 1.19 ds/m et 1.66 ds/m. La conductivité électrique la plus élevée est attribuée à la variété Déglet Talmin 1.66 ds/m $\pm$ 0.02. Tandis que la variété El H'mira est caractérisée par la plus faible conductivité électrique 1.15 ds/m $\pm$ 0.03. La conductivité électrique évolue dans le même sens que le taux de cendres (AMELLAL, 2008). Les valeurs des teneurs en sels solubles des variétés étudiées sont illustrées dans la **figure 15**.

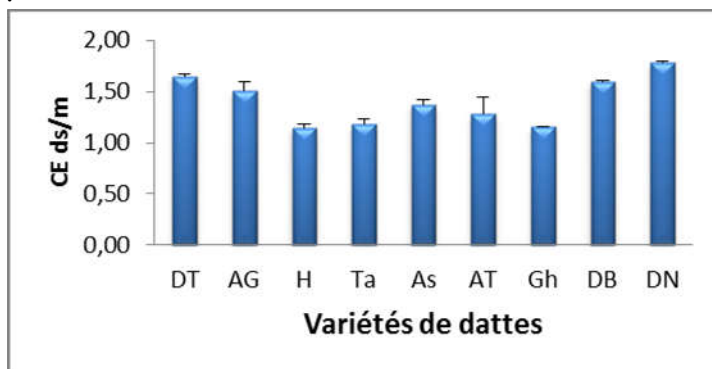


Figure 15: Conductivité électrique des différentes variétés de dattes.
($P < 0.001^{***}$)

L'application du test de comparaison de Tukey nous a permis de grouper les variétés des dattes présentant une CE similaires en 06 groupes (**figure 16**):

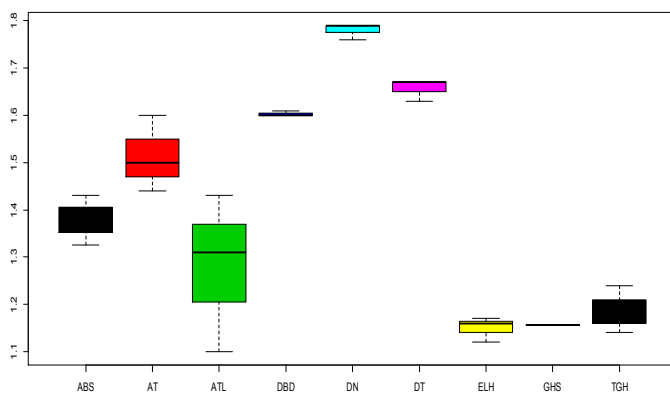


Figure 16 : Test de comparaison « Tukey » du paramètre CE des différentes variétés de dattes.

cette montre que la variété Déglet-Nour quant à elle, présente une CE très importante de 1.78 ds/m, ce qui lui a permis de se regrouper seule indépendamment des autres variétés (Groupe « a »).

✓ Acidité Titrable

L'Acidité titrable des six variétés de la région d'Adrar varie entre 0.28 % et 0.76 %. La valeur la plus élevée est attribuée à la variété Déglet Talmin 0.76 % $\pm$ 0.06. Tandis que la variété Abd Elsalam est caractérisée par la plus faible acidité titrable 0.28 % $\pm$ 0.03.

Les acides organiques sont, en général des intermédiaires des processus métaboliques. Ils influencent la croissance des microorganismes et affectent la qualité de conservation des produits. Ils sont directement impliqués dans la croissance, la maturation et la sénescence de la datte (Al-FARSI et al., 2005). Ces acides influent aussi sur les propriétés sensorielles des fruits (JADHAVET ANDEW, 1997; SIEBERT, 1995 In DJOUDI 2013).

La présence et la composition en acides organiques peuvent être affectées par divers facteurs comme la variété, les conditions de croissances, la maturité, la saison, l'origine géographique, la fertilisation, le type de sol, les conditions de stockages, le taux d'exposition au soleil et la période de récolte (Al-FARSI et al., 2005; AHMED et al., 1995; YOUSSEF et al., 1992).

Une forte acidité est souvent associée à une mauvaise qualité. Comme il a été rapporté par BOOIJ et al. (1992). Le taux de l'acidité de la datte est proportionnel à la teneur en eau et donc inversement proportionnel au degré de maturité.

Ces valeurs sont légèrement supérieures à celles trouvées chez les variétés égyptiennes Siwi et Amhat qui varient entre 0.1 et 0.22 % (par rapport à la matière sèche) (KHALIL et al., 2002; YOUSSEF et al., 1992).

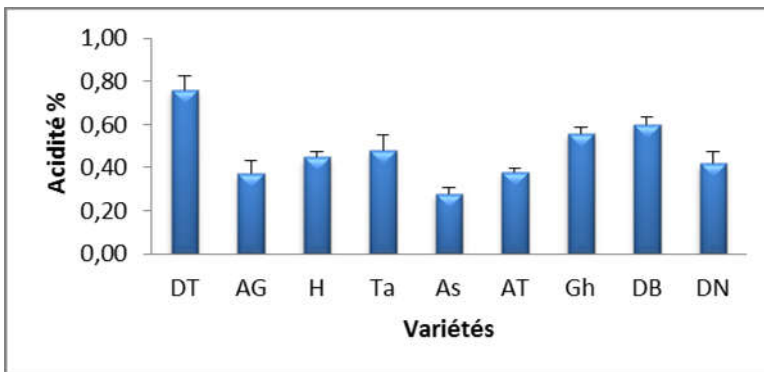


Figure 17 : Acidité titrable des différentes variétés de dattes. ($P < 0.001^{***}$)

L'application du test de comparaison de Tukey nous a permis de grouper les variétés de dattes présentant une acidité titrable similaires en 08 groupes (**figure 18**):

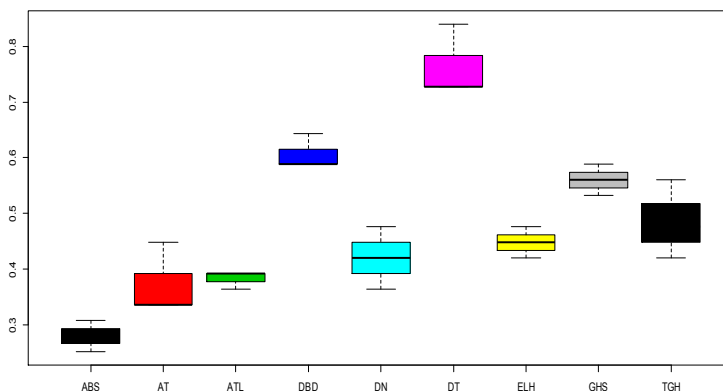


Figure 19 : Test de comparaison « Tukey » du paramètre acidité titrable des différentes variétés de dattes.

Conclusion

Cette étude comparative nous a révélé que la variété El H'mira se distingue des autres variétés par son bon caractère vis-à-vis de tous les paramètres étudiés, suivi par Aidem Tagarbouch, Déglet Talmin, Tagarbouch, Aidem Talmin, Abd Elsalam.

En se basant sur les résultats obtenus, nous pourrions conclure que toutes les variétés de dattes étudiées ont un bon caractère.

Les variétés régions du sud Algérien d'Adrar dont la connaissance est limitée dans les zones productrices ainsi que d'autres variétés non connues, mériteraient d'être valorisées. Une attention particulière doit être accordée à ces variétés; leur sensibilisation, leur vulgarisation et la subvention aux agriculteurs permettrait leur mise en valeur commerciale et technologique au niveau national et international.

Références

AFNOR., (1974). Norme française homologuée; produits dérivés de fruits et légumes.

AFNOR, (1972). Recueil de normes françaises des produits dérivés des fruits et légumes jus de fruits. Ed. AFNOR,325p.

AHMED I.A., AHMED, A.W.K., ROBINSON, R.K., (1995). Chemical composition of date varieties as influenced by the stage of ripening. *Food Chemistry*, 54: 305-309.

AKIN H., (2008) Evolution du pH pendant la fermentation alcoolique de mouts de raisins : modélisation et interprétation métabolique. Thèse doctorat. Institut National Polytechnique de Toulouse, option : Génie des Procédés et Environnement. 121p.

- AL-FARSI, M., ALASALVAR, C., MORRIS, A., BARON, M., SHAHIDI, F., (2005).** Comparison of antioxidant activity, anthocyanins, caroténoids, and phenolics of three native fresh and sundrieddate (*Phoenix dactylifera* L.) Varieties grown in Oman. *J. Agric. Food. Chem.* 53: 7592-7599.
- ALMI, A., NOURI, S., (1996).** L'évolution des caractères biométriques et biochimiques de trois cultivars de dattes (Dgelt Nour, Chars et Degla Beida). Mémoire d'Ingénieur Agro.; U.T.A.S, Ouargla. p:18 -19.
- AMELLAL H., (2008).** Aptitude Technologique de Quelques Variété Communes de Dattes Formulation d'un Yaourt Naturellement Sucré et Aromatisé. Mémoire de doctorat en Génie Alimentaire. Université M'hamed Bougara de Boumerdes. p:74.
- AUDIGIE D., DUPONT G., ZONZAIN T., (1978).** Manipulation d'analyse biochimique. Ed. Doin. Paris, p: 27 – 74.
- BABAHANI S ET EDDOUD A.,(2012).**Effet de la température sur l'évolution des fruits chez quelques variétés du palmier dattier (*Phoenix dactylifera* L.), *Algerian journal of arid environment*, 2:36-41.
- BACHA M. A. and ABO-HASSAN A. A. (1983).** Effects of Soil Fertilization on Yield, Fruit Quality and Mineral Content of Khudari Date Palm Variety. Actes du Colloque "The First Symposium on The Date Palm", King Faisal University, Al-Hassa Kingdom of Saudi Arabia : 174-180.
- bactérien et ses conséquences en génie de l'hygiène. IAA N°03: 106-114.**
- BALIGA, M-S., BALIGA, B-R-V., KANDATHIL, S-M. (2011).** A review of the chemistry and pharmacology of the date fruits (*Phoenix dactylifera* L.). *Food Research International*, 44:1812 -1822.
- BOOIJ, I., PIOMBO, G., RISTERUCCI, J. M., COUPE, M., THOMAS, D., FERRY, M., (1992).** Etude de la composition chimique de dates à différents stades de maturité pour la caractérisation variétale de divers cultivar de palmier dattier (*Phoenix dactylifera* L.). *journal of Fruits*,47: 667-677.
- BOUGUEDOURA N. (1991).** Connaissance de la morphogenèse du palmier dattier. Etude in situ in vitro du développement morphogénétique des appareils végétatifs et reproducteurs. Thèse de doctorat U.S.T.H.B, Alger, 201.
- BOURGEOIS C. M., MESCLE J. F., ZUCCA A. J., (1988).** Microbiologie alimentaire. aspect microbiologique de la sécurité et la qualité alimentaire. Tome 1, Ed. Lavoisier. Paris, 9 p.
- BRIONES, R., SERRANO, L., BENYOUNES, R., MONDRAGON, I. et BRISSONET F., BOUX M., LOISEAU G., RUSSEL A., LEVEAUJ., (1994).** Le stress Compositionnel et Sensorial Characteristics of Three Native Sun-Dried Date (*Phoenix dactylifera* L.) Varieties Grown in Oman. *Journal of Agricultural and Food Chemistry*. 53, pp 7586-7591.
- conservation des produits à humidité intermédiaire. APRIA. pp 21-28**
- DJERBI M, (1994).** Précis de phéniculture, F.A.O, Rome, 191 : 52 – 58.

- DOWSON W. H. et ATEN A., (1963).** Fonctionnaire technique (petites industries agricoles) Sous-Division du génie Rural. Organisation des nations unies pour l'alimentation et l'agriculture, édition FAO, Rome, 398 p.
- GATEL., (1982).** L'aliment à humidité intermédiaire, concept fondamentale et fiction scientifique. APRIA. pp 39-50
- GIDDEY., (1982).** Les produits à humidité intermédiaire. Cas particulier de problème de la conservation des produits à humidité intermédiaire. APRIA. pp 21-28
- GILLES P.,(2000).** Cultiver le palmier dattier. Ed. Ciras.
- GOURCHALA,F., (2015).** Caractérisation physicochimique, phytochimique et biochimique de cinq variétés de dattes d'Algérie, *Phoenix dactylifera* L.(Deglet noor, Ghars, H'mira, Tamesrit et Tinissine). Mémoire de Diplôme d'Etudes supérieures en Biochimie. Département de biochimie. Université Badji Mokhtar – Annaba, pp :41-43.
- HELLER W., (1990).** Abrégé de physiologie végétale. Tome 2. Développement. Masson. Paris. p 76.
- HUSSEIN F. and HUSSEIN M.A., (1983).** Effect of Irrigation on Growth, Yield and Fruit Quality of Dry dates Grown at Asswan. Actes du Colloque "The First Symposium on The Date Palm", King Faisal University, Al-Hassa Kingdom of Saudi Arabia : 168- 173.
- KHALIL K.E., ABD-EL-BARI M.S., HAFIZ N.E., AHMED E.Y., (2002).** Production, evaluation and utilization of date syrup concentrate (Dibis). *Egyptian Journal of Food Science*. 30: 179–203.
- MAATALLAH S. (1970).** Contribution à la valorisation de la datte algérienne.Thèse d'ingénieur INA El Harrach, 72p.
- MELIGI M. A., SOURIAL G. F., (1982).**Fruit quality and general evaluation of some Iraqi date palm cultivars grown under conditions of barrage region," *Ed: First symposium on the date palm, Saudi-Arabia*, 23-25 March. 212-220.
- MESSAR E.M. (1996).** Le secteur phoenicicole algérien : Situation et perspectives à l'horizon 2010. *Options Méditerranéennes*. 28: 23-44.
- MOHAMMED S., SHABANA H. R. AND MAWLOUD E. A., (1983).**Evaluation and identification of Iraqi date cultivars. Fruits characteristics of fifty cultivars," *Date Palm Journal*, vol. 2, no. 1:27-55.
- MIMOUNI Y. (2015).** Développement de produits diététiques hypoglycémians à base de dattes molles variété «Ghars», la plus répandue dans la cuvette de Ouargla. mémoire de Doctorat en Sciences Biologiques. université de Ouargla. pp 55-56.
- MUNIER P. (1973).** Le palmier dattier, techniques agricoles et productions tropicales. Ed maison neuve et la rosse, Paris. p.19-147.
- NAVARRÉ J., (1974).** Manuel d'Œnologie (2^{ème} édition). Baillière. Paris. 218 p.

- NOUI Y., (2001).** L'optimisation de la production de la biomasse "*Saccharomyces cerevisiae*" cultivé sur un extrait de dattes. Mémoire d'ingénieur. Département d'agronomie. Batna, 62 p.
- NIXON R.W. AND CARPENTER B.,(1978).** '*Growing Dates in United States*', United States Department of Agriculture Information, Bulletin Prepared by Science and Education Administration, pp. 44 - 45.
- RODIER, J.,(1997).** L'analyse de l'eau, eau naturelle, eau résiduaire, eau de mer. Ed. Dunod, 8^{ème} édition, 57-65.
- SIBOUKEUR O., (1997).** Qualité nutritionnelle, hygiénique et organoleptique du jus des dattes. Mémoire Magister en sciences agronomiques, INA, Alger, pp : 30-35.
- TAOUDA H., ERRACHIDI F., AARAB L AND CHABIR R., (2013).** Microbiological Quality of Dates in the North Center Region of Morocco, *Journal of Life Sciences*, Vol. 7, No. 12:1278-1283.
- TAOUDA H., MRANI ALAOUI M., ERRACHIDI F., CHABIR R., AARAB L. (2014).** Etude Comparative Des Caractéristiques Morphométriques Et biochimiques des dattes commercialisées dans le marché régional de FES / MAROC. *International Journal of Innovation and Applied Studies*. ISSN 2028-9324 Vol. 8 No. 1 Sep. 2014: 1-10
- YOUSSEF, M.K.E., EL-GEDDAWY, M.N. EL-RIFY ET B.R. RAMADAN., (1992).** Study of amino acid, organic acid and free sugar composition of new valley dattes and certain date products. *Acta Alimentaria*, 21, 3: 325-335.



Identification de molécules de flavonoïdes dans les extraits des feuilles de *Canthium horizontale* (Schumacher et Thonn) Hiern et des écorces de tiges de *Uapaca togoensis* (Aubreville et Léandri) Pax

M. Donzo¹, B. Diata², A. Ndiaye², N. Keita¹, N. L. Haba¹ et A. Samb³

1- Département de biologie de l'Université Julius Nyerere de Kankan, Guinée Conakry.

2- Laboratoire National d'analyses et de contrôle (LANAC) du Sénégal.

3- Service de pharmacognosie-botanique de l'Université Cheikh Anta Diop de Dakar, Sénégal.

Résumé-

Parmi les maladies préoccupantes en Guinée, notamment à Kankan, il y a l'hypertension artérielle dont le traitement à la médecine moderne n'est pas à la portée de la majeure partie des populations, surtout celles des zones rurales à cause de leur faible revenu. Elles font alors recours aux plantes parmi lesquelles *Canthium horizontale* (Schum. et Thonn.) Hiern (Famille des Rubiacées) (Blainville, 1834) et *Uapaca togoensis* (Aub. et Léan.) Pax (Famille des Euphorbiacées) (Cheville, 1908).

La présente étude a pour but d'identifier, dans les extraits des deux plantes, des molécules ayant des propriétés antioxydantes et/ou antihypertensives prouvées par des études antérieures.

La méthode utilisée a été celle à la chromatographie liquide haute performance (HPLC). Pour exprimer les résultats, nous avons comparé les temps de rétention des molécules identifiées dans les extraits des deux plantes à ceux des substances témoins (flavonoïdes) utilisées dans le cadre de cette étude. Comme substances témoins, nous avons utilisé la vitexine et l'héspéridine (contenue dans le daflon, un médicament anti-hémorroïdaire).

Les extraits soumis à l'étude ont été : l'extrait aqueux, l'extrait hydro-méthanolique et celui n-butanolique.

Dans les extraits aqueux, hydro-méthanolique et n-butanolique des deux plantes, nous avons identifié une seule molécule, à savoir : l'héspéridine. En plus de l'héspéridine, dans les écorces de tiges de *Uapaca togoensis* (Aub. et Léan.) Pax, nous avons identifié la vitexine dans l'extrait hydro-méthanolique.

Nous avons effectué toutes ces déterminations au laboratoire National d'analyses et de contrôle (LANAC) du Sénégal

L'hespéridine est dotée de propriété antioxydante (K. Ouali et al. 2007) et La vitexine quant à elle, possède un effet régulateur de la tension artérielle (Natura News, 2009).

Mots clés: *Canthium horizontale*, *Uapaca togoensis*, hespéridine, vitexine, antioxydant, hypertension artérielle.

Identification of flavonoid molecules in leaves extracts of *Canthium horizontale* (Schumacher and Thonn) Hiern and the barks of stems of *Uapaca togoensis* (Aubreville and Léandri) Pax

Abstract-

Among the diseases of concern in Guinea, particularly in Kankan, there is high blood pressure which modern medicine treatment is not at the door of the majority of the population, especially those in rural areas because of their low income. They are then use plants including *Canthium horizontal* (Schum & tuna) Hiern (family Rubiaceae) (Blainville, 1834) and *Uapaca togoensis* (Aub and Lean) Pax (Family Euphorbiaceae) (Cheville, 1908). This study is intended to identify molecules with antioxidant and/or antihypertensive properties in the two plant extracts, proved by previous studies. The method used was liquid the chromatography high performance (HPLC). To express the results, we compared the retention times of the molecules identified in extracts of plants to those witnesses (flavonoids) substances used in this study. As witnesses, we used the vitexin and hesperidin (contained in the daflon, an anti-hemorrhoidal drug). The extracts in the study were: the aqueous extract, extract hydro-methanolique and the n-butanolique. In the extracts water, hydro-methanolique and n-butanolique of the two plants, we have identified a single molecule, namely: hesperidin. In addition to hesperidin in the bark of stems of *Uapaca togoensis* (Aub and Lean) Pax, we identified the vitexin in the hydro-methanolique extract. We have done all these determinations to the National Laboratory and control (LANAC) Senegal hesperidin has antioxidant property (K. Ouali et al. 2007) and vitexin on the other hand, has a regulatory effect of blood pressure (Natura News, 2009).

Key words: *Canthium horizontal*, *Uapaca togoensis*, hesperidin, vitexin, antioxidant, hypertension.

Introduction

L'hypertension artérielle est un réel problème de santé publique en Guinée avec une prévalence de 43,6 % en milieu urbain (Basilevskata, 1964) et 64,9 % en milieu rural (A. P. NGouin-Claih et al., 2003). Le revenu de la majeure partie des populations étant faible pour se traiter à la médecine moderne, elles font recours à la médecine traditionnelle qui utilise de nombreuses plantes parmi lesquelles *Canthium horizontale* (Schum. et Thon.) Hiern et *Uapaca togoensis* (Aub. et Léan.) Pax.

Les plantes traditionnellement utilisées contre l'hypertension artérielle synthétisent des molécules à propriété antihypertensive et/ou antioxydante. Identifier ces composés et les caractériser constitue l'objectif de la plupart des travaux de recherche (C. Girard, 2009).

L'objectif de la présente étude est justement d'identifier des molécules ayant des propriétés antihypertensives et/ou antioxydantes prouvées par des études antérieures.

Matériel et méthode

Matériel

L'étude a porté sur les extraits obtenus de la poudre des feuilles de *Canthium horizontale* (Schum. et Thon.) Hiern et sur les extraits de la poudre des écorces de tiges de *Uapaca togoensis* (Aub. et Léan.) Pax. Pour l'étude chimique, nous avons utilisé différents matériels expérimentaux dont entre autres un appareil à chromatographie liquide haute performance (Agilent 1100 Série G 1313A ALS COLCOM), une étuve à ventilation, un évaporateur rotatif (Dibby scientific limited. Cat. N°RE300DB. Serial : R00101326).

Méthode

1. Préparation des extraits

1.1. Préparation de l'extrait brut

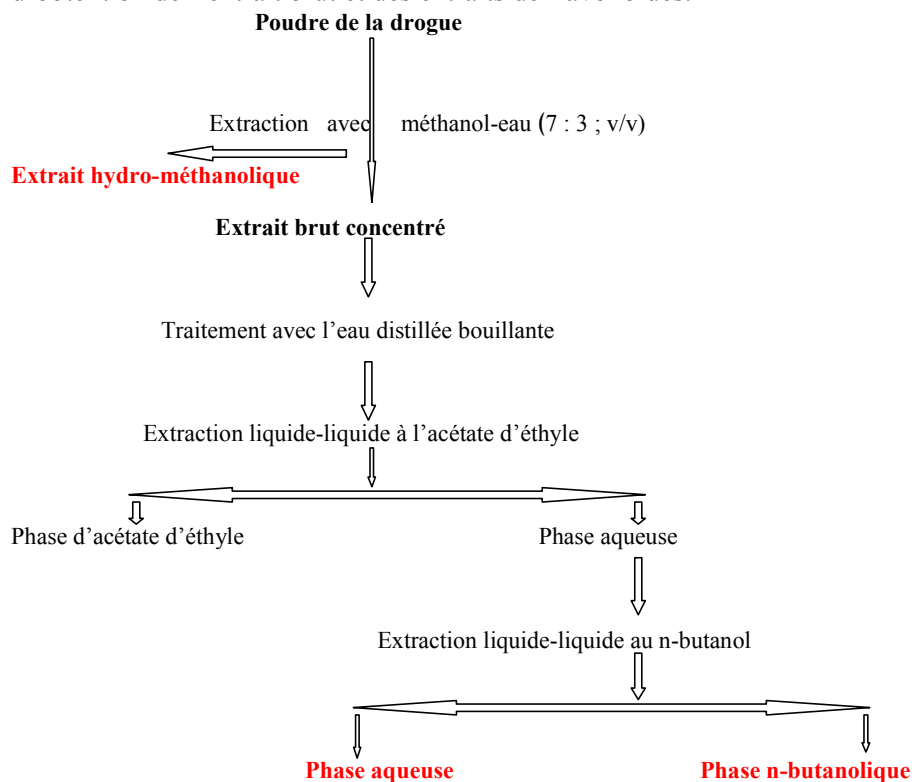
Cinq (5) grammes de poudre des drogues ont été mis à macérer pendant 12 heures à la température ambiante sous agitation continue dans un mélange méthanol-eau (7 : 3 ; v/v). Après filtration on obtient l'extrait hydro-méthanolique représentant le premier extrait de flavonoïdes à soumettre à l'étude. Le mélange est porté à ébullition et ensuite filtré sur du papier Whatmann n°1. L'extraction est reprise 3 fois avec renouvellement du solvant. Après, le solvant est éliminé par évaporation à l'aide d'un évaporateur rotatif et on obtient ainsi l'extrait brut (A. Souad, 2000).

1.2. Fractionnement de l'extrait brut

L'extrait brut est mélangé avec de l'eau distillée bouillante et laissé à température ambiante pendant 24 heures. Après filtration, il est épuisé successivement par deux (2) solvants (acétate d'éthyle et n-butanol). On utilise premièrement l'acétate d'éthyle et on laisse décanter ; la phase organique supérieure est récupérée. L'extraction est reprise plusieurs fois

jusqu'à ce que le solvant devienne incolore. L'acétate d'éthyle est par la suite évaporé et l'extrait qui en résulte est la fraction d'acétate d'éthyle. La phase aqueuse résiduelle est soumise à une extraction liquide-liquide par le n-butanol en suivant les mêmes étapes que la première. La série d'extractions permet ainsi d'obtenir 4 fractions (ou extraits) à savoir : la fraction hydro-méthanolique, la fraction n-butanolique, la fraction aqueuse et la fraction à l'acétate d'éthyle. Les trois (3) premiers extraits contenant les flavonoïdes sont conservés avant d'être soumis à l'analyse chimique par chromatographie liquide haute performance (HPLC) en vue d'identifier les flavonoïdes selon une méthode de A. Souad en 2000.

Le schéma ci-après (d'après Souad, 2000) résume ces différentes étapes d'obtention de l'extrait brut et des extraits de flavonoïdes.



2. Identification des flavonoïdes dans les extraits par HPLC

Principe

La chromatographie permet la séparation ou la purification d'un ou de plusieurs composés d'un mélange en vue de leur identification et de leur quantification. La chromatographie en phase liquide permet de réaliser des

analyses qui n'étaient auparavant pas possibles avec les techniques sur couche mince ou en phase gazeuse. Les composés à séparer (solutés) sont mis en solution dans un solvant. Ce mélange est introduit dans la phase mobile liquide (éluant). Suivant la nature des molécules, elles interagissent plus ou moins avec la phase stationnaire dans un tube appelé colonne chromatographique. La phase mobile, poussée par une pompe sous haute pression, parcourt le système chromatographique. Le mélange à analyser est injecté puis transporté au travers du système chromatographique. Les composés en solution se répartissent alors suivant leur affinité entre la phase mobile et la phase stationnaire. En sortie de colonne grâce à un détecteur approprié, les différents solutés sont caractérisés par un pic. L'ensemble des pics enregistrés est appelé chromatogramme ou profil chromatographique (Souad, 2000).

Mode opératoire

Vingt (20) μL de chaque extrait ont été injectés sur une colonne de type phase inverse C18, de dimensions égales à 125 x 4.6 mm. La phase mobile est constituée de trois éluants : eau distillée, méthanol et acide acétique (50 : 47 : 2.5) (v /v). Le gradient d'éluant appliqué est de type isocratique étalé sur 10 min. Le débit est de 1 mL/min. La détection est effectuée par un détecteur UV-VIS à une longueur d'onde de 254 nm.

Expression des résultats

Les flavonoïdes contenus dans chaque fraction ont été identifiés par la comparaison de leurs temps de rétention avec ceux des standards (témoins) utilisés.

Résultats et discussion.

1. Résultats de l'analyse des substances témoins.

1.1. Résultats de l'analyse de la vitexine

Dans le chromatogramme de la vitexine, nous observons 4 pics correspondant à 4 composés dont 1 majoritaire ayant un temps de rétention de 4,617 minutes et un pourcentage de confiance de 70,911 % et l'aire du pic 1654,95. Ce composé majoritaire est la vitexine (Figure 1).

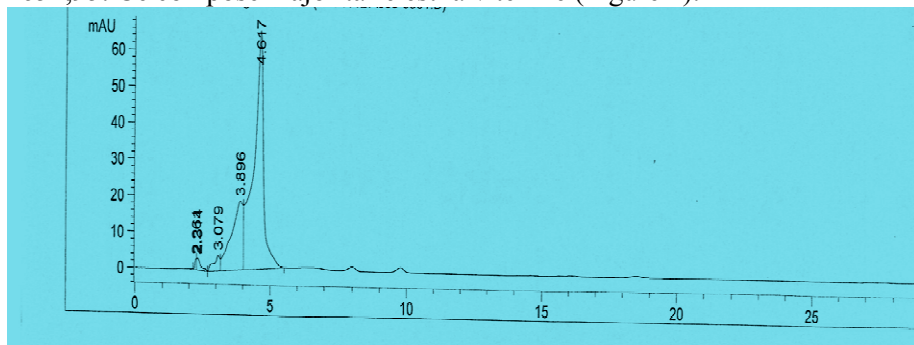


Figure 1. Chromatogramme de la vitexine

1.2. Résultats de l'analyse de l'hespéridine contenue dans le daflon

Le profil chromatographique montre 4 pics correspondant à 4 composés dont 2 majoritaires qui ont pour temps de rétention respectivement 2,289 et 9,554 minutes. Le premier correspond à l'hespéridine, alors que le second correspond à la diosmine, tous les deux sont composants du daflon (un médicament anti-hémorroïdaire). Le pourcentage de confiance de l'hespéridine dans cette analyse est de 24,289 % et l'aire du pic 149,975 (Figure2).

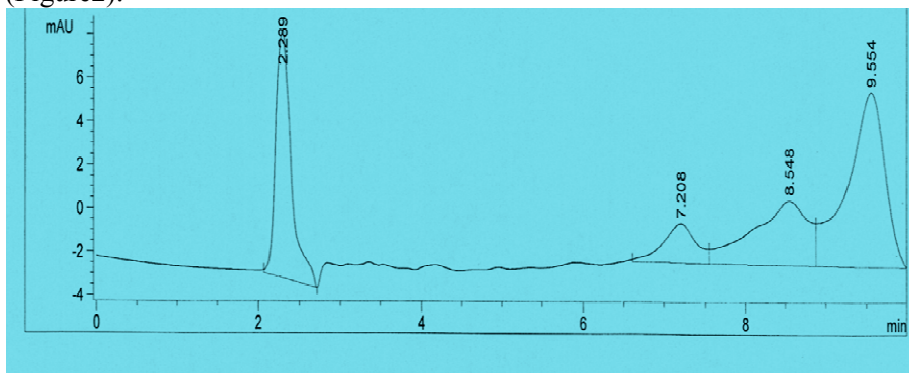


Fig. 2. Profil Chromatographique de l'hespéridine

2. Résultats de l'analyse des extraits de flavonoïdes

2.1. Résultats de l'analyse de l'extrait hydro-méthanolique de *Canthium horizontale* (Schum. et Thon.) Hiern.

Dans le profil chromatographique de cet extrait, on observe 12 pics correspondant à 12 composés dont 1 majoritaire qui a un temps de rétention de 2,253 minutes, qui correspond à l'hespéridine, avec un pourcentage de confiance de 32,814 % et l'aire du pic 6796. Nous avons aussi noté la présence d'un deuxième composé qui a un temps de rétention égal à 4,660, correspondant à la vitexine, avec un pourcentage de confiance de 3,100 % et l'aire du pic 6,424,562 (Figure 3).

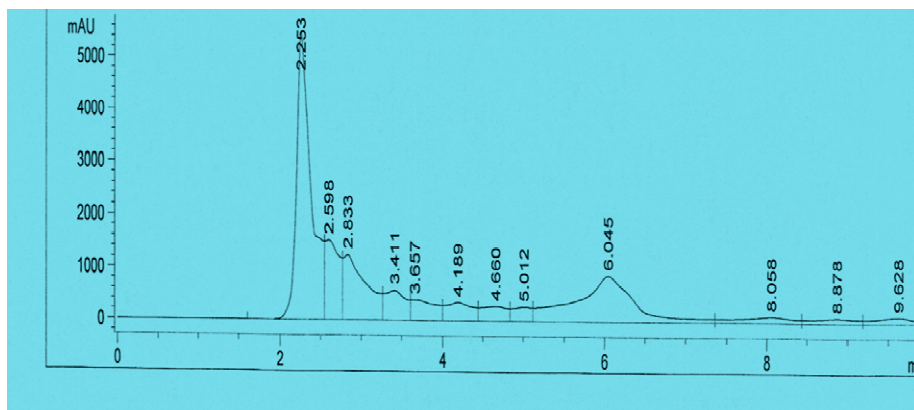


Fig.3. Profil chromatographique de l'extrait hydro-méthanolique de *C. horizontalis* (Schum. et Thon.) Hiern.

2.2. Résultats de l'analyse de l'extrait aqueux de *Canthium. horizontalis* (Schum. et Thon.) Hiern.

Dans le profil chromatographique de ce extrait nous observons 4 composés dont 1 majoritaire qui a pour temps de rétention 2,265 minutes, correspondant à l'hespéridine, avec un pourcentage de confiance de 79,547 % et l'aire du pic 6695,941 (Figure 4).

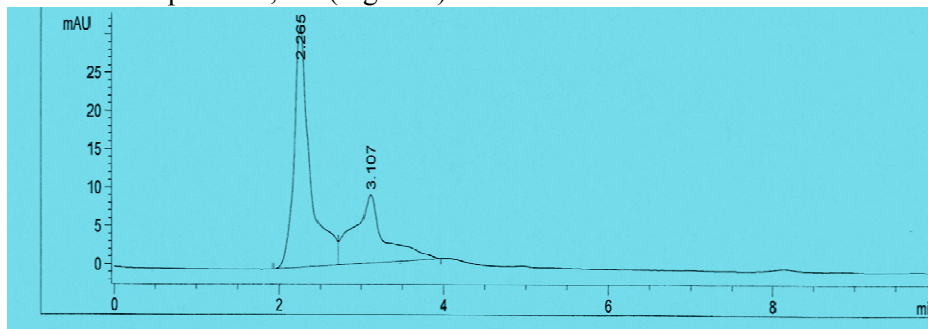


Fig. 4. Profil chromatographique de l'extrait aqueux de *C. horizontalis* (Schum. et Thon.) Hiern.

2.3 Résultats de l'analyse de l'extrait n-butanolique de *C. horizontalis* (Schum. et Thon.) Hiern.

On observe dans le chromatogramme de cet extrait 12 pics correspondant à 12 composés dont 1 majoritaire, qui a un temps de rétention égal à 2,271 minutes, correspondant à l'hespéridine, avec un pourcentage de confiance de 17,160 % et l'aire du pic 748,176 (Figure 5).

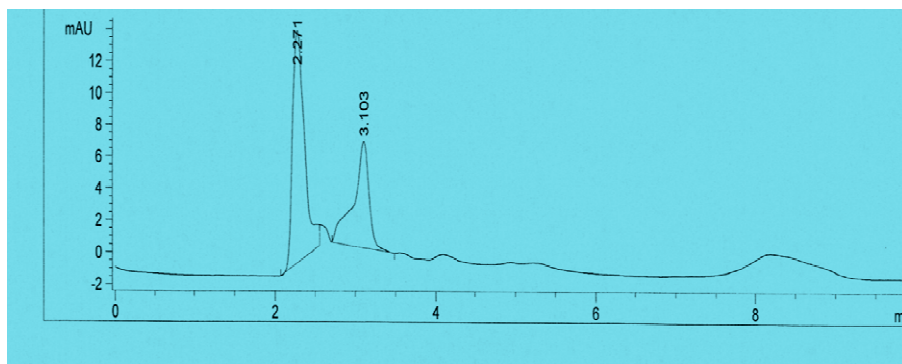


Fig. 5. Profil chromatographique HPLC de l'extrait n-butanolique de *C. horizontalis* (Schum. et Thon) Hiern.

2.4. Résultats de l'analyse de l'extrait hydro-méthanolique de *Uapaca togoensis* (Aub. et Léan.) Pax.

On observe dans le profil chromatographique de cet extrait l'existence de 12 pics correspondant à 12 composés dont un majoritaire au temps de rétention 2,224 minutes. Ce composé majoritaire correspond à l'héspéridine avec un pourcentage de confiance 43,079 %. L'aire de son pic est de 4035,575 (Figure 6).

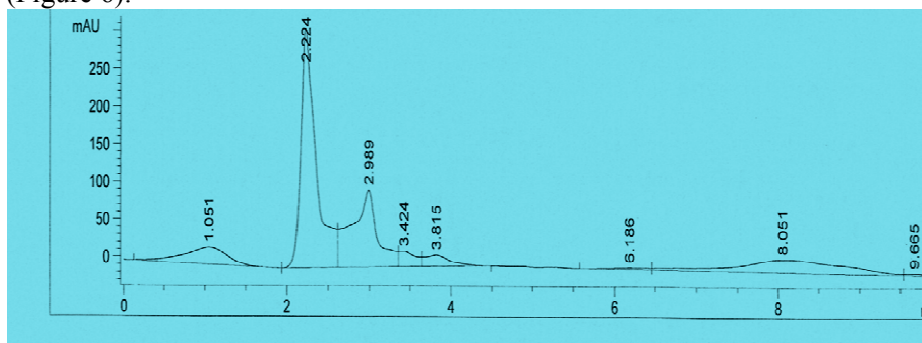


Fig 6. Profil chromatographique en HPLC de l'extrait hydro-méthanolique de *U. togoensis* (Aub. et Léan.) Pax

2.5. Résultats de l'analyse de l'extrait aqueux de *Uapaca togoensis* (Aub. et Léan.) Pax

L'observation de son chromatogramme montre 2 pics, correspondant à deux composés dont un majoritaire qui a un temps de rétention de 2,265 min. Ce composé correspond à l'héspéridine, avec un pourcentage de confiance de 65,147 %. L'aire de son pic est 431,898 (Figure 7).

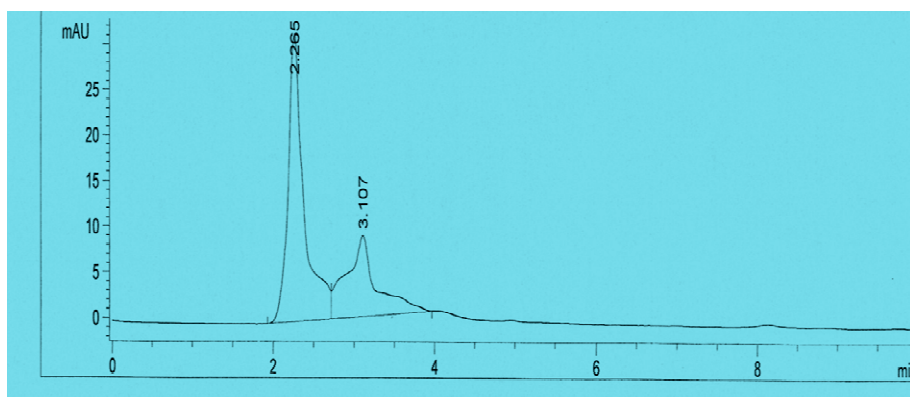


Fig 7. Chromatogramme de l'extrait aqueux de *U. togoensis* (Aub. et Léan.)

2.6. Résultat de l'analyse de l'extrait n-butanolique de *U. togoensis* (Aub. et Léan.)

L'observation de son chromatogramme montre l'existence de deux composés dont un majoritaire, qui a un temps de rétention de 2,271 min. Ce composé majoritaire correspond à l'hespéridine, avec un pourcentage de confiance de 62,658 %. L'aire de son pic est de 149,852 (Figure 8).

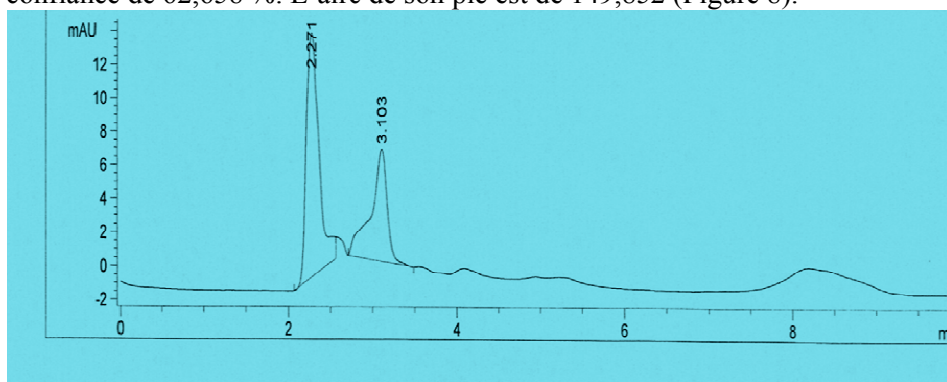


Fig.8. Profil chromatographique de l'extrait n-butanolique de *U. togoensis* (Aub. et Léan.) Pax

Conclusion et perspective

A l'issue de ces analyses, deux molécules ont été identifiées : l'hespéridine dans les extraits hydro-méthanolique, aqueux et n-butanolique de *Canthium horizontale* (Schum. et Thon.) Hiern et de *Uapaca togoensis* (Aub. et Léan.) Pax, et la vitexine seulement dans l'extrait hydro-méthanolique de *Canthium horizontale* (Schum. et Thon.) Hiern.

L'effet antioxydant de l'hespéridine a été antérieurement montré par les études de Ouali et al., en 2007 et l'effet régulateur de la tension artérielle de la vitexine a été également montré antérieurement par les études de Natura

News en 2009. En perspective, nous nous proposons de soumettre ces extraits à des tests biologiques et études spectroscopiques.

Références bibliographiques

1. M. Blainville, 1834. Mémoires de la société d'Histoire Naturelle de Paris. Vol. 5.
2. A. Cheville, 1908
4. Natura News, 2009. Réguler l'hypertension artérielle avec des nutriments. Sciences, Nutrition, Prévention et Santé. Newsletter.
3. K. Ouali, F. Trea, L. Toumi, A. Bairi, D. Maurel, M-A. Guellai, 2007. L'héspéridine un antioxydant flavonoïde qui diminue le stress oxydatif et prévient les malformations fœtales au cours du diabète gestationnel expérimental. Journal phytothérapie. Vol. 5. Issue 4. Co-publication Algérie-France.
4. Natura News, 2009. Réguler l'hypertension artérielle avec des nutriments. Sciences, Nutrition, Prévention et Santé. Newsletter.
5. Basilevskata, 1964. Plantes médicinales de Guinée Conakry. Imprimerie Patrice Lumumba. Conakry.
6. A. P. NGouin-Claih, A. Diallo, K. Oularé, D. Baldé, M. Donzo, 2003. Prévalence de l'HTA en milieu rural Guinéen. Facteurs de risque. Des maladies du cœur et des vaisseaux Paris.
7. C. Girard, 2009. Pôle de substances naturelles. Sciences séparatives, biologiques et pharmaceutiques (EA 4267°. Université de Franche-Comité. La phytothérapie au secours de l'hypertension. Revue N° 227.
8. A. Souad, 2000. Etude quantitative des flavonoïdes des graines de *Cuminum cyminum* et les feuilles de *Rosmarinus officinalis* et l'évaluation de l'activité biologique. Mémoire de Magister en Biochimie appliquée. Université Elhadj Lakhdar-Batna. Faculté des Sciences. Département de Biologie. Alger.



Proposition d'une méthode itérative de couplage FEM-BEM pour l'analyse des problèmes de la rupture élasto-plastique

B. Aour^{1,*}, D. Boumaiza^{1,2}

¹*Laboratory of Applied Biomechanics and Biomaterials (LABAB), National Polytechnic School of Oran, Algeria*

²*Faculty of Science and Technologies, University Mustapha Stambouli, Mascara, 29000, Algeria.*

**Contact: ben_aour@yahoo.fr*

Résumé - Dans ce travail, nous avons adopté une méthode itérative pour effectuer le couplage de la méthode des éléments finis (FEM) et la méthode des éléments frontières (BEM), dans le but d'analyser les problèmes de mécanique de la rupture élastoplastique. Notant que cette technique est considérée comme l'une des plus récentes approches pour la combinaison des deux méthodes. Elle consiste à subdiviser le domaine du problème en deux sous-domaines, dont l'analyse se fait conjointement par la FEM et la BEM. Un renouvellement successif des variables à l'interface est effectué pour le sous domaine de la BEM suivant une procédure itérative jusqu'à la vérification des conditions de la convergence. Des exemples de validation sont présentés à la fin de ce travail.

Mots-clés: Couplage FEM-BEM; Mécanique de la rupture; Elastoplasticité.

Proposition of an iterative coupling method FEM-BEM for the analysis of elasto-plastic fracture problems

Abstract - In this work, we have adopted an iterative method to perform the coupling of the finite element method (FEM) and the boundary element method (BEM) in order to analyze the problems of the elastoplastic fracture mechanics. Noting that this technique is considered one of the most recent approaches for the combination both methods. It consists of subdividing the problem domain into two sub-domains, which are analyzed jointly by the FEM and BEM. A successive renewal of the variables at the interface is carried out for the BEM sub-domain following an iterative procedure until

the verification of the convergence conditions. Validation examples are presented at the end of this work.

Keywords: Coupling FEM-BEM; Fracture mechanics; Elastoplasticity.

I. Introduction

Pour des configurations simples de fissuration, des expressions analytiques pour la détermination de K_I sont disponibles dans la littérature [1]. Toutefois, pour des fissures avec des configurations géométriques plus complexes, il n'existe pas des méthodes analytiques. Dans ce cas, le facteur d'intensité de contrainte peut être obtenu par des voies expérimentales, cependant, une telle procédure est coûteuse et nécessite des efforts énormes. Par conséquent, l'utilisation des méthodes numériques pour la détermination de K_I s'avère un outil plus économique et plus souple. Dans ce contexte, plusieurs travaux ont été réalisés pour développer des techniques spéciales pour la détermination du facteur d'intensité de contrainte avec plus de précision en utilisant la méthode des éléments finis [2-3].

D'un autre côté, l'examen de la méthode de couplage FEM-BEM pour ce type de problème, présentant une concentration de contrainte dans une zone bien déterminée, paraît très intéressant. Dans ce cas, la zone au voisinage de la fissure qui peut avoir un comportement non linéaire est facile à modéliser par la FEM, alors que pour le reste du domaine, qui est linéaire, peut-être simplement modélisé par les éléments frontières. Il est à noter que, les éléments finis sont utilisés à proximité de la fissure parce que : (i) les paramètres de fissuration peuvent être facilement calculés avec précision en utilisant la méthode des éléments finis, même avec un comportement non linéaire et (ii) la formulation des éléments frontière est bien établie pour le comportement linéaire et permet une réduction considérable de la taille du système final d'équations.

Dans ce travail on s'intéresse à l'application des techniques les plus couramment utilisés dans la méthode des éléments finis, à savoir les éléments spéciaux QP (quarter-point) et l'intégrales J [4,5]. Pour tester la fiabilité et l'efficacité de l'approche proposée, plusieurs problèmes de la mécanique de la rupture ont été analysés. Les facteurs d'intensité de contraintes (FIC) ont été évalués en utilisant les techniques des éléments spéciaux QP (Quarter-point) et d'intégrale J implémentés dans le code de FEM. La convergence de ces techniques a été également testée en utilisant le couplage itératif FEM-BEM proposé. Les résultats ont montré cette technique de couplage peut être facilement appliquée pour l'analyse des problèmes de la mécanique de la rupture avec plus de souplesse et de précision.

II. Evaluation des contraintes et déplacements au voisinage d'une fissure

Les contraintes et les déplacements au voisinage d'une fissure on été calculés par Irwin (voir Owen and Fawkes [6]), en utilisant la théorie de l'élasticité et en tenant compte des conditions de Hooke. Ils sont exprimés en « mode I » par les relations ((1) à (9)) avec les notations de la Fig. 1.

Contraintes :

$$\sigma_{xx} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (1)$$

$$\sigma_{yy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2)$$

$$\sigma_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(\sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (3)$$

$$\sigma_{zz} = \nu(\sigma_{xx} + \sigma_{yy}) \text{ en déformations planes} \quad (4)$$

$$\sigma_{zz} = 0 \text{ en contraintes planes} \quad (5)$$

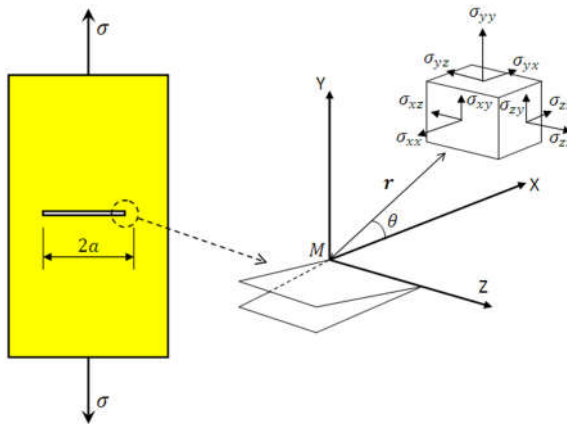


Fig. 1. Contraintes au voisinage de l'extrémité d'une fissure.

Déplacements:

$$U_x = \frac{K_l}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(\kappa - 1 + 2 \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \quad (6)$$

$$U_y = \frac{K_l}{2\mu} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cos \frac{\theta}{2} \left(\kappa + 1 + 2 \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \quad (7)$$

$$\kappa = 3 - 4\mu \quad \text{En déformations planes} \quad (8)$$

$$\kappa = \frac{3-\nu}{1-\nu} \quad \text{En contraintes planes} \quad (9)$$

III. Matrice de rigidité

La matrice de rigidité est obtenue en utilisant le principe des travaux virtuels qui stipule l'égalité entre le travail interne et le travail externe sous l'effet d'un déplacement virtuel. Ainsi, pour un élément, le travail interne Q_i qui est la variation de l'énergie de déformation de l'élément est donné par [6] :

$$Q_i = \int_V \{d\varepsilon(\xi, \eta)^T \{\sigma(\xi, \eta)\}\} dV \quad (10)$$

$$Q_i = \{d\delta^e\}^T \int_V [\mathbf{B}(\xi, \eta)^T [\mathbf{D}][\mathbf{B}(\xi, \eta)]] dV \{\delta^e\} \quad (11)$$

Le travail externe Q_e dû à un déplacement virtuel est :

$$Q_e = \{d\delta^e\}^T \{\mathbf{F}^e\} \quad (12)$$

Or : $Q_i = Q_e$.

On aura :

$$\{d\delta\}^T \{\mathbf{F}^e\} = \{d\delta\}^T \int_V [\mathbf{B}(\xi, \eta)^T [\mathbf{D}][\mathbf{B}(\xi, \eta)]] dV \{\delta^e\} \quad (13)$$

D'où :

$$\{\mathbf{F}^e\} = \int_V [\mathbf{B}(\xi, \eta)^T [\mathbf{D}][\mathbf{B}(\xi, \eta)]] dV \{\delta^e\} \quad (14)$$

On sait que :

$$\{\mathbf{F}^e\} = [\mathbf{K}^e] \{\delta^e\} \quad (15)$$

D'où :

$$[\mathbf{K}^e] = \int_V [\mathbf{B}(\xi, \eta)^T [\mathbf{D}][\mathbf{B}(\xi, \eta)]] dV \quad (16)$$

D'autre part :

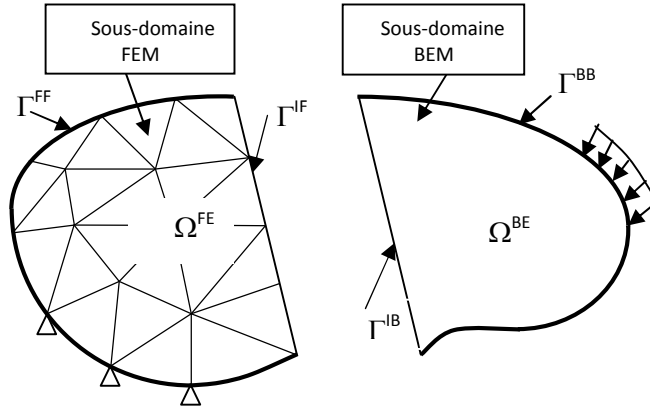
$$dV = h dx dy = h \det[\mathbf{J}] d\xi d\eta \quad (17)$$

D'où :

$$[K^e] = h \int_{-1}^{-1} \int_{+1}^{+1} [B(\xi, \eta)^T [D] [B(\xi, \eta)]] \det[J] d\xi d\eta \quad (18)$$

IV. Procédure de couplage :

Dans cette section nous considérons l'application de la méthode itérative de couplage pour l'analyse des problèmes élastoplastiques non linéaires. Comme n'importe quelle autre procédure de couplage, le point de départ est la décomposition du domaine du problème original Ω en deux sous-domaines Ω^{FE} et Ω^{BE} comme le montre la Fig. 2.



$$\Omega = \Omega^{FE} + \Omega^{BE}, \quad \Gamma = \Gamma^{FF} + \Gamma^{BB}, \quad \Gamma^{FE} = \Gamma^{FF} + \Gamma^{IF}, \quad \Gamma^{BE} = \Gamma^{BB} + \Gamma^{IB}$$

Fig. 2. Discrétisation du domaine original du problème par FEM-BEM.

Afin d'illustrer la technique de couplage, les systèmes d'équations pour les sous domaines de la BEM et FEM respectivement, peuvent encore être réparties en ceux associés à l'interface, et non associées à l'interface comme suit :

$$\begin{bmatrix} \mathbf{H}_B^B & \mathbf{H}_B^I \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{u}_B^B \\ \mathbf{u}_B^I \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{G}_B^B & \mathbf{G}_B^I \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \mathbf{t}_B^B \\ \mathbf{t}_B^I \end{Bmatrix} \quad \text{pour le sous-domaine BEM} \quad (19)$$

$$\{\Delta \Psi_F\} = \begin{bmatrix} \mathbf{K}_F^F & \mathbf{K}_F^I \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta \mathbf{u}_F^F \\ \Delta \mathbf{u}_F^I \end{Bmatrix} - \{\Delta \mathbf{F}_F\} \quad \text{pour le sous-domaine FEM} \quad (20)$$

où les exposants F, B et I représentent respectivement les éléments finis, les éléments frontières et l'interface. Par exemple, $\mathbf{H}_B^B$ est la matrice des coefficients d'influence correspondante aux déplacements hors interface $\mathbf{u}_B^I$

sur la frontière Γ^{BB} , $\mathbf{H}_B^I$ est la matrice des coefficients d'influence correspondant aux déplacements à l'interface sur la frontière Γ^{IB} , etc.

Malheureusement les deux méthodes ne peuvent pas être directement couplées à l'interface puisque les variables de base dans la BEM sont les déplacements et les tractions surfaciques, cependant pour la FEM sont les déplacements et les forces nodales. Par conséquent, afin d'établir une relation entre les forces et les tractions nodales, le principe des travaux virtuels a été appliqué [7]. Ce principe stipule que le long de l'interface, les travaux effectués par les tractions et les forces nodales d'interface, dues à un déplacement virtuel arbitraire u sont égaux.

$$\delta W^e = (\delta u^e)^T F^e \quad (21)$$

Le travail effectué par les tractions appliqués au cours du déplacement virtuel δu dans la direction de x et δv dans la direction de y , peut être exprimé comme suit :

$$\delta W^e = \int_{\Gamma} (t_x \delta u + t_y \delta v) d\Gamma \quad (22)$$

Ecrivant δu , δv , t_x et t_y en fonction de leurs valeurs nodales, c.-à-d

$$\delta u(\xi) = \sum_{i=1}^3 N_i(\xi) \cdot \delta u_i^e, \quad \delta v(\xi) = \sum_{i=1}^3 N_i(\xi) \cdot \delta v_i^e \quad (23)$$

$$t_x(\xi) = \sum_{j=1}^3 N_j(\xi) \cdot (t_x^e)_j, \quad t_y(\xi) = \sum_{j=1}^3 N_j(\xi) \cdot (t_y^e)_j \quad (24)$$

Alors les eqs. (23) et (24) peut être réécrite comme suit:

$$\delta W = \sum_{i=1}^3 \left[\delta u_i \sum_{j=1}^3 \left\{ (t_x)_i \int_{\Gamma} N_i(\xi) N_j(\xi) d\Gamma \right\} + \sum_{j=1}^3 \left\{ (t_y)_i \int_{\Gamma} N_i(\xi) N_j(\xi) d\Gamma \right\} \delta v_i \right] \quad (25)$$

Le travail correspondant effectué par le vecteur de force nodal équivalent est:

$$\delta W = \sum_{i=1}^3 \left[(F_x)_i \delta u_i + (F_y)_i \delta v_i \right] \quad (26)$$

En comparant les éqs. (25) et (26), on peut déduire que:

$$(F_x)_i = \sum_{j=1}^3 (t_x)_i \int_{\Gamma} N_i(\xi) N_j(\xi) d\Gamma \quad (27)$$

$$(F_y)_i = \sum_{j=1}^3 (t_y)_i \int_{\Gamma} N_i(\xi) N_j(\xi) d\Gamma \quad (28)$$

L'intégration est effectuée en utilisant la quadrature de Gauss. Par conséquent, un vecteur de forces nodales F^e pour un élément peut être exprimé en termes d'un vecteur de tractions nodales élémentaires t^e comme suit:

$$\mathbf{F}^e = \mathbf{M}^e \mathbf{t}^e \quad (29)$$

avec $\mathbf{M}$ est la matrice de conversion, qui dépend des fonctions d'interpolation.

À l'interface entre les deux sous-domaines, la compatibilité et les conditions d'équilibre devraient être satisfaites, c.-à-d.

$$\mathbf{u}_B^I = \mathbf{u}_F^I \quad \text{sur } \Gamma^I \quad (30)$$

$$\mathbf{t}^{IF} + \mathbf{t}^{IB} = \mathbf{0} \quad \text{sur } \Gamma^I \quad (31)$$

Les étapes de base de l'algorithme itératif de couplage sont montrées dans l'organigramme de la Figure 3 et peuvent se résumer comme suit [8]:

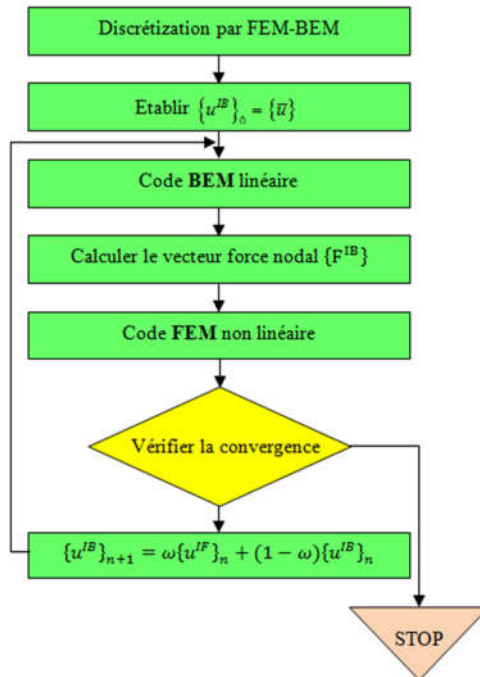


Fig. 3. Illustration des étapes du couplage itératif FEM-BEM.

1. Subdivision du domaine du problème considéré en deux sous-domaines bien adaptés à la modélisation par les méthodes FEM et BEM.
2. Donner une première estimation concernant les déplacements à l'interface pour le sous-domaine BE, $\{\mathbf{u}^{IB}\}_0 = \{\bar{\mathbf{u}}\}$, où $\{\bar{\mathbf{u}}\}$ est un vecteur arbitraire connu. Par convenance, des déplacements nuls peuvent être assignés à l'interface FEM-BEM, qui représente effectivement la situation initiale immobile de l'interface.

3. Faire appel au code de calcul par BEM pour déterminer les tractions $\{\mathbf{t}^{IB}\}$ d'interface en utilisant l'éq. (19).
4. Calculer les forces nodales équivalentes $\{\mathbf{F}^{IB}\}$ le long de l'interface en utilisant l'éq. (29).
5. Utiliser $\{\mathbf{F}^{IF}\} = -\{\mathbf{F}^{IB}\}$ comme conditions aux limites pour le sous-domaine BEM.
6. Appeler le code de FEM pour la détermination des déplacements à l'interface par l'utilisation de l'éq. (20), et mettre $\{\mathbf{u}_{F,i+1}^I\} = \{\mathbf{u}_{F,i}^I\} + \{\Delta \mathbf{u}_{F,i}^I\}$.
7. Vérifier si $\frac{\|\{\mathbf{u}_F^I\}_{n+1} - \{\mathbf{u}_B^I\}_n\|}{\|\{\mathbf{u}_F^I\}_{n+1}\|} \leq \varepsilon$, où ε est une tolérance prédéfinie. Si oui le processus est arrêté; sinon, poser pour la prochaine itération $\{\mathbf{u}_B^I\}_{n+1} = \omega \{\mathbf{u}_F^I\}_n + (1-\omega) \{\mathbf{u}_B^I\}_n$, où ω est un paramètre de relaxation permettant d'assurer et accélérer la convergence.
8. Revenir à l'étape 1, jusqu'à la convergence de la solution.

V. Résultats et discussion

V.1. Analyse élastique - Cas d'une plaque à fissure centrale

Afin de tester la convergence de la technique de couplage, pour l'évaluation des facteurs d'intensité de contrainte, trois différents maillages, pour la plaque de la Fig. 4.a, ont été examinés comme le montre la Fig. 5. Le premier maillage (A) est composé de 12 éléments finis (FE) couplés avec 8 éléments frontières (BE), le second maillage (B) est composé de 24FE combinés avec 16BE et le troisième maillage (C) est composé de 36FE en combinaison avec 24BE. Notant que des éléments quadratiques (d'ordre 2) ont été utilisés pour la discrétisation FEM-BEM.

L'analyse par éléments finis a été également réalisée en utilisant trois maillages avec 16, 40 et 70 éléments quadratiques isoparamétriques comme illustre la Fig. 5. Il est important de noter également qu'on a utilisé le même raffinement du maillage de telle sorte qu'on peut faire une comparaison. Les résultats obtenus en utilisant la technique d'extrapolation des déplacements (TED) et la technique d'intégral J (TIJ) sont présentés dans le tableau1, alors que la Fig. 6 représente les erreurs relatives en % par rapport à la solution analytique donnée par Tada et al. [9]. On peut remarquer que pour les deux méthodes, FEM et FEM-BEM, les meilleurs résultats sont obtenus avec la technique d'intégrale J (TIJ), vue que la solution converge vers la solution exacte en raffinant le maillage. Alors que, dans le cas d'utilisation de la

technique d'extrapolation des déplacements (TED) avec des éléments QP, les résultats obtenus semblent relativement instables, étant donné que le raffinement du maillage n'engendre pas forcément la convergence de la solution, en particulier pour ceux obtenus par la FEM en comparaison avec ceux du couplage FEM-BEM.

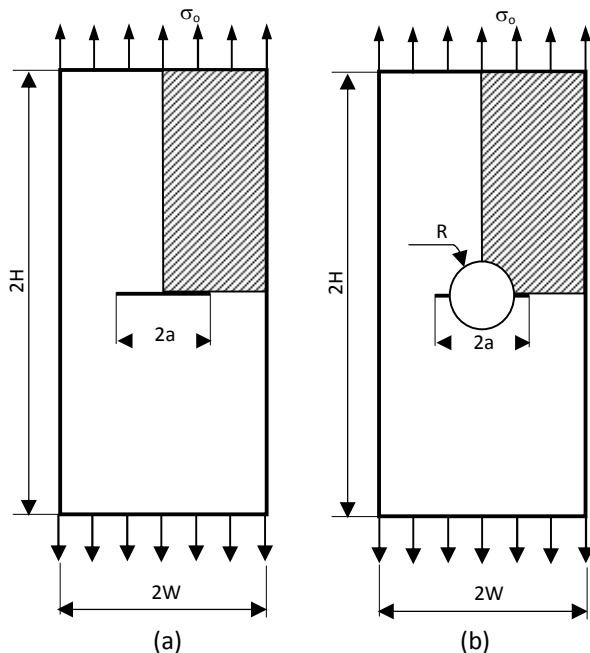


Fig. 4. Problèmes de fissuration analysés:(a) plaque à fissure centrale, (b) plaques à fissures émanant d'un trou circulaire.

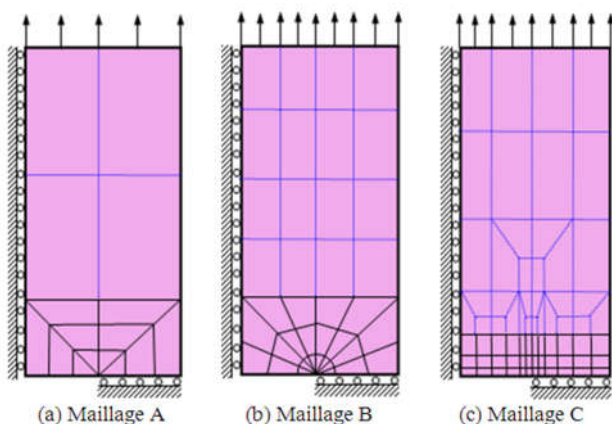
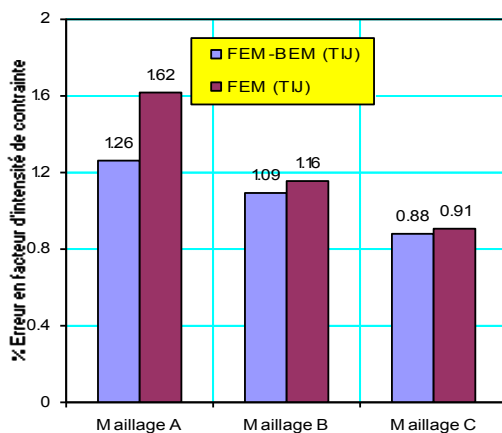


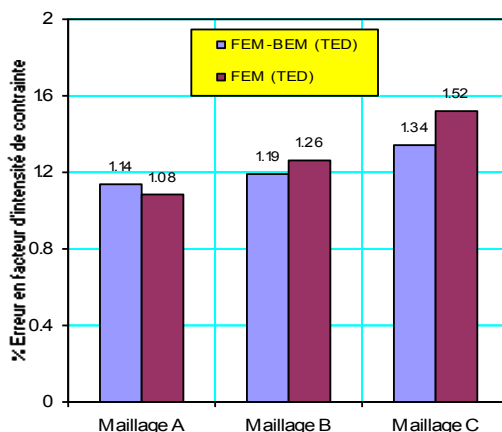
Fig. 5. Différents maillages de la plaque à fissure centrale.

Tab. 1. Valeurs de K_I dans le cas d'une plaque à fissure centrale (avec $a/W=0.5$) en utilisant FEM et FEM-BEM.

Evaluation de K_I	Maillage A	Maillage B	Maillage C
FEM-BEM (TED)	463,81	463,56	462,85
FEM (TED)	464,04	463,22	462.01
FEM-BEM (TIJ)	463,23	464,03	465,02
FEM (TIJ)	461,52	463,69	464.87
Sol. Analytique	469,14		



(a)



(b)

Fig. 6. Evolution de l'erreur dans les calculs du FIC avec (a) TIJ et (b) TED pour $a/W = 0.5$.

Pour illustrer la performance et mettre en évidence la souplesse de la méthode de couplage FEM-BEM pour l'analyse des problèmes de la mécanique de la rupture, nous avons étudié les distributions des contraintes le long de la distance radiales à partir de la pointe de fissure avec $\theta = 0$ en fonction de la longueur de la fissure (Fig. 7) en utilisant la technique d'intégrale J. Pour faciliter la discrétisation du sous domaine FEM en fonction de la variation de la longueur de fissure, nous avons utilisé un maillage de type C (Fig. 5.c). Avec ce type de maillage, il suffit d'utiliser uniquement deux ou trois rangés d'éléments finis en couplage avec le reste du domaine discrétisé en éléments frontières. Cela représente un avantage indéniable par rapport à la méthode des éléments finis, qui nécessite un maillage suffisamment raffiné et qui conduit donc à une augmentation du nombre d'équations à résoudre. L'utilisation de cette méthode nous permet de raffiner le maillage localement au niveau de la fissure pour augmenter la précision sans toutefois alourdir les calculs, du fait que le raffinement ne concerne qu'une zone très limitée au voisinage de la fissure.

La Figure 7 présente une comparaison des résultats obtenus par la technique de couplage FEM-BEM et les solutions analytiques données par Flemming et al. [10] pour deux différentes longueurs relatives de fissure ($a/W = 0.2$ et 0.5). On peut remarquer qu'il existe un bon accord entre les deux types de résultats.

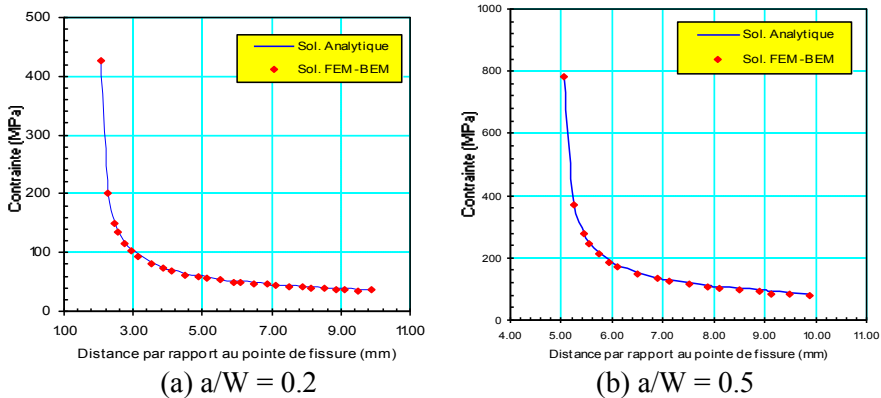


Fig. 7. Distributions des contraintes σ_{yy} au voisinage de la pointe de fissure pour ($\theta = 0$ et $r > 0$) dans le cas : (a) $a/W = 0.2$, (b) $a/W = 0.5$.

La Figure 8 illustre l'évolution des erreurs relatives sur le FIC en fonction de la longueur de fissure. Cette dernière montre que les solutions obtenues par la méthode du couplage FEM-BEM sont en bonne concordance avec celles obtenues par la FEM. On peut remarquer également que les deux méthodes sont en accord acceptable avec la solution analytique donnée par Tada et al. [6] vu que l'erreur maximale ne dépasse pas les 4%.

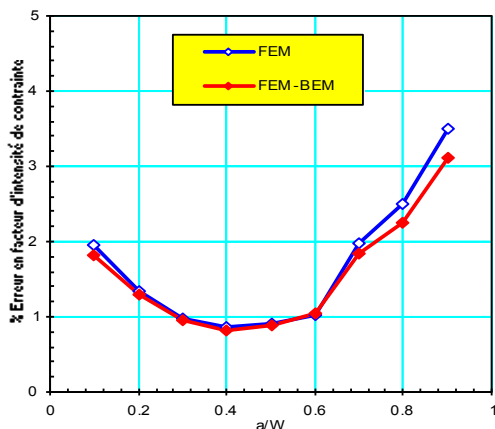


Fig. 8. Evolution de l'erreur du FIC en fonction de la longueur de fissure a/W .

V.2. Analyse élastoplastique - Cas d'une fissure émanant d'un trou

Ce problème représente l'analyse d'une plaque trouée avec l'existence d'une fissure provenant de l'extrémité du trou (Fig. 4.b), dans un état de contrainte plane. La plaque a été analysée en considérant un comportement élastique parfaitement plastique avec les propriétés du matériau suivants : Module de Young $E=10000$ MPa, coefficient de Poisson $\nu=0,3$, contrainte de limite élastique $\sigma_y=100$ MPa.

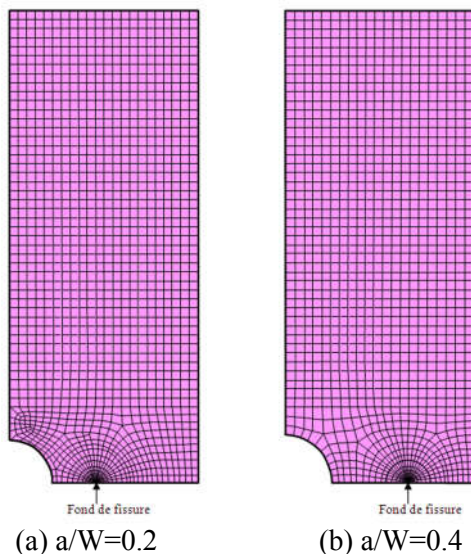


Fig. 9. Maillages par FEM de la plaque trouée en traction uniaxiale avec une fissure émanant d'un trou pour deux différentes longueurs de fissures.

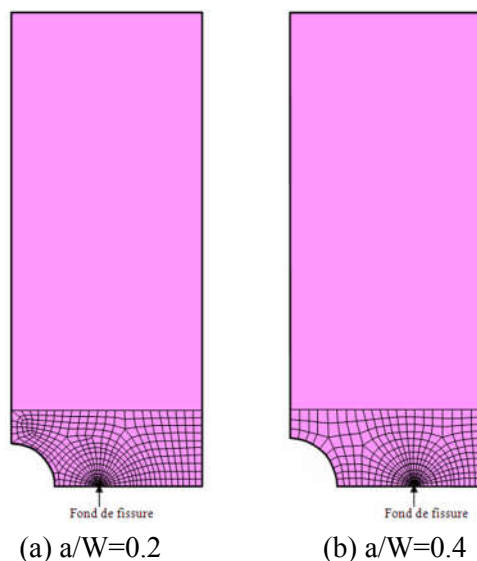


Fig. 10. Maillages par FEM-BEM de la plaque troué en traction uniaxiale avec une fissure émanant d'un trou pour deux différentes longueurs de fissures.

Le critère de Von Mises a été adopté. L'intégrale J a été évaluée pour deux différentes longueurs de fissure ($a/W=0.2$ et 0.4) en fonction de l'évolution de la charge appliquée. Les analyses par FEM et FEM-BEM ont été exécutées avec les modèles de maillages représentées sur les Figures 9 et 10 respectivement.

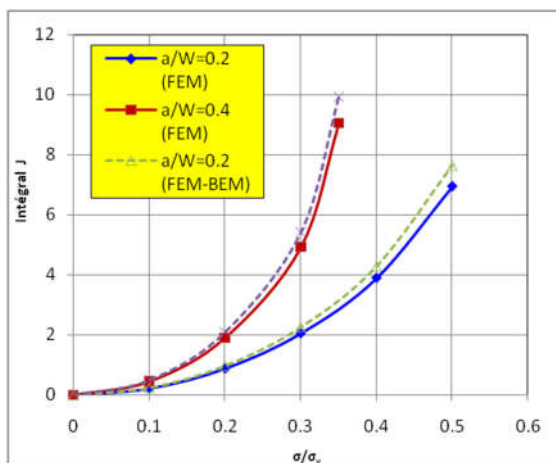


Fig. 11. Evolution de l'intégrale J en fonction de la contrainte normalisée pour $a/W=0.2$ et 0.4 dans le cas d'une plaque troué en traction uniaxiale avec une fissure émanant d'un trou sous les conditions de contrainte plane.

L'évolution de l'intégral J en fonction de la contrainte normalisée σ/σ_y dans l'état mentionné de contrainte plane, pour $a/W= 0.2$ et 0.4 en utilisant la méthode des éléments finis et la méthode de couplage FEM-BEM est représentée sur la Fig. 11. On peut remarquer également qu'il y a un bon accord entre les deux types de solutions.

Le temps requis pour l'analyse avec les méthodes FEM et FEM-BEM, pour diverses valeurs de σ_y/σ est présenté sur la Fig. 12. A partir de cet histogramme, on peut remarquer qu'une légère différence des temps CPU a été trouvée entre les deux méthodes. En effet, c'est presque les mêmes tendances que l'exemple précédent.

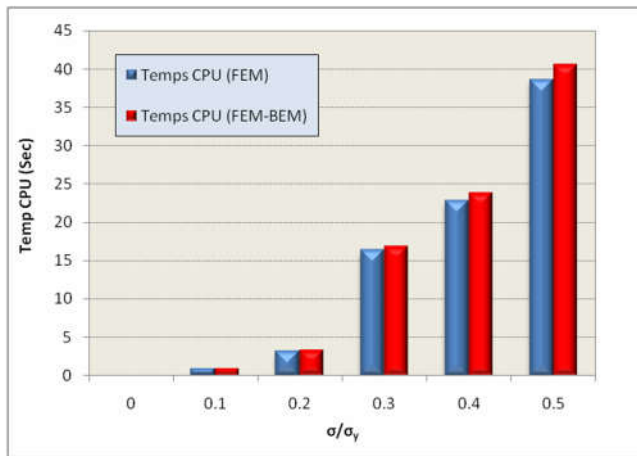


Fig. 12. Temps CPU pour l'analyse élastoplastique de la plaque trouée avec fissure émanant d'un trou.

VI. Conclusion

Dans le cadre de développement d'un code de résolution des problèmes de la mécanique de la rupture, une approche itérative de couplage FEM-BEM a été proposée dans ce travail, pour un comportement élastique et élastoplastique du matériau dans le cas des structures fissurées.

La méthode des éléments finis a été utilisée pour le calcul du sous domaine contenant la fissure, du fait de sa capacité de traiter les zones plastiques et les forts gradients de contraintes, tandis que le sous-domaine restant, souvent linéaire élastique, est analysé par la méthode des éléments frontière, bien adéquate pour ce type de comportement, et donnant l'avantage de réduire la partie du domaine à mailler.

L'efficacité de la méthode proposée et sa précision par rapport à la FEM a été mise en évidence en traitant deux exemples de la mécanique de la rupture élastique et élastoplastique. La comparaison des résultats obtenus par les deux méthodes ainsi qu'avec quelques résultats analytiques, démontre que la méthode du couplage, outre que sa capacité de traiter un domaine plus vaste de problèmes, est une technique alternative très satisfaisante par rapport la FEM.

Références

- [1] H.D. Bui, Mécanique de la Rupture Fragile, France, editions Masson, 1978.
- [2] R.S. Barsoum, "On the use of isoparametric finite elements in linear fracture mechanics," International Journal for Numerical Methods in Engineering., vol. 10, pp. 25-37, 1976.
- [3] J.R. Rice, "A path-independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks," Trans. ASME, Journal of Applied Mechanics, vol. 35, pp. 485-502, 1974.
- [4] O.C. Zienkiewicz, D.W. Kelly and P. Batts, "The coupling of the finite element method and boundary solutions procedures," International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 11, pp. 355-375, 1977.
- [5] O.C. Zienkiewicz and R.L. Taylor, The finite element method, 4th ed., McGraw-Hill, London, England, 1991.
- [6] D.R.J. Owen and A.J. Fawkes, Engineering fracture mechanics, Swansea, Pineridge Press LTD, 1983.
- [7] Aour B., Rahmani O., Nait-Abdelaziz M., (2007), A coupled FEM/BEM approach and its accuracy for solving crack problems in fracture mechanics, Int. J. Solids Struct., 44, 2523–2539.
- [8] D. Boumaiza, B. Aour, On the efficiency of the iterative coupling FEM-BEM for solving the elasto-plastic problems, Engineering Structures, Vol. 72, pp. 12-25, 2014.
- [9] H. Tada, P.C. Paris and G.R. Irwin, Stress analysis of cracks handbook, Hellertown, USA, Del Research Corporation, 1973.
- [10] Flemming M., Chu Y., Moran B. and Belytschko T., Enriched element-free Galerkin methods for crack tip fields, Int. J. Num. Meth. Engng., Vol.40, pp. 1484-1504, 1997.



Modélisation et simulation numérique de l'écoulement sanguin dans l'aorte

Belaghit A. *, Aour B., Larabi M.

Laboratoire de Biomécanique Appliquée et Biomatériaux, Département de Génie

Mécanique, Ecole Nationale Polytechnique d'Oran

*Contact: belaghitakim47@gmail.com

Résumé - Nombreux sont les interrogations soulevées par la médecine interventionnelle, concernant la prise en charge des pathologies de la paroi artérielle (anévrisme, dissection, coarctation, athérosclérose, sténose). Pour cela nous avons fait la modélisation et la simulation numérique de l'écoulement du sang dans l'aorte. En ne considérant que le sang comme un fluide newtonien et écoulement stationnaire. Les résultats obtenus en termes des paramètres physiques tels que la vitesse et la pression dynamique permet d'obtenir des informations concernant les endroits de turbulence, de pression transmissible et de distribution du flux au sein de l'aorte et d'expliquer les phénomènes de sténose ou de thrombose dans les artères.

Mots-clés : Ecoulement sanguin, Aorte, Eléments finis, Paroi artérielle, Sténose, Pression dynamique.

Modeling and numerical simulation of flow blood in the aorta

Abstract - Many questions raised by interventional medicine, concerning the management of pathologies of the arterial wall (aneurysm, dissection, coarctation, atherosclerosis, stenosis). To this end modeling and numerical simulations of the flow blood in the aorta have been carried out. Considering only blood as a Newtonian fluid and stationary flow. The results obtained in terms of the physical parameters such as the speed and the dynamic pressure make it possible to obtain information concerning the turbulence zones, transmissible pressure and distribution of the flow within the aorta and explain the phenomena of stenosis or thrombosis in the arteries.

Keywords: Blood flow, Aorta, Finite elements, Arterial wall, Stenosis, Dynamic pressure.

1. Introduction

De nombreuses études ont été effectuées sur l'écoulement sanguin dans les systèmes artériels, avec des données physiques et pathologiques, dans le but de trouver des réponses aux maladies et complications, pour mener une étude numérique permettant de comprendre et définir les facteurs essentiels influençant sur l'écoulement sanguin dans l'aorte et afin d'étudier la relation entre l'écoulement du sang et la physiopathologie, il est nécessaire de connaître les effets de ces derniers sur le comportement de l'aorte [1].

De plus en plus les praticiens des mathématiques purs et appliquées s'y intéressent, de façon symétrique de plus en plus les biologistes et les médecins ressentent le besoin d'une telle approche, et font appel à des techniques physiques et informatiques pour analyser les variations des paramètres de fonctionnement des organes qui composent le corps humain. Ces différents organes sont alimentés par le sang, un liquide de couleur rouge qui circule dans le corps à travers les vaisseaux. il possède des propriétés biomécaniques qui dépendent des caractéristiques structurelles de sa paroi. Différentes pathologies peuvent concerner ce vaisseau, d'ordre génétique par défaut du tissu élastique, ou liées à la dégénérescence pariétale dû essentiellement à l'hypertension artérielle essentielle ou l'athérosclérose, l'anévrisme, ou la sténose [2].

La sténose artérielle est une maladie fréquente, qui se rapporte à un rétrécissement d'une artère, dû au dépôt de plaques d'athéroscléroses sur les parois internes du vaisseau, et qui peut entraver partiellement ou totalement l'écoulement dans le réseau artériel. Pour mener une étude numérique permettant de comprendre et définir les facteurs essentiels influençant l'écoulement sanguin dans une artère présentant une sténose, il faut tenir compte du caractère non-newtonien du sang, qui est essentiellement rhé-fluidifiant [3].

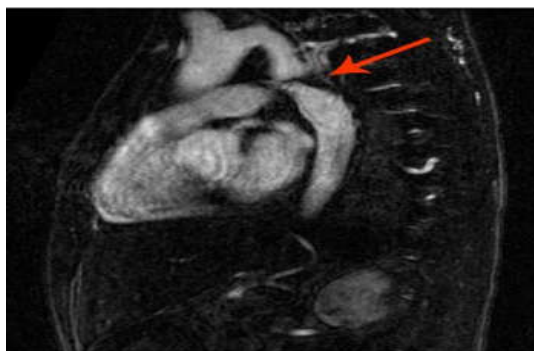


Fig. 1. Coarctation de l'aorte (sténose).

Dans ce travail nous nous sommes intéressés à la modélisation numérique des écoulements sanguins dans l'aorte numérique en utilisant le Logiciel ANSYS- Fluent et en considérant une géométrie spatiale adaptée très proche du réel. Un maillage assez fin a été utilisé en se basant sur des conditions aux limites très proches des données réelles.

2. Mise en équations des écoulements sanguins

La simulation numérique des écoulements sanguins a été basée sur les modèles utilisés en mécanique des fluides. Le point de départ consiste à considérer les équations de Navier-Stokes qui modélisent les écoulements incompressibles

$$\begin{cases} \rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + (u \cdot \nabla) u \right) - \nu \Delta u + \nabla p = f \\ \operatorname{div} u = 0 \end{cases} \quad (1)$$

Dans l'équation (1), u , est la vitesse du fluide en un point, p , sa pression (ce sont des inconnues), les constantes ρ et ν sont respectivement la densité et la viscosité du fluide et f représente les forces extérieures (par exemple la gravité). On adjoint en général à ces équations qui sont posées dans le domaine fluide, des conditions aux limites qui modélisent le comportement sur la limite du domaine fluide.

Toutefois, dans des écoulements sanguins pour lesquels l'influence de la taille des vaisseaux est cruciale, l'équation se simplifie, les termes inertiels disparaissent et seule la viscosité du fluide joue un rôle pertinent. On utilise ainsi généralement l'équation de Stokes qui est donnée comme suit:

$$\begin{cases} \nu \Delta u + \nabla p = f \\ \operatorname{div} u = 0 \end{cases} \quad (2)$$

3. Conception de la géométrie

Il est axiomatique que les êtres humains puissent avoir des arcs aortiques de tailles différentes avec des formes légèrement différentes, pour cela on a choisi dans un modèle qui est statistiquement le plus proche de la réalité. Dans notre modèle l'arc aortique est représenté comme un tube incurvé de rayons extérieur 2.57cm et intérieur 0.37cm.

Un tube rectiligne est lié à cet arc, sa longueur est 4cm et son diamètre est 2.2cm. Les trois branches bifurquant de l'arc sont représentées par des tubes cylindriques avec des diamètres différents, le plus grand est celui de 0.94cm et les deux autres sont presque identiques et leurs diamètres sont 0.60cm et 0.66cm respectivement.

Concernant, le modèle avec coarctation, nous avons déformé le modèle précédent au niveau du début de l'aorte descendante, juste en dessous de l'artère sous-cava gauche en insérant une déformation géométrique avec un aspect hyperboloïde dont la longueur est de 2 cm et le degré de réduction est de 40%.

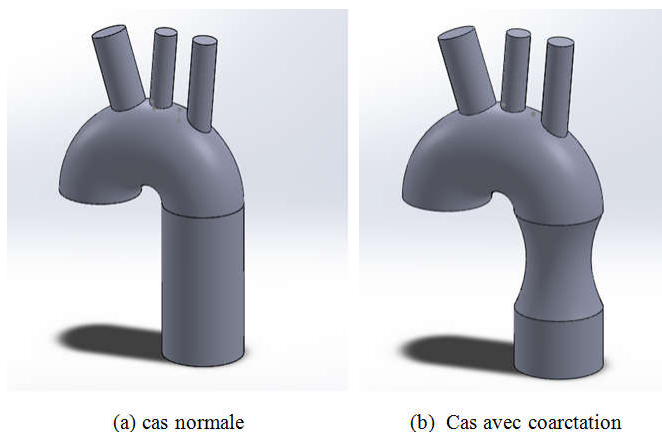


Fig. 2. Modèle simplifié de l'aorte.

4. Modélisation par éléments finis

La génération du maillage est aussi réalisée à l'aide du code ANSYS-fluent, où des éléments tétraédriques ont été utilisés pour le maillage du modèle simplifié de l'aorte. En effet, nous avons utilisé 623761 éléments avec 157930 nœuds pour le maillage de l'aorte dans le cas normal, et 853421 éléments avec 172201 nœuds pour le cas de l'aorte avec coarctation. Notant que ce maillage a été choisi après une étude de sensibilité à la finesse du maillage en se basant sur la stabilité des résultats avec un temps minimal.

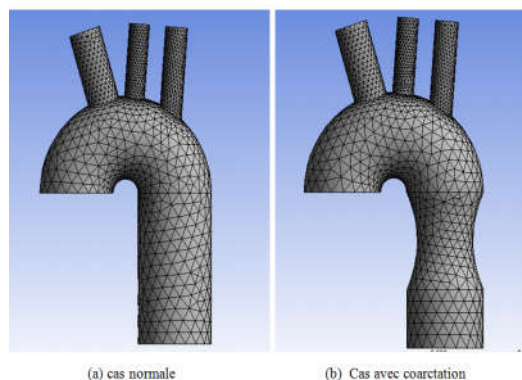


Fig. 3. Le maillage réalisé.

5. Résultats et discussion

L'étude des contraintes mécaniques et hémodynamiques permet de mieux comprendre les pathologies des vaisseaux tels que la sténose et thrombose, et de proposer des améliorations thérapeutiques.

L'écoulement sanguin dans l'aorte est calculé à partir des équations de Navier-stokes résolues à l'aide de Fluent 14.5 par la méthode des volumes fins. Dans ce type de problème, le sang est considéré comme un fluide newtonien de viscosité 0.004, de masse volumique 1050 kg /cm³ et de vitesse d'entrée 0.3m/s. Les parois de l'artère rénale sont traitées dans la simulation comme solides. La simulation permet de visualiser les lignes de courant colorées en fonction du champ de vitesse, le profil de vitesse et de la pression dynamique.

5.1. Cas normal

5.1.1. Profil de la vitesse d'écoulement

Nos résultats démontrent que la vitesse d'écoulement est en croissance dans l'arc aortique et atteint son maximum aux points de bifurcations là où il se forme des boucles (tourbillonnaires) (voir figure 4).

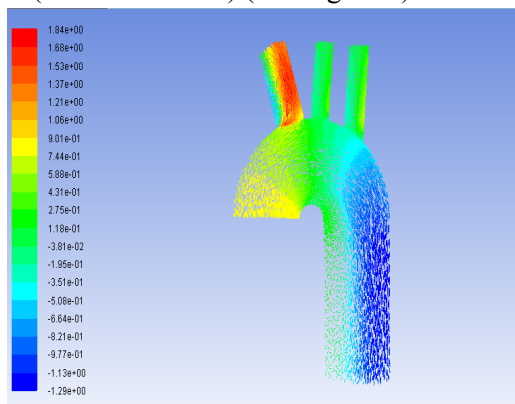


Fig. 4. Contours de vitesse d'écoulement.

5.1.2. Profil de la pression

Les résultats présentés dans la Figure 5, nous montrent que la pression augmente toute en s'éloignant du centre de la courbure de l'aorte (Ceci est due à la force centrifuge). Cette augmentation est visible aussi à proximité des branches de l'arc.

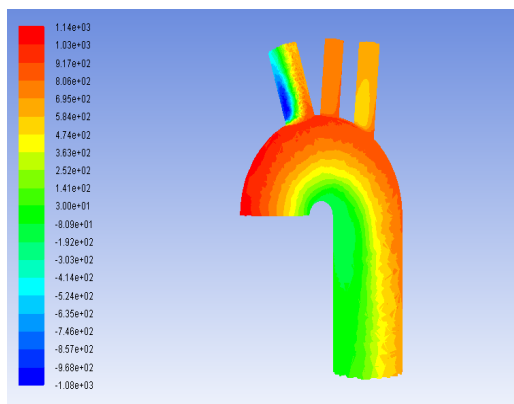


Fig. 5. Contours de pression.

5.1.3. Profil des forces de cisaillement

Les forces de cisaillement sont fortement dynamiques. Mais sont généralement élevées le long de la paroi externe à proximité des branches et faibles le long de la paroi interne (voir figure 6).

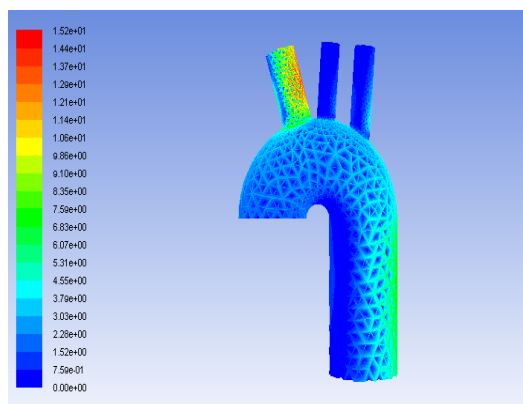


Fig. 6. Contours de force de cisaillement.

5.2. Cas avec coarctation

5.2.1. Profil des vitesses

A partir de la figure 7, on peut remarquer que La vitesse d'écoulement est en croissance dans l'arc aortique et atteint son maximum aux points de la coarctation.

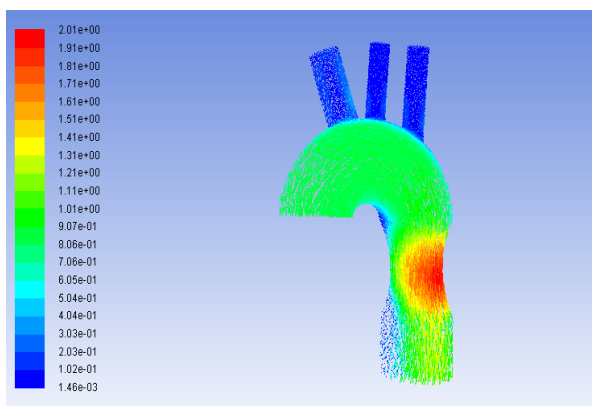


Fig. 7. Contours de vitesse d'écoulement.

5.2.2. Profil de la pression

Les résultats présentés dans la Figure 8, nous montrent que la pression augmente toute en s'éloignant du centre de la courbure de l'aorte.

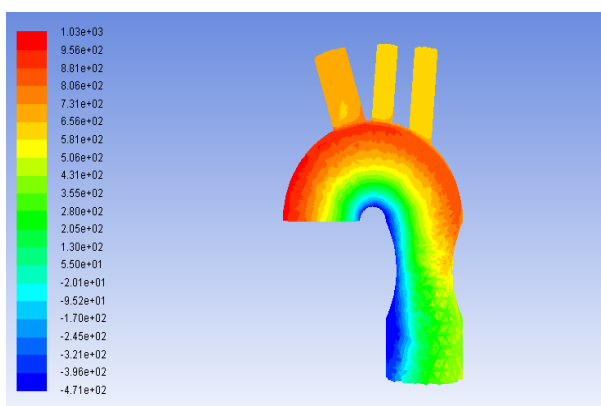


Fig. 8. Contours de pression.

5.2.3. Profil des forces de cisaillement

A Partir de la figure 9, on peut observer que les forces de cisaillement sont fortement dynamiques. Mais sont généralement élevées le long de la paroi externe à proximité des branches et faibles le long de la paroi interne et elles sont maximales au niveau de la coarctation (sténose).

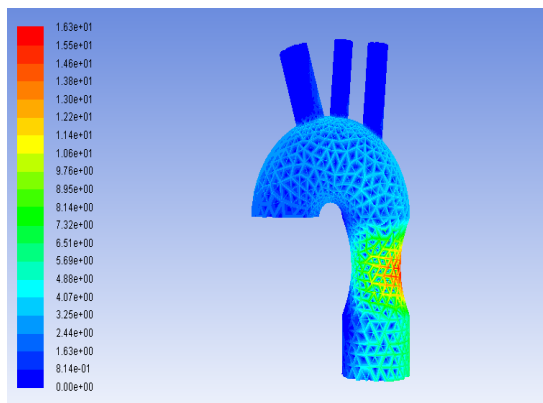


Fig. 9. Contours de force de cisaillement.

6. Conclusion

Dans ce travail, on s'est intéressé à l'étude de l'écoulement sanguin dans la crosse aortique (aorte) avant et après la sténose pendant la durée systolique et en particulier les effets turbulents résultant aux abords et dans les trois bifurcations considérés dans la géométrie choisie.

Nos résultats confirment que la présence de turbulence à certains endroits précis peut être amplifiée par la présence de sténoses qui vont réduire le flux sanguin en modifiant la viscosité et en étranglant l'écoulement en ces endroits. De ce fait, pour certaines conditions hémodynamiques anormales aux abords des sténoses, c'est-à-dire à des sollicitations ou contraintes de cisaillement extrêmes, il se crée des réponses (déformations) anormales. Ceci peut créer des effets turbulents assez intenses pouvant provoquer des athéroscléroses menant à des thromboses ou d'ischémies qui provoqueront à coup sûr un accident cardiovasculaire.

Références

- [1] Lau Sylvie, Stent pour limiter la dilatation progressive de l'aorte ascendante dans les cas de bicuspidie de la valve aortique : preuve de concept Mémoire de maîtrise (2014).
- [2] Mounien M., 2010, Etudes des effets turbulent de l'écoulement sanguine dans b crosse aortique. Théorie et simulation, Mémoire de Magister, Université d'Oran Es-sénia, Oran 2010.
- [3] Achab et Benhadid, Rhéologie. Application d'une loi constitutive dans l'étude numérique de l'écoulement sanguin à travers une artère sténosée, Rhéologie, Vol. 7, 28-34 (2005).
- [4] Alla H., M.S. Gueblaoui, M.H. Bensaid, Contribution à la modélisation et simulation numérique de l'écoulement du sang dans l'artère Congrès Français de Mécanique Marseille, 24-28 août 2009.

- [5] <http://www.ansys.com/Products/Fluids/ANSYS-Fluent>
- [6] Lagrée P.Y., Rossi M., Modélisation de l'écoulement sanguin par une approche de type couche limite instationnaire. mise en œuvre d'une méthode inverse pour trouver l'élasticité de la paroi et la viscosité du fluide, février 1997..
- [7] P. Flaud, D. Geiger, C. Oddou, D. Quemada, Dispositif expérimental pour la modélisation de l'écoulement sanguin dans les artères revue de physique appliquée mars 1997.
- [8] Z. Kharboutly, J.M. Treutenaere, I. Claude, M. Fenech, C. Legallais, Validation des procédures de maillage pour l'étude des écoulements sanguins dans une fistule artério-veineuse réelle 18ème Congrès Français de Mécanique Grenoble, 27-31 août 2007 .



Numerical Analysis of reinforced concrete beams pre cracked reinforced by composite materials

F. Benaoum^{1,2}, Z. Sereir³, F. Khelil^{1,2}, B. Aour², A. Bennegadi³,

¹Faculty of Science and Technologies, University Mustapha Stambouli Mascara, Algeria.

²Laboratory LABAB, National Polytechnic School of Oran, Algeria.

³Laboratoire des Structures de Composites et Matériaux Innovants (LSCMI)

USTO BP 1505 El M'naouar, Oran, Algérie

benkatrine2008@yahoo.com

Abstract - To ensure a relatively more ductile behavior for armed reinforced concrete elements, the reinforcement technique for composite materials, causes a reduction in the ductility of elements reinforced by bending and without significant containment. Knowing that the ductility is a desirable element, the addition of the glass fibers could be considered as an alternative, since they are relatively more deformable and cheaper than the carbon fiber. In this sense, the present work aims to evaluate the effectiveness of external reinforcement on beams reinforced with fabric FRP (glass-carbon). Different reinforced concrete beams were strengthened in bending and shear, and loaded under bending load to four points in the static case. Strains and stresses fields strain were evaluated using Ansys. Software the results were analyzed in terms of strength, stiffness, ductility and fracture mode. The study presented here was to make a qualitative comparison between the different configurations of strengthening and particularly on their ductility. This technique reinforcement's glued composite material is becoming increasingly important in the field of building structures.

Keywords: Reinforced concrete; Beams; Glass fibers; Carbon fiber; FEM; Bending and shear; Ductility.

Analyse numérique des poutres en béton armé pré-fissurée renforcé par des matériaux composites

Résumé - Pour assurer un comportement relativement plus ductile pour les éléments de béton armé, la technique de renforcement des matériaux composites entraîne une réduction de la ductilité des éléments renforcés par flexion et sans confinement significatif. Sachant que la ductilité est un élément souhaitable, l'addition des fibres de verre pourrait être considérée

comme une alternative car elles sont relativement plus déformables et moins chères que la fibre de carbone. Dans ce sens, le présent travail vise à évaluer l'efficacité du renforcement externe sur des poutres renforcées avec du tissu FRP (verre-carbone). Différents faisceaux de béton armé ont été renforcés en flexion et cisaillement, et chargés sous charge de flexion à quatre points dans le cas statique. Les déformations et le champs des contraintes ont été évalués par le logiciel Ansys. Les résultats ont été analysés en termes de résistance, de rigidité, de ductilité et de mode de rupture. L'étude présentée ici était de faire une comparaison qualitative entre les différentes configurations de renforcement et en particulier sur leur ductilité. Ce matériau composite de technique de renforcement collé devient de plus en plus important dans le domaine des structures de construction.

Mots-clés: Béton armé ; Poutres; Fibres de verre ; Fibre de carbone ; FEM ; Flexion et cisaillement ; Ductilité.

I. Introduction

The technique of reinforcement's glued composite materials is becoming increasingly important in the field of building structures. It proves especially advantageous for the reinforcement and repair of concrete structures, carpentry or masonry. However apart from the benefits it provides, the building technique composite materials, causes a reduction in ductility of the elements reinforced by bending and without significant containment, knowing that the ductility is a desirable element.

The introduction of the technique called reinforcement (NSM) [2] to strengthen the structural elements of reinforced concrete (RC) flexural using polymer-reinforced carbon fiber - (HFRP) has become very attractive in these last years. It involves the insertion of flat or polymer rods reinforced with carbon fibers (HFRP) with channels in previously performed in the coating concrete strained surfaces and filled with epoxy resin for fixing. However this reinforcement system has been widely used, experimental research, analytical and numerical is increasingly justified to understand the effect of various parameters on strengthening performance in bending of reinforced concrete elements.

The goal of the numerical program developed in this work is to study the possibility of using carbon rods and plates to strengthen reinforced concrete beams, and deal a practical problem with limiting the depth of engraving, which is generally regarded as the thickness of concrete cover, these points are examined in this study.

Triantafillou and Plevris [4] have demonstrated that strengthening facets of reinforced concrete beams with glass fibers or aramid, improves their shear strength and ductility. And recently Camata Guido et al, [5] have shown

experimentally and analytically the effectiveness of the contact surface of the composite reinforcement on ductility. In this sense the present study evaluates the influence and effectiveness of the external strengthening of reinforced concrete beams, by a reinforcing fiberglass and carbon, and that by an appropriate reinforcement configuration. Different solutions are tested; they combine the separate use of carbon fibers and unidirectional glass with an anchor in U. Under the same conditions a bidirectional glass-carbon hybrid fabric is tested. And in this context and to reduce the cost and ensure a relatively ductile behavior for reinforced concrete strengthened, the addition of glass fiber may be considered as an alternative, since are relatively more deformable and cheaper than carbon fiber [9].

To achieve these objectives, bending simulation four points were made on a reinforced concrete beams strengthened by HFRP according Attari [3]. The simulations were carried out by varying the following experimental parameters: type reinforcing HFRP; size and type of reinforcement; mounting types (flat composite fully inserted without cutting frames).

This paper presents the results of the numerical simulations using similar rates of reinforcement HFRP. Unreinforced samples were also tested to serve as a control. Substantial increases in terms of stiffness and ultimate strength were obtained. Furthermore, strengthening HFRP resulted in a decrease in both the ductility and arrow. The flexural breakage arrangements discussed load on the database, arrow, and recorded deformation. The numerical results show that the strengthening of beams by this technique is very satisfactory.

II. Loading and boundary conditions

The numerical tests were carried out on a four-point bending device with a capacity of 250kN (Fig.1), the applied load was static cyclic type with a speed of 0.02 mm.

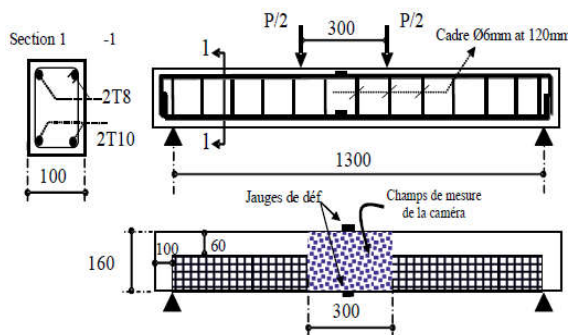


Fig. 1. Details of specimen [mm].

III. Experimental aspects

III.1. Features of the beams

The characteristics of the beams are summarized in table 1 below.

Materials	Modulus E Gpa	Strength Mpa	Ultimate load Kn/mm	Thikness mm	Elongation %
CFRP	43.5	403	0.644(1 layer)	1.6	0.95
GFRP	19.2	325	0.650(2 layers)	2	1.7
CFRP+GFRP	28	400	0.640(2 layers)	1.6	1.45
Hybrid fabric	27	218	-	2	0.85

Tab. 1. Features of the beam.

III.2. Characteristics of fiber

A total of seven rectangular beams were manufactured for the purposes of this study, all the beams are identical, they have a $100 \times 160 \text{ mm}^2$ and a length of 1500mm, they are armed with two lower HA10 bars and two HA8 bar higher 13 HA6 frames spaced 12cm were used for reinforcement to shear and to avoid premature rupture shear (Fig. 2).

There are two sets of building configuration, the A series where the beams are reinforced by a unidirectional fiber reinforcement U-shaped, the B series includes reinforcement with a bi-directional hybrid carbon glass fiber fabrics (Table 2).

III.3. Characteristics of materials

The characteristics of the fibers used are given as follows (Tab.1)

Materials	Modulus E Gpa	Strength Mpa	Fiber Orientation	Thicknessmm	Elongation %	Mass g/m ²
CFRP fiber (Sika Wrape 230C)	238	3650	Unidirectionnel	0.13	1.7%	225
GFRP (Sika Wrape 430G)	19.2	325	Unidirectionnel	0.17	2.8%	430
Hybrid Fiber	Not available					

Tab. 2. Materials Characteristics.



Fig. 2. Configuration tested specimen.

In this study, the value of the desired strength of the concrete was taken equal to 30 MPa. The longitudinal and transverse reinforcement used are deformed steel having a Young's modulus of 200 GPa, and an average value of 500 MPa as elastic limit.

III.4. Instrumentation

Several types of measurements were performed: displacement and strain measurements. The displacements were used for the deflection measurements, and to judge the relevance of the results of gom-aramis camera, a comparison was made between the results of the traditional measures of trips by lvdtd, as we see a perfect correlation between the two measurements (Fig. 4).

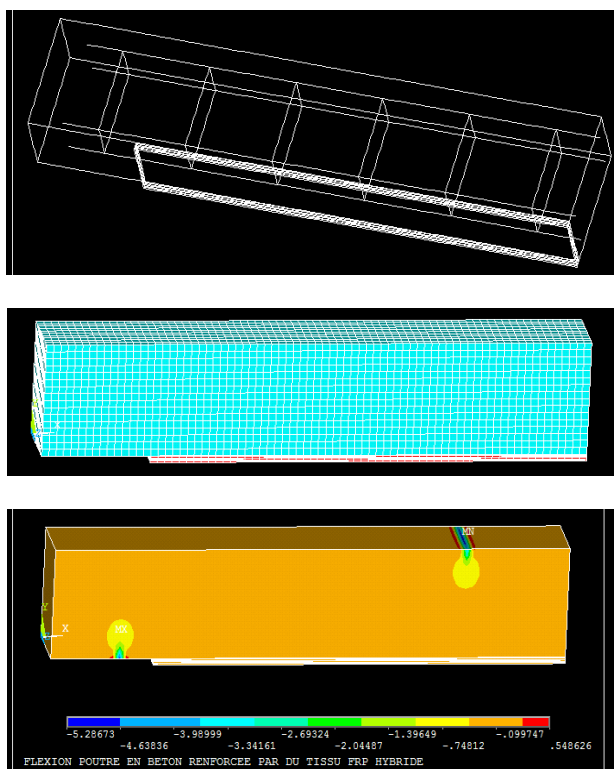


Fig. 3. Geometric features, mesh and reinforcement schemes.

IV. Results and discussion

Deflection curves as a function of the load for different beams (beam + superimposed 3 nappes with and without cracks, beam + 3 nappes shelf with and without cracks, beam + a FRP layer with and without crack) (adhesive = 1, FRP layer = 2).

During the study (representation) of the variation of the applied load F [kN] according to the bending U [mm] of the beams under the following conditions:

P: 3 ply staircase cracked beam (FRP).

P0: beam staircase without crack three ply (FRP).

P01: cracked beam shelf 3 ply (FRP).

P02: crack without beam shelf 3 ply (FRP).

P03: beam without crack a layer (FRP).

P04: beam cracked + layer (FRP).

P-EXP: Attari et al. [3,9].

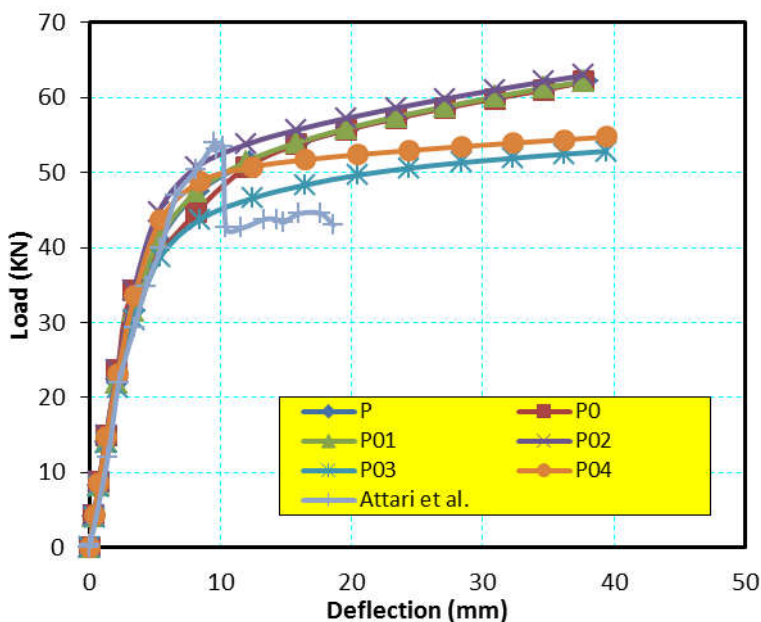


Fig. 4. Details of specimen [mm].

This configuration was selected to study the reinforcing effect on the behavior of the beams, remarks that can be done on the response of the beams is that the strengthening of a beam increases a substantial load rupture, with increased rigidity and reduced deflection.

This representation currency (3) parts as follows: Part (1) of (0 to 6 mm) same speed in all curves in the form of a straight line $Y = ax$ where all the graphs are completely combined with each other a non-linear variation of the beams (p, p01) which are both cracked beams reinforced with three layers.

Curves P02, P04 have the same variation between them and closer to that of the experimental values [3]; in the moment to note that the figure P03 keeps the same with values far from that of [3].

Part (03) to (10 to UMAX) compared to the beam P-EXP [3] witness, there was an increase in the load of 5 to 20% respectively, this part is explained as follows:

- 1- P03 curve: variation greater than 5%.
- 2 curve P04: Variation 8% higher.
- 3- P0 curve, P01, and P: these curves are confused them totally exceeds 15% of the experimental, it explains that the three solution have the same role therefore can be replaced by each other.
- 4- P02 curve keeps the same shape parallel with the three beams reinforced P0, P01 and P with maximum values of about 20% contribution to Attari et al. [3]. That shows the ineffectiveness of this solution (adding 3 nappes shelf).

Indeed, the beam P01 curve show a slight addition to the P02 and especially a better beam deflection. This is due to the influence of reinforcement and way of provision (Shelf), which gives to this way of disposal better performance against the performance of a beam has graduated arrangement.

V. Conclusion

We can deduce from this study that some solutions (P03) can be effective and rendable in solving cracking problem.

The behavior of most of the reinforced beams, has been accompanied by a significant improvement in stiffness.

It can also be deduced from this study that the number of reinforcing layers and its provisions have an influence on the structural response.

References

- [1] Kim, S. F., and Low, F., 1997, Liquid Film Cooling at High Temperature, J. Film Cooling, 122, pp. 21-26.
- [2] Schlichting H., 1979, Boundary-Layer Theory, 7th edition, McGraw-Hill, New York
- [3] Attari N., Amziane S. et Chemrouk M., Efficacité du renforcement des poutres en béton armé par des matériaux composites, MATEC Web of Conferences 2, 02005, EDP Sciences, 2012.

- [4] DOI: 10.1051/C_Owned by the authors, published by EDP Sciences, 2011/2012 MATEC 02005 (2012) mateconf 0202005
- [5] Abdelghani Merdas, Bruno Fiorio, Nasr-Eddine Chikh Etude de poutres en beton arme renforcees par materiaux composites selon la technique NSM. Rencontres Universitaires de Genie Civil, May 2015, Bayonne, France. <hal-01167580>
- [6] Ansys 14 WORK BENCH 2014
- [7] Triantafillou, T. C. "Shear Strengthening of Reinforced Concrete Beams Using Epoxy-Bonded FRP Composites" ACI Structural Journal, V.95, N°2, Mar-Apr (1998), PP.107-115.
- [8] Guido Camata; Enrico Spacone.Roko Zarnic "Experimental and nonlinear finite element studies of RC beams Strengthened with FRP plates. Composites: Part B 38(2007)277-288.
- [9] Attari N., Amziane S., Chemrouk M. "Efficiency of Beam–Column Joint Strengthened by FRP Laminates" Advanced Composite Materials Journal (ACM), Vol: 19 (2010), P 171–183. Brill Publication (2010).
- [10] S. M. Metev and V. P. Veiko, Laser Assisted Microtechnology, 2nd ed., R. M. Osgood, Jr., Ed. Berlin, Germany: Springer-Verlag, 1998.
- [11] J. Breckling, Ed., The Analysis of Directional Time Series: Applications to Wind Speed and Direction, ser. Lecture Notes in Statistics. Berlin, Germany: Springer, 1989, vol. 61.
- [12] S. Zhang, C. Zhu, J. K. O. Sin, and P. K. T. Mok, "A novel ultrathin elevated channel low-temperature poly-Si TFT," IEEE Electron Device Lett., vol. 20, pp. 569–571, Nov. 1999.
- [13] M. Wegmuller, J. P. von der Weid, P. Oberson, and N. Gisin, "High resolution fiber distributed measurements with coherent OFDR," in Proc. ECOC'00, 2000, paper 11.3.4, p. 109.
- [14] R. E. Sorace, V. S. Reinhardt, and S. A. Vaughn, "High-speed digital-to-RF converter," U.S. Patent 5 668 842, Sept. 16, 1997.
- [15] <http://www.ieee.org/>
- [16] M. Shell. (2002) IEEEtran homepage on CTAN. [Online]. Available: <http://www.ctan.org/tex-archive/macros/latex/contrib/supported/IEEEtran/>
- [17] FLEXChip Signal Processor (MC68175/D), Motorola, 1996.
- [18] PDCA12-70 data sheet, Opto Speed SA, Mezzovico, Switzerland.
- [19] A. Karnik, "Performance of TCP congestion control with rate feedback: TCP/ABR and rate adaptive TCP/IP," M. Eng. thesis, Indian Institute of Science, Bangalore, India, Jan. 1999.
- [20] J. Padhye, V. Firoiu, and D. Towsley, "A stochastic model of TCP Reno congestion avoidance and control," Univ. of Massachusetts, Amherst, MA, CMPSCI Tech. Rep. 99-02, 1999.



Modélisation numérique de la déchirure des ménisques et des méniscectomies d'une articulation de genou humain

I. Fares, B. Aour*, I. Keddar

Laboratory of Applied Biomechanics and Biomaterials (LABAB), National Polytechnic School of Oran, Algeria

**Contact: ben_aour@yahoo.fr*

Résumé-

Contexte. De nombreux auteurs ont suggéré que les niveaux élevés de contraintes de cisaillement et de traction qui apparaissent dans le cartilage articulaire après méniscectomie sont en partie responsables de pathologies cartilagineuses, telle que, l'arthrose.

Méthodes. Dans cet article, nous étudions l'effet des déchirures méniscales et des méniscectomies sur l'articulation du genou humain. Des modèles solides du tibia, du fémur, des ménisques et du cartilage ont été générés à partir d'images IRM. Un modèle d'éléments finis tridimensionnels a été développé qui comprenait le fémur, le tibia, les couches de cartilage, les ménisques et les ligaments. Le fémur et le tibia étaient considérés rigides, le cartilage articulaire et les ménisques étaient linéairement élastiques, isotropes et homogènes. Trois situations différentes ont été comparées: une articulation tibio-fémorale saine, une articulation tibio-fémorale avec fissure dans un ménisque et une articulation tibio-fémorale après méniscectomie.

Résultats. Les contraintes principales minimales correspondant à une charge de compression à 0° de flexion ont été obtenues pour la zone postérieure du ménisque médial et la région correspondante du cartilage articulaire. Sous une charge de compression fémorale axiale, la contrainte de contact maximale dans le cartilage articulaire après méniscectomie était environ deux fois celle d'une articulation saine.

Mots-clés: Biomécanique; Genou humain; Éléments finis; Ménisques; Méniscectomie; Cartilage, Déchirure.

Numerical modeling of the meniscus and meniscectomy tear of the human knee joint

Abstract-

Context. Many authors have suggested that the high levels of shear and tensile stresses that appear in the articular cartilage after meniscectomy are partly responsible for cartilage pathologies, such as osteoarthritis.

Methods. In this paper, we investigate the effect of meniscal tears and meniscectomies on the human knee joint. Solid models of the tibia, femur, menisci and cartilage were generated from MRI images. A three-dimensional finite element model was developed that included the femur, tibia, cartilage layers, menisci and ligaments. The femur and tibia were considered to be rigid, the articular cartilage and menisci to be linearly elastic, isotropic and homogeneous. Three different situations were compared: a healthy tibio-femoral joint, a tibio-femoral joint with tears in one meniscus and a tibio-femoral joint after meniscectomy.

Results. The minimal principal stresses corresponding to a compressive load at 0° flexion were obtained for the posterior zone of the medial meniscus and the corresponding region of the articular cartilage. Under an axial femoral compressive load, the maximal contact stress in the articular cartilage after meniscectomy was about twice that of a healthy joint.

Key words: biomechanics; Knee; Finite elements; menisci; meniscectomy; Cartilage, Tear.

I. Introduction

Une importante composante multifonctionnelle du genou est les ménisques. Ils sont eux-mêmes un système biomécanique complexe, avec un rôle fondamental dans la transmission de charge, l'absorption des chocs, la proprioception, l'amélioration de la stabilité et la lubrification [1]. Ils répartissent efficacement les forces de contact sur les surfaces articulaires en augmentant la surface de contact de l'articulation. La répartition des charges sur une surface articulaire incongrue est redistribuée par les ménisques en maintenant une congruence maximale. La fonctionnalité des ménisques et leur rôle dans la transmission de charge à travers le genou ont été discutés par de nombreux auteurs [2, 3].

L'objectif principal de cette étude est de développer un modèle tridimensionnel d'éléments finis de l'articulation tibio-fémorale humaine comprenant le fémur, le tibia, les couches de cartilage et les ménisques afin d'estimer les zones de contact et les distributions de pression entre les

ménisques et le cartilage articulaire et la répartition des contraintes dans le cartilage articulaire. Cela pourrait aider à expliquer la dégénérescence du cartilage après une ménisectomie totale ou partielle [4, 5] sous l'effet des déchirures méniscales.

II. Matériau et procédure

II.1. Modèle de l'articulation tibio-fémorale saine

Les données géométriques du modèle développé ici ont été obtenues à l'aide de tomodensitométrie et d'images de résonance magnétique prises à partir d'un volontaire normal. Les images volumétriques consistaient en des images numériques parallèles séparées à des intervalles de 1,5 mm dans les plans sagittal, coronaire et axial. Les contours du fémur, du tibia, du cartilage articulaire et des ménisques ont été obtenus manuellement. Les lignes résultantes ont été transférées au code commercial RapidForm où les surfaces principales et la version solide du modèle ont été reconstruites (Fig. 1).

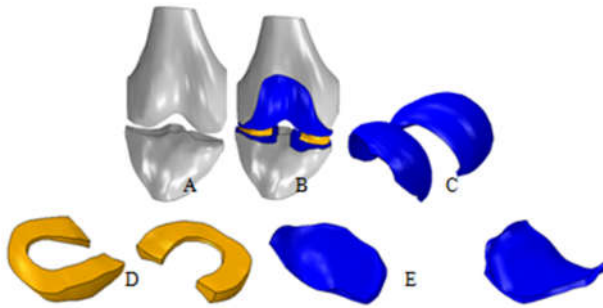


Fig. 1. Modèle entier de l'articulation tibio-fémorale et ses composants: (A) Os, (B) modèle solide, (C) cartilage fémoral, (D) ménisque, et (E) cartilage tibial.

II.2. Modèle de déchirures méniscales et de ménisectomies

La déchirure verticale/longitudinale peut être située à n'importe quelle position le long de la longueur ou de la largeur du ménisque (Fig. 2.a). Les déchirures de bec oblique et de perroquet peuvent être situées à n'importe quel endroit du ménisque (Figs. 2.b et 2.d). La déchirure radiale est typiquement située à l'intersection des tiers moyens et postérieurs du ménisque (Fig. 2.c). Tous ces types de déchirures méniscales ont été supposés apparaître dans le ménisque médial [6].

Afin d'étudier l'effet de la ménisectomie sur l'articulation du genou humain, en particulier sur le cartilage articulaire, différents modèles d'éléments finis du ménisque médialisé menisectomisé ont été développés pour les déchirures longitudinales, obliques, du bec de

perroquet et des déchirures transversales. Le code d'éléments finis ABAQUS a été utilisé pour modéliser le problème.

On considère que le tibia et le fémur sont des corps rigides. On considère que le cartilage articulaire se comporte comme un matériau linéaire monophasique élastique et isotrope avec un module élastique $E = 5 \text{ MPa}$ et un coefficient de Poisson $\nu = 0.46$ [7] et les ménisques ont également été supposés être composés d'une seule phase élastique linéaire et isotrope avec les propriétés moyennes matérielles suivantes: $E = 59 \text{ MPa}$ et $\nu = 0.49$ [5]. Une force de compression verticale de référence de 1150 N a été appliquée à la surface supérieure du fémur, ce qui correspond à la force du cycle de la marche pour une position d'extension complète [8].

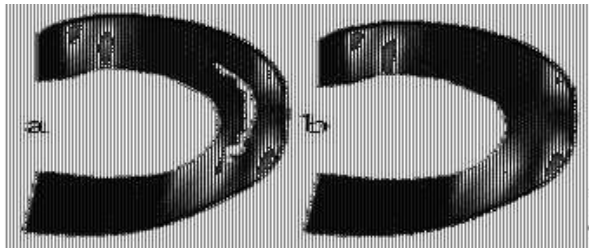


Fig. 2. Modèles d'éléments finis de déchirures méniscales: (a) longitudinale, (b) oblique, (c) transversale, et (d) bec de perroquet.

III. Résultats et discussion

Bien que l'objectif principal de cette étude soit de comprendre l'effet mécanique des méniscectomies partielles sur la biomécanique de l'articulation du genou, il est également important de comprendre pourquoi les méniscectomies partielles obtiennent de meilleurs résultats que les méniscectomies totales.

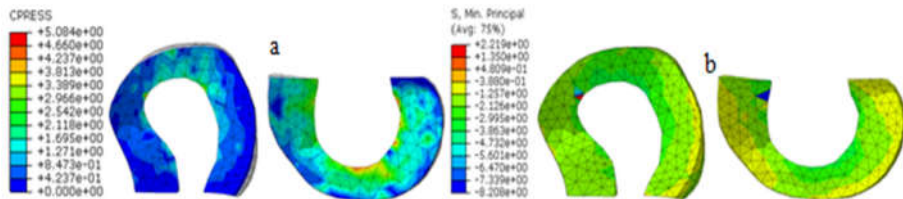


Fig. 3. Résultats de l'articulation tibio-fémorale saine: (a) pressions de contact et (b) contraintes maximales de compression.

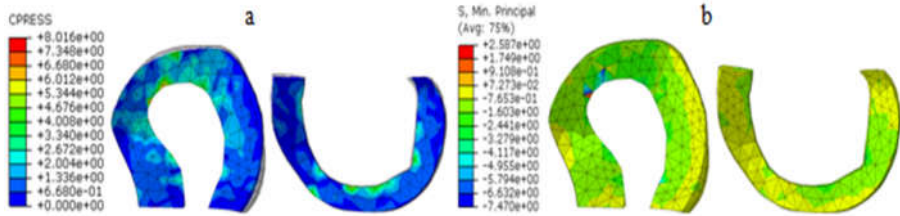


Fig. 4 Résultats de l'articulation longitudinale partielle du genou ménisectomisé: (a) pressions de contact et (b) contraintes maximales de compression.

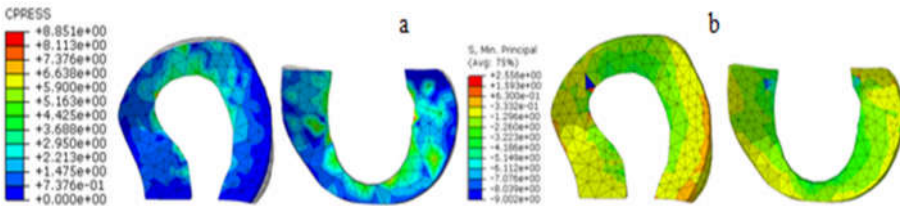


Fig. 5 Résultats de l'articulation partielle du genou ménisectomisé radiale: (a) Pressions de contact et (b) contraintes maximales de compression.

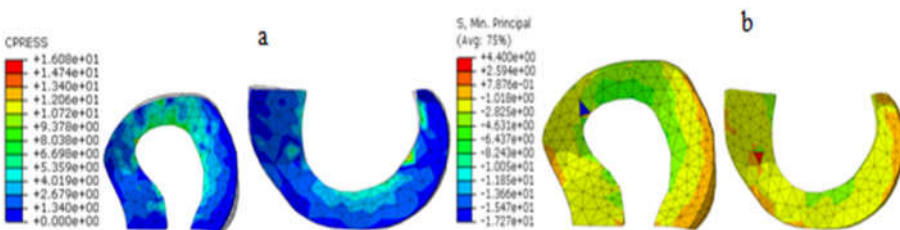


Fig. 6. Résultats de l'articulation du genou ménisectomisé oblique partielle: (a) pressions de contact et (b) contraintes maximales de compression.

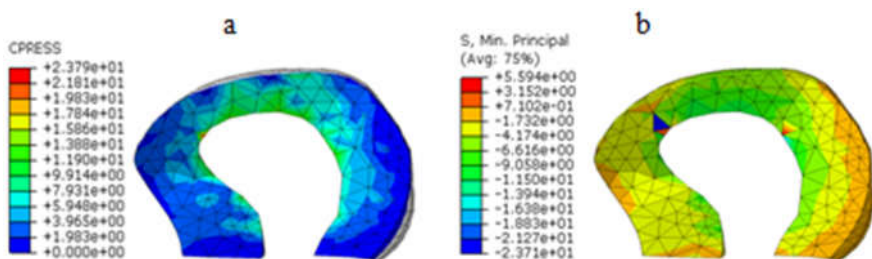


Fig. 7. Résultats dans la partie médiane d'une articulation de genou totalement ménisectomisé: (a) Pressions de contact et (b) Contraintes maximales de compression.

Conclusions

Un modèle 3D a été développé de l'articulation du genou tibio-fémoral humain incluant le fémur, le tibia, les couches de cartilage, les ménisques et les ligaments des articulations est analysé sous des forces de compression axiales. Il a permis de mieux comprendre le rôle des ménisques dans la transmission des forces sur le genou et d'étudier l'effet des déchirures méniscales et des ménisectomies sur la biomécanique de l'articulation du genou humain.

Le modèle a été comparé avec les résultats rapportés dans la littérature, avec des conclusions raisonnables. Bien que les résultats soient qualitatifs, ils aident à mieux comprendre le comportement mécanique de l'articulation et à comparer l'efficacité des différents traitements cliniques considérés ici. En fait, l'utilisation de modèles précis en éléments finis 3D peut bénéficier à de nombreux domaines du développement médical et industriel, tels que les simulations d'accidents, la conception d'équipements sportifs, la conception et l'essai d'implants orthopédiques et l'amélioration des techniques chirurgicales.

Références

- [1] Vedi, V., Williams, A., Tennant, S.J., Spouse, E., Meniscal movement. *J. Bone Joint Surg. B* 81, 37-41, 1999. Mompean, G., Thompson, R.L., Souza Mendes, P.R., *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics* 111:151-174, 2003.
- [2] Fithian, D.C., Kelly, M.A., Mow, V.C., Material properties and structure-function relationship in the menisci. *Clin. Orthop. Relat. Res.* 252, 19-31, 1990.
- [3] Macnicol, M.F., Thomas, N.P., The knee after menisctomy. *J. Bone Joint Surg.* 82, 157-159, 2000.
- [4] Andersson-Molina, H., Karlsson, H., Rockborn, P., Arthroscopic partial and total menisectomy: A long-term follow-up study with matched controls. *Arthroscopy* 18, 183-189, 2002.
- [5] LeRoux, M.A., Setton, L.A., Experimental biphasic fem determinations of the material properties and hydraulic permeability of the meniscus in tension. *J. Biomech. Eng.* 124, 3 15-321, 2002.
- [6] Hulet, C.H., Locker, B.G., Schiltz, D., Texier, A., Tallier, E., Arthroscopic medial menisectomy on stable knees. *J. Bone Joint Surg. B* 83, 29-32, 2001.
- [7] Li, G., Lopez, O., Rubash, H., Variability of a three-diemensional finite element model constructed using magnetic resonance images of a knee for joint contact stress analysis. *J. Biomech. Eng.* 123, 341-346, 2001.



Etude de l'influence des microcavités sur le comportement du ciment orthopédique d'une prothèse totale de hanche

B. Gasmi¹, B. Aour¹, S. Benbarek²

¹Laboratory of Applied Biomechanics and Biomaterials (LABAB), National Polytechnic School of Oran, Algeria, bac_gasmi@yahoo.fr; ben_aour@yahoo.fr

²Laboratoire de Mécanique Physique des Matériaux (LMPM), Université Djillali Yabès de Sidi Belabes, 22000, Algeria, sma_benbarek@yahoo.fr

Résumé - L'objectif de ce présent travail est consacré à l'analyse de la distribution des contraintes autour d'une microcavité de forme sphérique en utilisant la méthode des éléments finis. Ces défauts localisés au sein du ciment orthopédique assurant la jonction os-cupule, peuvent être des sites potentiels pour la création des micro-fissures et par la suite le descellement de la prothèse. Par conséquent, la connaissance des intensités de contraintes et leurs répartitions dans le ciment fixant la cupule est d'une grande importance pour la compréhension de la condition en tenue en service de la prothèse et de son descellement. Pour cette fin, une analyse numérique par la méthode des éléments finis tridimensionnels du comportement de la prothèse totale de hanche en présence de porosité a été menée. Dans un premier temps, nous avons étudié l'effet de la position de la tige fémorale sur la répartition des contraintes dans le ciment orthopédique sans défauts. Ensuite, nous avons mis l'accent sur l'effet de la position de la microcavité dans le ciment afin de prédire les zones de concentration de contraintes qui représentent des sites potentiels d'endommagement et d'initiation des microfissures. Des résultats concluants ont été proclamés à la fin de ce travail.

Mots-clés: PTH, Eléments finis, Ciment osseux, Microcavités, Contraintes.

Study of the influence of microcavities on the behavior of orthopedic cement of a total hip prosthesis

Abstract - The aim of the present work is devoted to the analysis of the stress distribution around a spherical microcavity using the finite element method. These defects, localized within the bone cement ensuring bone-cup junction, may be potential sites for the creation of micro-cracks and

eventually the loosening of the prosthesis. Therefore, knowledge of the stress intensities and their distributions in the cement attaching the cup is of great importance for the understanding of the condition in operating performance of the prosthesis and its loosening. To this end, a numerical analysis using three-dimensional finite element method of the behavior of the total hip prosthesis in the presence of porosity was conducted. First, we studied the effect of the position of the femoral stem on the stress distribution in the bone cement without defects. Then we focused on the effect of the microcavity position in cement to predict stress concentration zone that represent potential sites of damage and initiation of micro-cracks. Concluding results were announced at the end of this work.

Keywords: PTH, Finite elements, Bone cement, Microcavities, Stresses.

I. Introduction

La fixation de la PTH est assurée par un ciment qui se solidifie en quelques minutes appelé PMMA (poly-méthyle méthacrylate) [1,2]. La porosité dans ce dernier joue un rôle important sur l'initiation des fissures. Murphy et Prendergast [3] ont trouvé que des fissures créées dans le PMMA émanent des porosités. L'initiation de fissures et le comportement en fatigue du ciment osseux sont affectés non seulement par la quantité globale de pores, mais aussi par leur taille. Les grands pores amorcent un nombre plus important et de plus grandes fissures que les petits pores. De plus, les petits pores adjacents aux grands pores forment de plus grands concentrateurs de contraintes que les pores seuls [4]. Par conséquent, la réduction de la taille des pores dans le ciment peut être aussi importante que la réduction du nombre de pores [1]. De plus, Murphy et Prendergast [2] suggèrent que la distribution de la porosité, plutôt quantité, est un facteur important sur la vie du ciment en fatigue.

La présence de porosité affaiblit de façon significative la performance du ciment osseux. Les pores forment des concentrateurs de contraintes, ce qui peut initier des fissures en fatigue [5]. Les fissures se propageant le plus souvent selon les joints de grains, la forme des pores agit donc sur l'amplitude de la concentration des contraintes. Ainsi plus le pore est sphérique moins il concentrera les contraintes [6]. En outre, la présence de la porosité à l'interface tige-ciment diminue la surface réelle d'adhérence ciment-métal. Par conséquent, ceci diminue la charge nécessaire pour initier le descellement de l'interface tige-ciment, ce dernier étant un des mécanismes initiaux d'échec de la P.T.H. La diminution de la porosité aussi bien dans le ciment qu'à ses interfaces (tige-ciment et os-ciment) peut être atteinte par divers moyens (moulage par centrifugation, moulage sous vide).

La charge supportée par la prothèse est transmise à l'os par l'intermédiaire de ce dernier qui est donc sollicité mécaniquement. Par sa nature fragile et ses faibles propriétés mécaniques, le ciment est le maillon faible de la chaîne de transfert de charge prothèse-ciment-os. En effet, c'est lui qui se casse le premier en présentant des lisères (des décollements) à l'interface ciment-prothèse où des microfissures, lesquelles avec le temps deviennent plus importantes sous l'effet des charges cycliques, et engendrent l'endommagement du ciment et la mobilité de l'implant à l'intérieur de l'os [5]. La connaissance du champ de contraintes dans le ciment devient primordiale pour connaître les zones qui subissent de fortes sollicitations, et prévoir les endroits critiques dans le ciment. Dans ce travail, une étude de l'effet de la position de la tige fémorale sur la répartition des contraintes dans le ciment orthopédique sans défauts sera présentée en premier lieu. Ensuite, nous allons exposer une analyse détaillée de l'effet de la position de la microcavité dans le ciment afin de prédire les zones de concentration de contraintes qui représentent des sites potentiels d'endommagement et d'initiation des microfissures.

II. Modélisation numérique tridimensionnelle

II.1. Modèle géométrique et conditions aux limites

Le modèle géométrique tridimensionnel de la prothèse de hanche est représenté sur la figure 1. Ce modèle présente l'avantage de se rapprocher de la structure réelle. Les éléments de la prothèse totale de hanche qui sont l'os coxal, le ciment, l'implant et la cupule y sont clairement définis.

La fiabilité des résultats obtenus nécessite un maillage très raffiné surtout au niveau du ciment qui est un élément déterminant de la prothèse. Le raffinement de son maillage est d'une grande importance pour l'analyse de la structure. Notre choix s'est porté sur un élément tétraédrique à huit nœuds pour la modélisation de l'os coxal et tous les autres composants de la prothèse (Fig.1b).

Les conditions aux limites utilisées dans notre cas sont :

- Un encastrement imposé sur le pubis ;
- Un déplacement imposé nul suivant l'axe « $x = 0$ » (déplacement non autorisé suivant la direction des x) sur l'aile de l'os iliaque ;
- Une charge concentrée de 2800N a été appliquée sur l'implant [6].

- Nous avons considéré un contact rigide continu aux niveaux des interfaces os-ciment et ciment-cupule et une interaction sans frottement et non inter-pénétrable à l'interface implant-cupule.

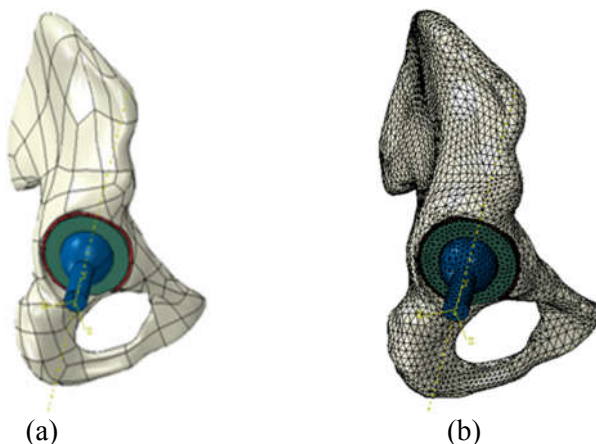


Fig. 1. (a) Modèle géométrique et (b) maillage de la prothèse totale de hanche analysée.

II.2. Propriétés des matériaux

L'os est composé de cinq couches supposées homogènes isotropes linéaires (Fig. 2). Cette figure donne une représentation schématique des différentes couches constituant l'os. Sur le tableau 1 sont regroupées les propriétés mécaniques des composantes de l'os, du ciment, de l'implant et de la cupule.

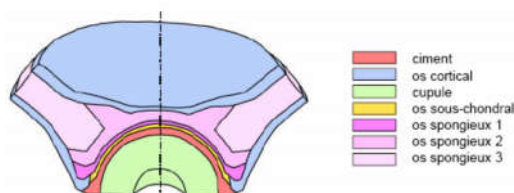


Fig. 2. Représentation schématique de la constitution de l'os [7].

Tab. 1. Propriétés mécaniques des composantes de la prothèse totale de hanche.

Matériaux	Module de Young E (MPa)	Coefficient de Poisson ν
Os cortical	17000	0.30
Os sous-chondral	2000	0.30
Os spongieux 1	132	0.20
Os spongieux 2	70	0.20
Os spongieux 3	2	0.20

Cupule (UHMWPE)	690	0.35
Ciment (PMMA)	2300	0.30
implant métallique	210000	0.30

III. Effet de la position de l'implant

L'analyse de la distribution des contraintes dans les différentes cavités du ciment orthopédique de la partie acétabulaire nécessite différents types de chargements, caractérisés par la position du col de l'implant par rapport à l'axe de la cupule, (Fig. 3). Nous avons opté pour trois orientations définies par des inclinaisons de 0° , 25° et 50° . Ces dernières reflètent les postures du corps humain. L'étude de la répartition et du niveau des contraintes dans le ciment orthopédique de la PTH, en fonction de ces orientations a été faite par la méthode des éléments finis.

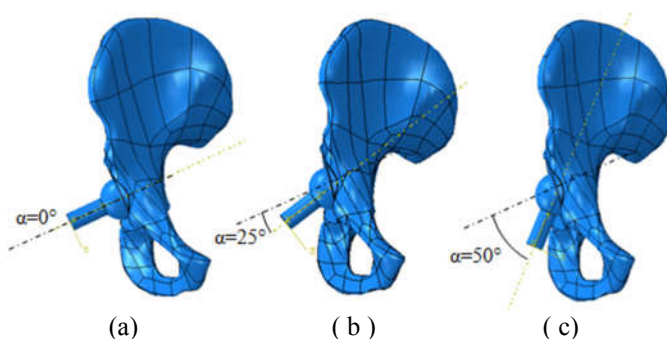


Fig. 3. Position de l'implant par rapport à l'axe de la cupule (a) : $\alpha = 0^\circ$, (b) : $\alpha = 25^\circ$ et (c) : $\alpha = 50^\circ$

III.1. Distribution des contraintes de Von Mises

Nous avons analysé la distribution et le niveau des contraintes pour le premier type de chargement (alignement du col de l'implant sur l'axe de la cupule, caractérisé par un angle d'orientation égal à 0° (Fig. 4.a). Cette dernière montre que la répartition de la contrainte équivalente de Von Mises n'est pas homogène dans toute la jonction os coxal-prothèse. Les contraintes les plus fortes sont localisées au niveau de la fixation de l'os du pubis. L'intensité de contrainte peut atteindre un niveau trop élevé (environ 133MPa) dépassant largement les valeurs réelles. Cela résulte de l'application de la charge concentrée sur une petite surface du col fémoral.

Cette contrainte sera répartie du col de l'implant vers les autres composants de la prothèse. Cette concentration de contrainte n'affecte pas l'étude de la répartition de la contrainte au-delà du col fémoral (tête fémorale, cupule, ciment et os). Au niveau de l'os coxal les contraintes les plus fortes sont localisées dans l'os du pubis (environ 47 Mpa).

Le deuxième type de chargement correspond à une orientation de 25° du col de l'implant par rapport à l'axe de la cupule (Fig. 4b). Nous constatons

que comparativement à un alignement de l'implant sur l'axe de la cupule, une telle orientation conduit à une faible diminution de la contrainte équivalente dans la structure. La contrainte maximale ne dépasse pas 43 Mpa.

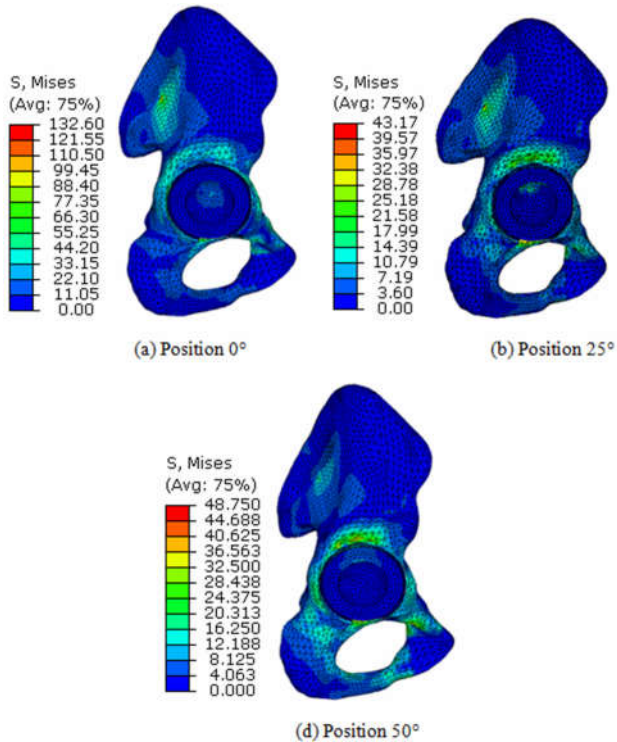


Fig. 4. Répartition de la contrainte équivalente dans la liaison os coxal-prothèse.

Le troisième type de chargement est caractérisé par une forte orientation (50°) de l'implant par rapport à la cupule (Fig. 4c). Sous cet effet, l'implant bute sur la partie supérieure de la cupule (Fig. 4c). Cette zone se trouve fortement sollicitée ; un tel comportement entraîne une augmentation de la contrainte équivalente. La contrainte la plus forte, d'amplitude de l'ordre de (49MPa), est exercée sur l'os cortical.

III.2. Répartition des contraintes dans le ciment

Le ciment est un élément très déterminant de la prothèse totale de hanche. Son analyse est d'une grande importance pour la durée de vie de la prothèse. C'est pourquoi, nous avons étudié la distribution et l'intensité des contraintes dans le ciment (Fig. 5). Dans le cas de l'alignement de l'implant sur l'axe de la cupule, deux zones du ciment sont sous forte contrainte ; la première se trouve dans la direction de l'application du chargement et la seconde est enregistrée au bord libre inférieur. C'est dans cette région que les contraintes

sont les plus fortes et sont intensivement localisées à l'interface ciment-os. Dans le reste de cette composante (Fig. 5a), la contrainte maximale ne dépassant pas 19 Mpa.

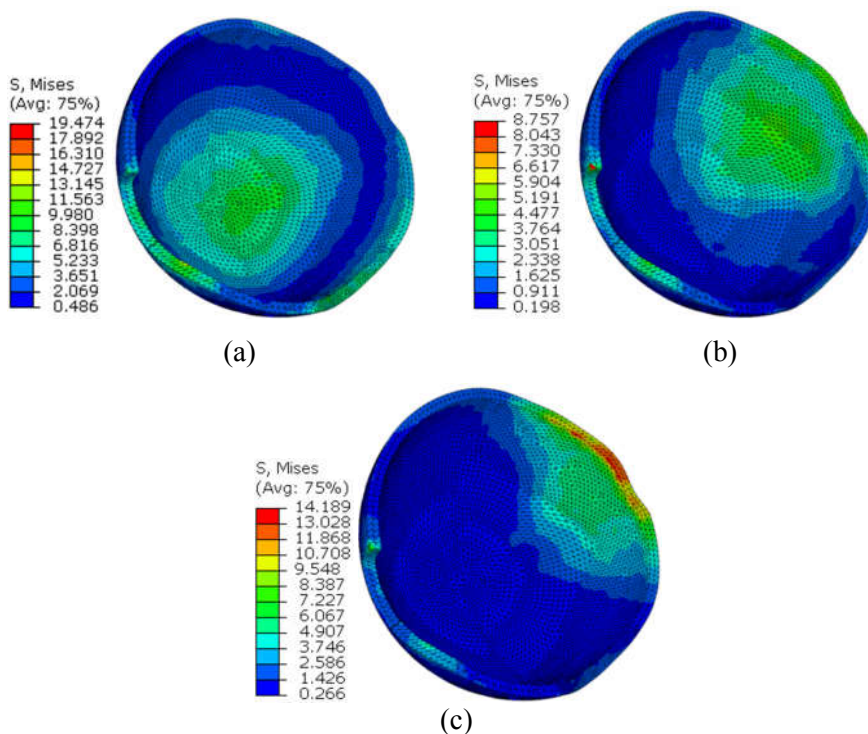


Fig. 5. Effet de l'orientation de l'implant sur la répartition de la contrainte de Von Mises dans le ciment.

Une faible désorientation de cet implant engendre la contrainte la plus significative, localisée dans la région soumise au chargement mécanique avec une amplitude moins importante que celle résultante de la première sollicitation et son effet est moins étendu. La partie inférieure est le siège de concentration de contrainte, due à la fois au champ de contrainte de tension entre la cupule et l'implant. C'est dans cette partie du ciment et au voisinage proche de l'interface avec l'os que la contrainte équivalente est fortement localisée (Fig. 5b). Dans ce cas la contrainte de Von Mises est environ 9MPa.

La contrainte équivalente est intensivement localisée dans la partie se trouvant dans la direction de cette inclinaison et plus particulièrement à l'interface ciment-cupule à son voisinage proche (Fig. 5c). A ce niveau une augmentation significative de la contrainte par rapport au deuxième chargement a été remarquée. Ceci peut être justifié du fait que l'implant est presque suivant l'axe constitué du pubis et de l'aile de l'os iliaque en

éliminant l'effet d'amortissement rencontré au premier cas. La contrainte maximale est de 14MPa.

IV. Effet des microcavités

IV.1. Effet de la position de la cavité sur la répartition des contraintes

L'analyse de l'intensité et de la distribution des contraintes est faite en fonction de la position de la microcavité dans le ciment. Notre intérêt porte dans ce cas sur les contraintes de Von Mises dans un référentiel sphérique de coordonnée (r, θ, φ) , (Fig. 6).

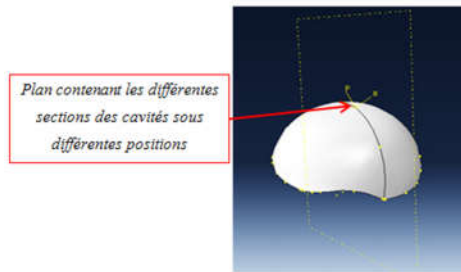
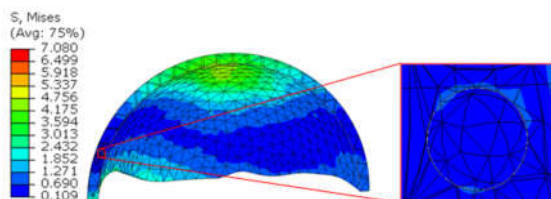
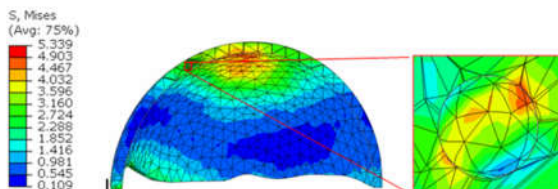
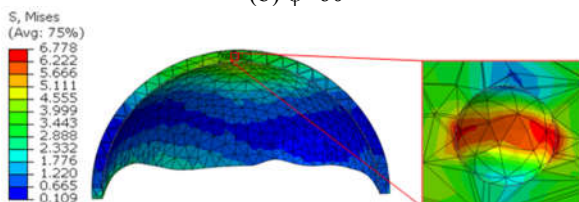
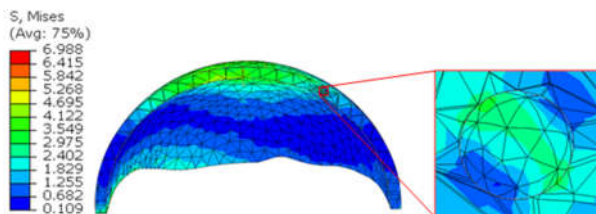
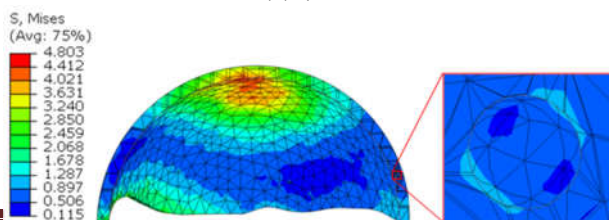


Fig. 6. Position de la microcavité dans un référentiel sphérique (r, θ, φ) .

Afin de mettre en évidence l'effet de la présence des microcavités dans le ciment orthopédique sur la distribution des contraintes, cinq différentes positions de cavités sphériques de diamètre 1mm ont été testées (Fig. 7). Ces cavités ont été orientées sous différents angles $\varphi = \{20^\circ, 60^\circ, 90^\circ, 120^\circ \text{ et } 160^\circ\}$ par rapport à un axe OX dans un plan vertical contenu dans une zone sous contrainte. L'effet des différentes postures de l'angle α de l'implant précédemment évoqués ($\alpha = 0^\circ ; 25^\circ ; 50^\circ$) a été également examiné en combinaison avec les différentes positions des cavités.

La figure 8 présente la distribution des contraintes de Von Mises pour différentes positions de la cavité pour une orientation de l'implant $\alpha = 0^\circ$. On peut remarquer que pour les angles $\varphi = 20^\circ, 60^\circ$ et 90° appartenant au premier cadran, les contraintes augmentent considérablement avec l'accroissement de l'angle d'orientation φ , alors que, pour les angles $\varphi = 120^\circ$ et 160° appartenant au deuxième cadran une diminution a été constatée avec l'augmentation de ce dernier. En outre, pour $\varphi = 20^\circ$ et 160° , les variations des contraintes le long du chemin de longueur normalisée sont très faibles et cela est dû à leur position éloignée du point d'application de la charge maximale. Notant que, toutes les contraintes obtenues pour les différentes

positions sont des contraintes de tension variant de $\sigma_{\min}=0.57\text{MPa}$ à $\sigma_{\max}=6.73\text{MPa}$ qui ne présentent aucun danger pour le ciment orthopédique en comparaison avec la résistance à la rupture de ce dernier qui est de l'ordre de 25MPa . La valeur $\sigma_{\max}=6.73\text{MPa}$ montre bien que la présence de microcavités au sein du ciment contribue à une augmentation significative des contraintes dans ce dernier vu que la contrainte maximale sans cavité était environ 4 Mpa .

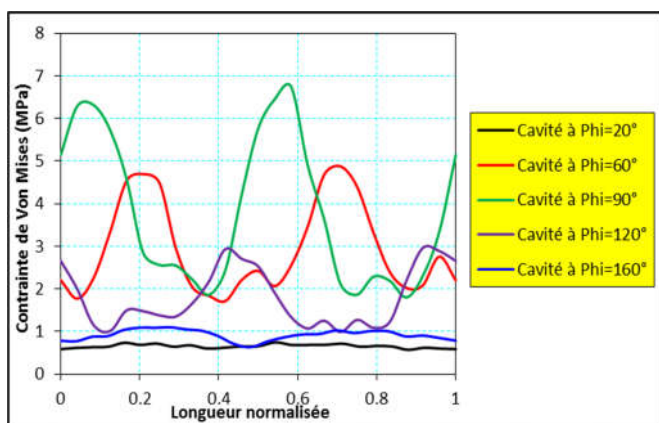

 $\varphi=20^\circ$

(b) $\varphi=60^\circ$

(c) $\varphi=90^\circ$

(d) $\varphi=120^\circ$


(e) $\varphi=160^\circ$

Fig. 7. Différents maillages utilisés pour différentes positions des cavités.

Tab. 2. Contraintes avant création des cavités au sein du ciment orthopédique [8].

Type de contrainte	Valeur minimale (MPa)	Valeur maximale (MPa)
Contrainte de Von Mises	0.39	4
σ_{11}	- 0.9	0.46
σ_{22}	-2	0.31
σ_{33}	-3.5	0.13

Fig. 8. Comparaison des contraintes de Von Mises pour différentes positions de cavités dans le cas d'une orientation de l'implant $\alpha=0^\circ$.

IV.2. Effet de l'orientation de l'implant sur la distribution des contraintes dans les cavités

IV.2.1. Cas d'une cavité orientée à $\varphi=20^\circ$

La Figure 9 illustre la répartition des contraintes de Von mises le long du contour de la cavité à $\varphi=20^\circ$ suivant les positions angulaires α de l'implant. On peut remarquer que la valeur maximale ($\sigma_{\text{Max}}=0.81\text{MPa}$) est obtenue pour un angle d'inclinaison $\alpha = 25^\circ$. Il est à noter également que la cavité orientée à $\varphi=20^\circ$ est soumise dans les trois positions de l'implant $\alpha = \{0^\circ, 25^\circ, 50^\circ\}$ à des contraintes de traction qui sont relativement faibles. En

plus, on peut observer que la position qui génère la plus faible variation de contrainte est celle de l'angle $\alpha = 0^\circ$.

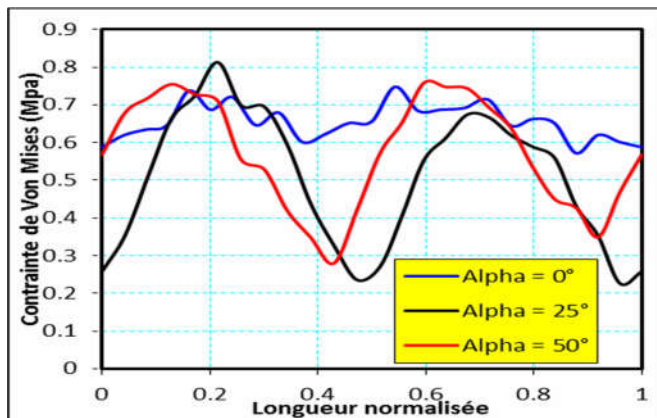


Fig. 9. Répartition des contraintes de Von mises dans la cavité à $\varphi=20^\circ$ suivant les trois positions angulaires α de l'implant.

IV.2.2. Cas d'une cavité orientée à $\varphi=60^\circ$

La répartition des contraintes de Von mises dans la cavité à $\varphi=60^\circ$ pour différentes positions α de l'implant est illustrée par la figure 10. A partir de cette illustration, on peut observer que pour ces différentes postures de l'implant $\alpha = \{0^\circ, 25^\circ \text{ et } 50^\circ\}$ avec une position de la cavité à $\varphi=60^\circ$, les contraintes de Von Mises diminuent avec l'augmentation de l'angle α de l'implant. La valeur maximale pour ces trois positions étudiées est $\sigma_{\text{Max}}=4.87\text{MPa}$ (correspond à la position $\alpha = 0^\circ$) et la valeur minimale est de 0.26MPa (correspond à la position $\alpha = 50^\circ$).

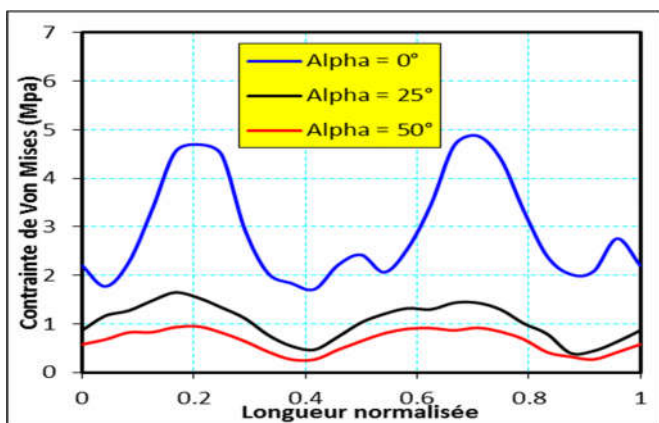


Fig. 10. Répartition des contraintes de Von mises dans la cavité à $\varphi=60^\circ$ pour différents angles α de l'implant.

En outre, on peut constater qu'il y a une légère différence entre les variations des contraintes dans le cas de $\alpha = 25^\circ$ et 50° , alors qu'une variation importante a été remarquée pour le cas de $\alpha = 0^\circ$.

IV.2.3. Cas d'une cavité avité orientée à $\varphi=90^\circ$

La figure 11 illustre l'effet de la position de l'implant sur la répartition des contraintes dans le cas où la cavité est orientée à $\varphi=90^\circ$. On peut remarquer que la valeur maximale de contrainte ($\sigma_{\text{Max}}=6.74\text{Mpa}$) dans la cavité orientée à $\varphi=90^\circ$ correspond à la position $\alpha=0^\circ$ de l'implant, alors que la valeur minimale ($\sigma_{\text{Min}}=0.43\text{Mpa}$) est obtenue avec un angle $\alpha=50^\circ$. Pour les postures $\alpha=25^\circ$ et 50° , les contraintes respectives sont inférieures par rapport à celles de la position $\alpha=0^\circ$. En plus, les mêmes tendances de variation que celle pour $\varphi=60^\circ$, ont été constatées pour $\varphi=90^\circ$.

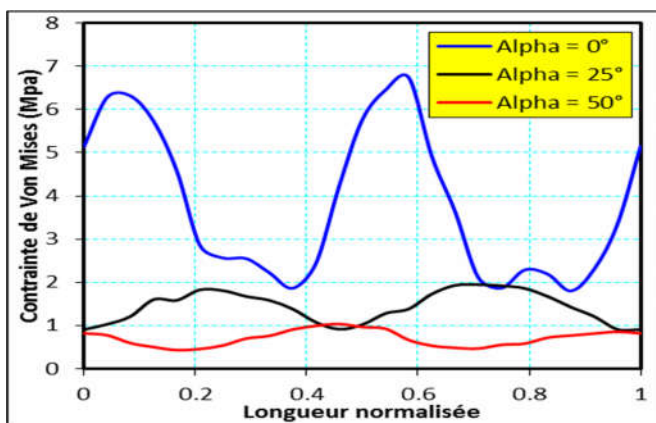


Fig. 11. Distribution des contraintes de Von Mises dans la cavité à $\varphi=90^\circ$ sous l'effet de la position de l'implant.

IV.2.4. Cas d'une cavité orientée à $\varphi=120^\circ$

La répartition des contraintes de Von Mises en fonction de α avec $\varphi=120^\circ$ est illustrée par la figure 12. On peut remarquer que les grandes variations sont obtenues par les angles $\alpha=0$ et 25° , alors qu'une légère variation a été constatée pour $\alpha=50^\circ$. De plus, la valeur maximale ($\sigma_{\text{Max}}=3.12\text{Mpa}$) est obtenue pour un angle $\alpha=25^\circ$, alors que la valeur minimale de la contrainte au sein de la cavité est de $\sigma_{\text{Min}}=0.41\text{Mpa}$ (correspond à un angle $\alpha=50^\circ$).

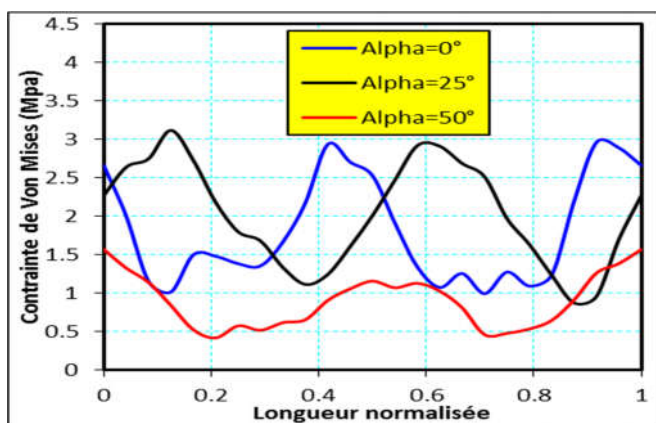


Fig. 12. Répartition des contraintes Von Mises en fonction de l'angle α de l'implant dans le cas d'une cavité orientée à $\phi=120^\circ$.

IV.2.5. Cas d'une cavité orientée à $\varphi=160^\circ$

La figure 13 représente les variations de la contrainte de Von Mises à l'intérieure d'une cavité orientée à $\varphi = 160^\circ$ dans le ciment orthopédique pour les positions $\alpha = 0^\circ$, 25° et 50° de l'implant. Les résultats montrent que les valeurs importantes des contraintes de Von Mises dans les cavités sont obtenues pour un positionnement $\alpha = 50^\circ$ de l'implant, alors que les valeurs les plus faibles sont obtenues pour un positionnement $\alpha = 0^\circ$. Notant que la valeur maximale est de 1.82Mpa (dans le cas où $\alpha = 50^\circ$), alors que la valeur minimale est de 0.63Mpa (dans le cas où $\alpha = 0^\circ$). Dans ce cas-ci, nous avons remarqué également que les contraintes de Von Mises augmentent avec l'augmentation de l'angle d'inclinaison α de l'implant.

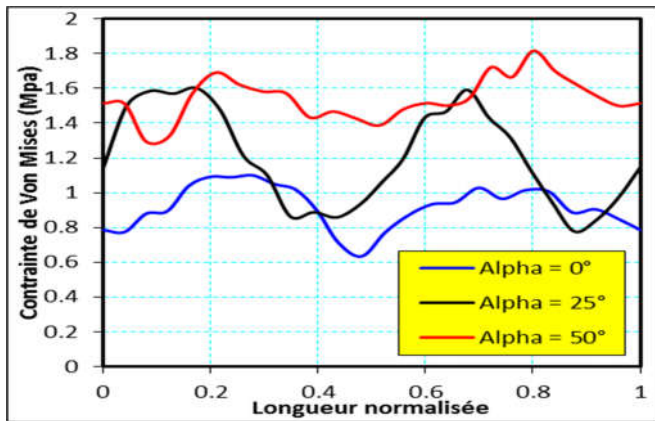


Fig. 13 : Répartition des contraintes de Von Mises en fonction de l'angle α de l'implant pour une cavité orientée à $\varphi = 160^\circ$.

V. Conclusions

A partir des résultats présentés dans ce travail, on peut tirer les conclusions suivantes :

- * Une augmentation considérable des contraintes d'environ 33% a été constaté sous l'effet de présence d'une cavité dans le ciment orthopédique.

- * Les contraintes sont plus importantes lorsque l'implant est faiblement orienté par rapport à l'axe de la cupule pour des angles d'orientations $\varphi = 60^\circ$ et 90° .

- * Pour les cavités orientées à $\varphi = 120^\circ$ et $\varphi = 160^\circ$ la contrainte maximale est enregistrée respectivement pour les positions $\alpha = 50^\circ$ et 25° de l'implant et la contrainte minimale de la cavité $\varphi = 120^\circ$ correspond à la position $\alpha = 50^\circ$ de l'implant et celle de la cavité d'angle $\varphi = 160^\circ$ correspond à la position $\alpha = 0^\circ$ de l'implant.

* Le risque est d'autant plus grand que la microcavité est située dans une orientation de $\varphi=90^\circ$ (champ de contrainte élevée).

* Les rotations de l'implant par rapport à l'axe de la cupule modifient significativement les valeurs des contraintes dans les différentes cavités.

Enfin, on peut conclure que la présence de microcavités dans le ciment orthopédique représente un site potentiel (zone de concentration de contraintes) pour l'amorçage des fissures qui peut engendrer le descellement de la prothèse de l'os.

Références

- [1] S.P. James, T.P. Schmalzried, F.J. Mc Garry, W.H. Harris, Extensive porosity at the cement-femoral prosthesis interface : A preliminary study, *Journal of Biomedical Materials Research*, 27(1) (1993) 71-78.
- [2] B.P. Murphy, P.J. Prendergast, On the magnitude and variability of the fatigue strength of acrylic bone cement, *International Journal of Fatigue*, 22(10) (2000) 855-864.
- [3] B.P. Murphy, P.J. Prendergast, The relationship between stress, porosity, and nonlinear damage accumulation in acrylic bone cement, *Journal of Biomedical Materials Research*, 59(4) (2002), 646-654.
- [4] S. James, M. Jasty, J. Davies, H. Piehler, W.H. Harris, A Fractographic Investigation of PMMA Bone-Cement Focusing on the Relationship between Porosity Reduction and Increased Fatigue Life, *Journal of Biomedical Materials Research*, 26(5) (1992) 651-662.
- [5] M. Baleani, R. Fognani, A. Toni, The influence of stem insertion rate on the porosity of the cement mantle of hip joint replacements, *Journal of Engineering in Medicine*, 217(3) (2003) 19 -205.
- [6] H. Samir, Etude du comportement en fatigue en compression des biocéramiques($Al_2O_3ZrO_2$) utilisées pour la conception des prothèses ostéo-articulaires, Thèse de Doctorat de l'Université de Metz, 2002.
- [7] D.R. Pedersen, R.D. Crowninshield, R.A. Brand, R.C. Johnston, An axisymmetric model of acetabular components in total hip arthroplasty, *Journal of Biomechanics*, 15(4) (1982) 305-315.
- [8] B. Gasmi, Etude du comportement en rupture du ciment orthopédique des prothèses totales de hanche par la méthode des éléments finis, Thèse de Magister, ENP Oran, 2013.





Etude des effets de l'angle d'inclinaison du fémur et de l'épaisseur du polyéthylène sur le comportement de la prothèse totale du genou

I. Keddar, B. Aour, I. Fares

Laboratoire de biomécanique Appliquée et Biomatériaux, Département Génie Mécanique,
BP1523 EL M'naour 31000, Algérie, ben aour@yahoo.fr

Résumé- Le genou est une articulation très importante du corps humain. Elle est soumise à de très fortes contraintes. Elle est en mesure de faire face à des risques importants de tensions et de blessures, dans la vie de tous les jours au cours des activités professionnelles ou sportives. L'objectif de ce présent travail est l'étude de la prothèse totale de genou du point de vue mécanique. Pour atteindre cet objectif, nous avons commencé par la conception d'un modèle tridimensionnel d'une prothèse anatomique. Ensuite, une modélisation par élément finis pour étudier les effets de l'angle d'inclinaison du fémur et de l'épaisseur du polyéthylène sur le comportement mécanique de la prothèse a été présenté. Des conclusions ont été proclamées à la fin de ce travail en se basant sur les résultats obtenus.

Mots clés: Biomécanique ; Genou ; CAO ; Prothèse de genou ;
Elément finis ; .

Study of the effects of the inclination angle of the femur and the polyethylene thickness of on the behavior of the total knee prosthesis

Abstract- The knee is a very important joint of the human body. It is subject to very strong stresses. It is able to cope with significant risks of stresses and injury in everyday life during professional or sporting activities. The objective of this work is to study the mechanical behavior of the total knee prosthesis. To achieve this goal, we began by designing a three-dimensional model of an anatomical prosthesis. Then, a finite element modeling to study the effects of the inclination angle of the femur and the

polyethylene thickness on the mechanical behavior of the prosthesis was presented. Conclusions were made at the end of this work on the basis of the obtained results.

Key words: Biomechanics; Knee; CAD; Knee prosthesis; Finite element.

I. Introduction

Le genou est l'articulation intermédiaire du membre inférieur. Il articule le fémur, le tibia et la patella. C'est une articulation synoviale de type bicondyalaire entre le fémur et le tibia et de type trochléaire (ou ginglyme) entre le fémur et la patella. Elle possède une très grande mobilité et exige une très grande stabilité [1]. Pour une personne saine, le genou fonctionne comme suit : les condyles du fémur reposent presque à plat sur le plateau tibial et roulent ou glissent à chaque fois lors de flexion ou extension de l'articulation. Cela n'est possible que si le cartilage est intact, car il ne peut fonctionner en tant que surface glissante que s'il est en permanence lubrifié par le liquide synovial. L'arthrose du genou est due à une usure du cartilage des trois os: le fémur, le tibia et la rotule.

La mise en place d'une prothèse totale du Genou (PTG), qui soit mécaniquement adaptée au patient en étant stable et mobile au sein d'une enveloppe ligamentaire, nécessite de résoudre une équation à plusieurs variables qui sont liées entre elles. Une amélioration du positionnement des implants, une meilleure fonction des patients en diminuant le risque de complications restent les objectifs principaux des chirurgiens qui travaillent en collaboration avec les ingénieurs spécialisés dans ce domaine. L'état des contraintes dans une prothèse de genou dépend de plusieurs facteurs, à savoir, l'épaisseur de l'insert tibial, la position de courbure de l'articulation et des conditions de charges imposées.

Dans ce travail, nous proposons d'étudier d'une part, l'influence cumulée de ces paramètres et d'autre part, celle de l'épaisseur de l'insert tibial sur l'état de contraintes. Tous ces résultats sont alors analysés afin de mieux comprendre le comportement de la PTG. En effet ce travail est consacré à la présentation du modèle du système étudié et l'évolution des contraintes et des déplacements en fonction de la variation du poids du patient sous l'effet de l'angle d'inclinaison de l'insert fémur (noté par α) et de l'épaisseur du polyéthylène.

II. Modélisation numérique

II.1. Modèle géométrique

Le modèle géométrique de la prothèse totale du genou (PTG) est représenté dans la figure 1. C'est un modèle en 3D réalisé à l'aide du logiciel SOLIDWORKS.



Fig. 1. Modèle géométrique étudié de la PTG.

La forme des parties fémorale et tibiale est obtenue en se basant sur la forme géométrique du genou. La géométrie de la prothèse est définie par une succession de rayons de courbure différents selon la direction antéro-postérieure de l'articulation du genou. Le rayon de courbure pour un condyle et l'insert tibial, est considéré constant selon la direction médiale-latérale. Les matériaux constituant la prothèse totale de genou (PTG) ont un comportement linéaire, élastique et isotrope. Les caractéristiques mécaniques de ces matériaux sont reportées dans le tableau 1.

Tableau.1. Propriétés mécaniques des matériaux constituant la PTG [2].

	Matériaux	Module de Young E (GPa)	Coefficient de Poisson
Prothèse fémorale	Co–Cr–Mo	210.	0.3
Prothèse tibiale	Ti–6Al–4V	110	0.3
Polyéthylène	PE	0.5	0.3
			0.3

II.2. Condition aux limites

L'analyse numérique est faite à l'aide du code de calcul d'éléments finis ABAQUS. La PTG est encastree au niveau de la prothèse tibiale et le chargement est appliqué à la partie fémorale. Ce chargement est équivalent à la moitié du poids du patient considéré.

II.3. Maillage

Le maillage utilisé est illustré par la figure 2. Il est de type tétraédrique (PR3) dont le nombre d'éléments diffère d'une partie à l'autre.

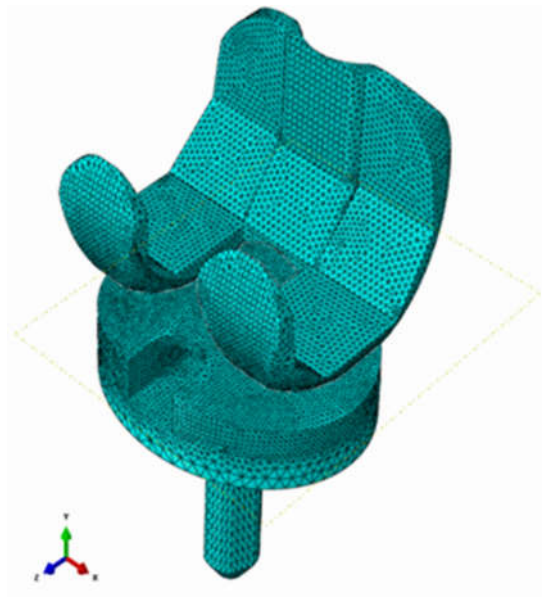


Fig. 2. Maillage typique de la PTG

La prothèse fémorale comporte plus de 113000 éléments alors que le polyéthylène, du fait qu'il se trouve en sandwich entre deux parties rigides avec un maillage plus raffiné comporte 153856 éléments. Tandis que la prothèse tibiale, seulement la surface de contact avec le polyéthylène a un maillage raffiné de 62680 éléments (Fig. 2).

III. Résultats et discussion

III.1. Influence de l'angle d'inclinaison du fémur

III.1.1. Distribution des contraintes de Von Mises

L'étude de la position de la PTG a une importance primordiale afin de connaître la position la plus sollicitée. A cet effet, nous avons fait varier l'angle d'inclinaison (α) de l'insert fémur (Fig. 3).

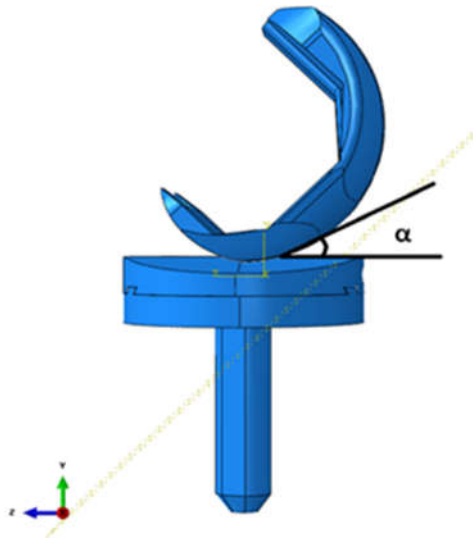
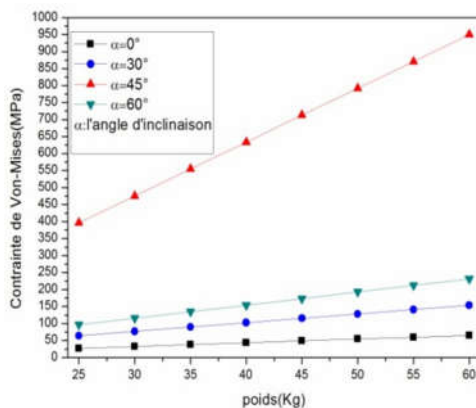


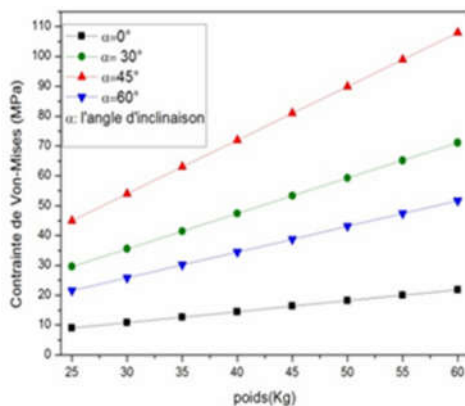
Fig. 3. Illustration de l'angle d'inclinaison du fémur.

Dans la figure 4 nous avons tracé l'évolution de la contrainte maximale de Von-Mises en fonction du poids du patient pour quatre positions de la prothèse fémorale (α) dans les cas de la prothèse fémorale (Fig. 4a), le polyéthylène (Fig. 4b) et la prothèse tibiale (Fig. 4c). Cette figure illustre clairement que les contraintes augmentent avec l'accroissement du poids, et que les plus grandes valeurs de contraintes sont enregistrées pour l'inclinaison 45° . Ceci signifie que le plus grand risque est engendré à cette position, qui se concorde avec la posture d'une montée de marches. Tandis que les valeurs minimales correspondent à 0° , où le genou est aligné dans la verticale (pour un positionnement de repos plutôt statique, mais dans une position debout plus dynamique). Il est à noter, que l'évolution des contraintes dans les trois parties de la PTG est et en ordre décroissant : de la Prothèse fémorale (a), le Polyéthylène (b) et enfin la Prothèse tibiale (c).

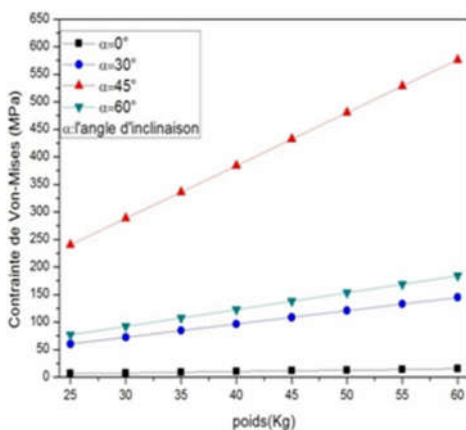
Ceci est dû principalement aux propriétés mécaniques des constituants de la PTG.



(a) Prothèse fémorale



(b) Polyéthylène

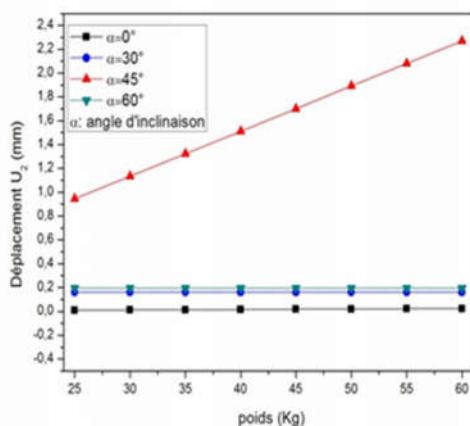


(c) Prothèses tibial

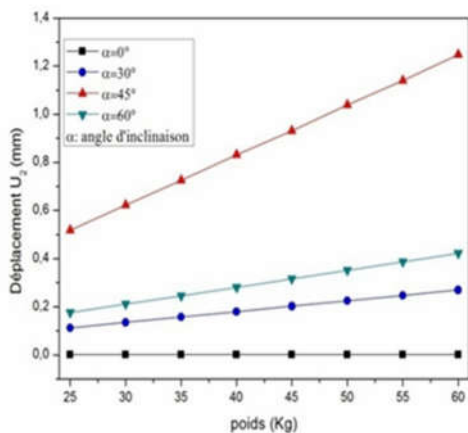
Fig. 4. Variation de la contrainte maximale de Von-Mises en fonction du poids pour quatre angles d'inclinaisons dans différentes pièces de la prothèse totale de genou.

III.1.2. Evolution des déplacements verticaux

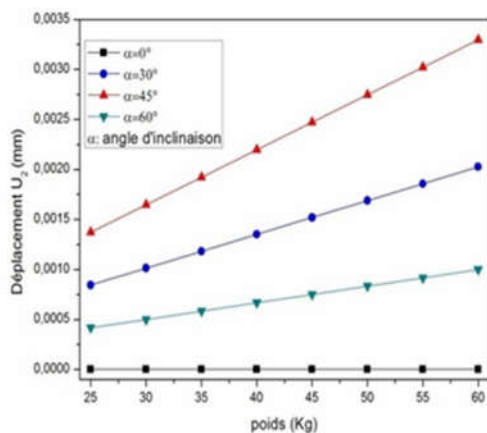
Dans notre travail le déplacement le plus important est celui qui est dirigé suivant la direction y c'est-à-dire U_2 , pour cela on a étudié l'influence de l'angle d'inclinaison (α) sur l'évolution de ce déplacement. La prothèse fémorale subit les plus grands déplacements, dont le maximum est obtenu pour la position du fémur $\alpha=45^\circ$, et qui devient plus important en augmentant le poids. Tandis que pour les autres angles ($\alpha=0^\circ$, 30° et 60°), il est nettement inférieur et quasi linéaire, ce qui signifie que le poids n'a pas d'effet significatif sur ce dernier. En outre, pour les deux autres parties nous remarquons que les courbes sont croissantes sauf dans la position $\alpha=0^\circ$ qui est pratiquement nul pour les différents chargements appliqués et que les déplacements au niveau de l'insert tibial sont les plus faibles (Fig. 5).



(a)



(b)



(c)

Fig. 5. Variation du déplacement U_2 en fonction du poids pour quatre angles d'inclinaison dans le cas de : (a) prothèse fémorale, (b) polyéthylène et (c) Prothèse tibiale.

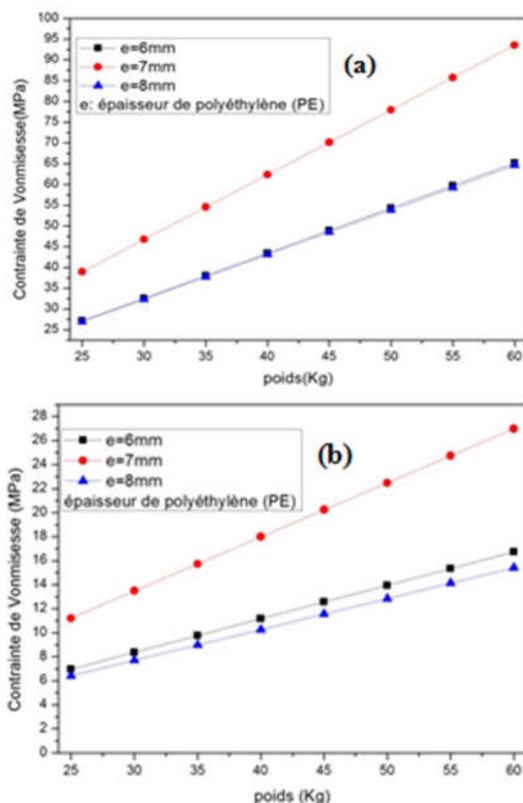
III.1.2. Effet de l'épaisseur du polyéthylène

A partir des analyses de Bartel et al. [3] ont défini une gamme d'épaisseur minimale d'utilisation d'inserts tibiaux (de 6 à 10 mm). L'épaisseur du polyéthylène est un paramètre qu'il faut étudier pour savoir la dimension la plus efficace. Pour cela nous avons examiné l'effet de trois épaisseurs (6, 7 et 8mm) de la partie médiane (PE) (Fig. 6), sur le comportement mécanique de la PTG en fixant l'angle d'inclinaison à 0° comme illustre la figure 7. L'insert tibial est défini par son épaisseur, e , qui varie de 6 à 20 mm en fonction des besoins lors de l'opération.



Fig. 6. Différentes épaisseurs étudiées du Polyéthylène.

Nous avons pu tirer de la figure 7 qui regroupe les résultats de l'évolution des contraintes de Von-mises en fonction du poids du patient, que quelque soit l'épaisseur étudiée, les contraintes sont croissantes au fur et à mesure qu'on augmente le poids, et qu'elles sont maximales à une épaisseur de 7mm et minimales à 8mm pour toutes les parties constituant la PTG.



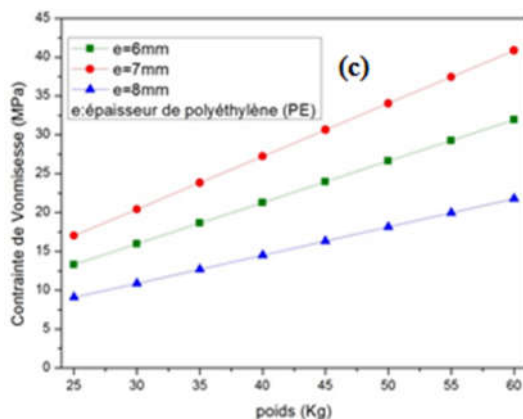


Fig. 7. Variation de la contrainte maximale de Von-Mises en fonction du poids pour trois épaisseurs de l'insert tibial dans les cas de : (a) prothèse fémorale, (b) polyéthylène et (c) prothèse tibiale.

Il est à noter que la diminution de l'épaisseur induit une élévation de la pression de contact, donc l'accroissement des contraintes équivalentes de Von Mises maximale. De plus, la position du maximum de la contrainte de Von Mises la plus importante est située en sous-surface entre 1 à 2 mm pour de faibles épaisseurs de l'insert tibial.

III.3.3. Influence de type des matériaux

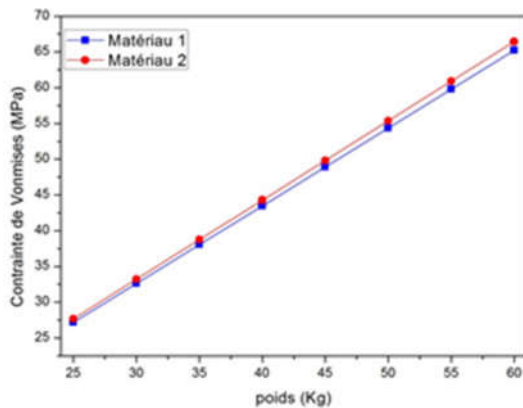
Pour ce cas d'étude, nous avons vérifié l'effet du type de matériau utilisé sur le comportement de la PTG, afin de prévoir le plus performant. Pour cela, nous avons employé deux matériaux différents spécifiques pour chaque partie de la PTG, alors que celui de la prothèse fémorale reste invariant. Les désignations des matériaux utilisés sont reportées sur le tableau 2.

Tableau 2. Variantes des matériaux utilisés.

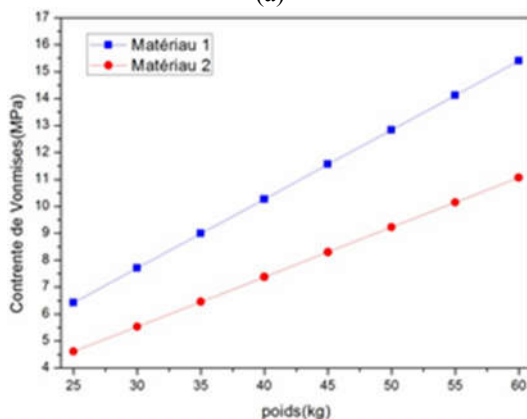
Variante	Matériaux utilisés		
	Prothèse fémorale	Polyéthylène	Prothèse tibiale
Matériaux 1	Co-Cr-Mo	PE1	Ti-6Al-4V
Matériaux 2		PE2	Co-Cr-Mo

Les contraintes maximales de Von-Mises et les contraintes normales σ_{yy} du matériau 1 sont légèrement supérieures à celles du matériau 2, dont l'écart augmente avec l'augmentation du poids, comme illustre la figure (8.a), correspondante à la prothèse fémorale. Tandis que dans le cas du polyéthylène, c'est l'inverse comme il est indiqué sur la figure 8.b. Toutefois, l'écart entre les contraintes des deux variantes de matériaux est plus notable, ce qui nous mène à recommander l'utilisation du matériau 2 qui

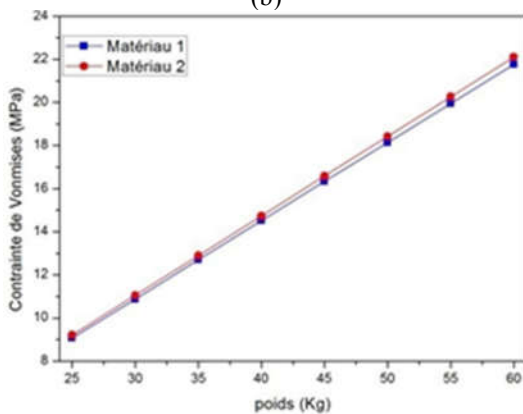
s'avère le plus performant. Pour le cas de la prothèse tibiale (Fig. 8.c), les mêmes constatations que celles de la prothèse fémorale sont enregistrées.



(a)



(b)



(c)

Fig. 8. Variation de la contrainte maximale de Von-Mises en fonction du poids pour deux variantes de matériaux dans le cas de : (a) la prothèse fémorale, (b) le Polyéthylène et (c) la Prothèse tibiale.

IV. Conclusions

Dans ce travail nous avons présenté une étude de modélisation numérique du comportement d'une prothèse de genou. L'objectif de cette étude est de déterminer les contraintes et les déplacements dans différentes parties de la PTG. A partir des résultats obtenus, on peut tirer les conclusions suivantes :

- ✓ La partie supérieure qui est exposée directement au chargement est la plus sollicitée.
- ✓ Le plus grand risque pour la PGT est obtenu pour un angle d'inclinaison de 45° du fémur .
- ✓ L'influence de l'épaisseur de la partie médiane se manifeste de façon spécifique pour chaque partie de la PTG.
- ✓ Pour un poids donné, la position fléchie du genou à 45° aura les plus grandes valeurs de contrainte maximale équivalente de Von Mises ce qui correspond à la position où la force appliquée due au poids est maximal également.
- ✓ Un seul déplacement est généré dans les deux parties supérieures et celui dans le sens de la gravité (U_2), tandis que les déplacements au niveau du compartiment inférieur sont négligeables.

Références

- [1] Bouchet A., Guilleret J., Anatomie topographique descriptive et fonctionnelle, tome : 3, SIMEP 16 – ROUVIERE. H : Anatomie humaine, Masson, 6ème Edition, Paris, 1962.
- [2] Completo A., Rego A., Fonseca F., Ramos A., Relvas C., Simões J.A., Biomechanical evaluation of proximal tibia behavior with the use of femoral stems in revision TKA: An in vitro and finite element analysis, Accepted 21 October 2009.
- [3] Bartel D.L., Brickell V.L., Wright T.M., The effect of conformity, thickness and material on stresses in Ultra High Molecular Weight components for Total Joint Replacements, Journal of Bone and Joint Surgery, 1986, Vol. 68A, n°7, pp. 1041-1051.



Évaluation numérique des paramètres de ruptures par méthode de différence de déformation

F. Khelil^{1,2*}, B. Aour², F. Benaoum^{1,2}, M. Khaldi¹

¹Faculté des Sciences et Technologie, Université Mustapha Stambouli, Mascara, Algérie.

²Laboratoire LABAB, ENP, Oran, Algeria.

*khelifoudil@yahoo.com

Résumé - Dans ce travail, nous avons proposé une évaluation numérique du premier et du deuxième terme de la série de Williams du champ de contraintes en utilisant la méthode de différence de déformations. Les équations des facteurs d'intensité de contraintes (SIF) et du T-stress proviennent de l'expansion asymptotique du contraintes de Williams. Les valeurs théoriques et calculées ont été comparées aux résultats expérimentaux en utilisant les techniques des jauges de déformations dans une éprouvette fissurée d'un poly méthacrylate de méthyle (PMMA). Dans la présente approche, nous avons utilisé une technique de calcul de déformations d'un point pour évaluer le stress T, le SIF et le paramètre de biaxialité β dans les conditions de chargement statiques pour une éprouvette en flexion à trois points (SENB). Un bon accord est observé entre les résultats de la présente approche et les données expérimentales. En outre, il convient de noter que la méthode proposée est plus avantageuse que la méthode de la différence de contrainte, car elle peut conduire à des résultats précis avec beaucoup moins d'effort de calcul.

Mots-clés: Facteur d'intensité de contrainte, T-stress, Paramètre de biaxialité, FEM, PMMA.

Numerical evaluation of fracture parameters using strain difference method

Abstract - In this work a numerical evaluation of the first and second term of the Williams expansion of the stress field using the strain difference method is proposed. The equations of the stress intensity factors (SIF) and T-stress are derived from the asymptotic expansion of Williams stress. The

theoretical and calculated values were compared to the experimental results using the strain gauge techniques in a cracked test piece of a poly methylmethacrylate (PMMA). In the present approach, a strain point's calculation technique is investigated for evaluating the T-stress, SIF and the biaxiality parameter β under static loading conditions for Single Edge Notched Bend specimen (SENB). A good agreement is observed between the results of the present approach and the experimental data. Furthermore, it is worth noting that the proposed method is more advantageous than the stress difference method because it can lead to accurate results with much less computational effort.

Keywords: Stress intensity factor, T-stress, Biaxiality parameter, FEM, PMMA.

I. Introduction

L'analyse de la propagation de la fissure peut être effectuée en employant plusieurs méthodes pour calculer le facteur d'intensité de contraintes et le T-stress à la pointe de la fissure, comme la théorie du champ de contraintes, les techniques expérimentales et la méthode de l'intégrale J. Le T-stress est une contrainte de traction constante agissant parallèlement au plan de la fissure. Elle est liée au deuxième terme dans l'expression de Williams du champ de contraintes et est mesuré selon la solution de William [1].

Rice [2] a étudié l'effet de T-stress sur les paramètres de la rupture. Il a découvert que le T-stress n'a pas d'effet sur l'intégrale J, mais un T-stress positif (négatif) diminue (augmente) la taille de la zone plastique et le CTOD. Hancock et al. [3] ont testé une série d'éprouvettes fissurées de différentes configurations pour corréliser la dépendance de la géométrie sur la contrainte en pointe de la fissure en pleine plasticité. Ils ont constaté que lors d'une petite extension de la fissure, la ténacité dépend de la contrainte déterminée par T-stress. La croissance de la fissure entraîne une diminution considérable de T-stress pour le cas des éprouvettes CCT. Pour le cas des éprouvettes en flexion à trois points TPB le T-stress diminue légèrement. En outre, différentes approches utilisant les jauges de déformation ont été introduites [4-7] pour mesurer la variation du facteur d'intensité de contrainte.

Paulino et Kim [8] ont utilisé l'approche de l'intégrale d'interaction pour étudier le comportement en rupture des matériaux en mettant l'accent sur le T-stress. Il a été conclu, pour le cas d'un matériau homogène, que le T-stress négatif diminue l'angle d'initiation de la fissure, alors que le T-stress positif augmente l'angle d'initiation de la fissure. Dans cette méthode, une région valide a été spécifiée pour la localisation des mesures pour se débarrasser (éloigner) de l'état élasto-plastique au fond de la fissure provoquée par les contraintes locales dans la région la plus interne à proximité de la pointe de fissure. L'erreur causée par le gradient de contrainte a été minimisée en

plaçant des jauges virtuelles de déformations suffisamment loin de la pointe de la fissure. Une approche plus déterministe et étendue a été proposée par Berger [4] pour améliorer de manière significative la précision des mesures. En utilisant la méthode de distribution de la dislocation et l'équation singulière d'intégrale, plusieurs problèmes de T-stress ont été résolus par Broberg [9]. L'étude analytique et expérimentale menées par Sumpter [10] a démontré que le T-stress peut être utilisé comme un indicateur de mesure de la déformation plastique au fond de la pointe de la fissure. Smith et al. [11] ont indiqué que le T-stress pourrait influencer la ténacité.

D'autre part, la contrainte autour de la pointe de la fissure et certains paramètres tels que l'emplacement des jauges de déformation ne sont pas entièrement compris et représentent un domaine de recherche très actif. Ces effets conduisent les auteurs à développer une méthode qui peut être facilement effectuée en utilisant les codes de calculs d'éléments finis existants. La méthode proposée est similaire à la méthode de jauge de déformation, mais elle est plus utile et flexible pour le positionnement des points virtuels de l'évaluation de la déformation. Le choix des positions des points P_i pour le calcul de K_I et le T-stress est étudié à l'aide des jauges virtuelles avec un seul angle d'orientation θ et d'un segment de ligne dans un champ de déformation près de la pointe de la fissure. Il est à noter que cette méthode a été déjà appliquée par les auteurs sur une éprouvette à simple fissure au bord soumise au chargement de traction (SENT) en PMMA pour la détermination de K_I [12], mais la nouveauté de cet article est de mettre en évidence son efficacité pour la détermination de T-stress et le paramètre de biaxialité β , ainsi que son applicabilité en résolvant d'autres types de problèmes, tels que une éprouvette d'époxy en flexion à trois points (TPB) dans le cas de conditions de chargement quasi-statique et à faible vitesse d'impact. Afin de valider la méthode proposée, nous comparons les résultats expérimentaux publiés antérieurement [5,6] avec nos valeurs calculées du FIC, le T-stress et le paramètre de biaxialité β . Les effets du mode de chargement, la taille de la fissure et de la sensibilité de certains paramètres géométriques sont également soulignés.

II. Formulation Mathématique

Il a été montré que les équations de Westergaard [13] doivent être généralisées pour résoudre les problèmes de mécanique de la rupture, où le champ de contraintes au voisinage de la pointe de la fissure est influencé par les conditions aux limites et les points d'application du chargement [14]. Ces contraintes exprimées sous la forme généralisée sont données par:

$$\sigma_{xx} = \text{Re}Z - y \text{Im}Z' - y \text{Im}Y' + 2\text{Re}Y$$

$$(1) \sigma_{yy} = \text{Re}Z + y \text{Im}Z' + y \text{Im}Y'$$

$$\tau_{xy} = -y \text{Re}Z' - y \text{Re}Y' - \text{Im}Y$$

où, pour une fissure à une seule extrémité (simple), les fonctions analytiques complexes Z et Y peuvent être représentées par des séries de fonctions (en termes de variable complexe $z = re^{i\theta}$) contenant un nombre infini de coefficients A_n et B_m .

$$\begin{aligned} Z(z) &= \sum_{n=0}^{\infty} A_n z^{n-1/2} \\ Y(z) &= \sum_{m=0}^{\infty} B_m z^m \end{aligned} \quad (2)$$

Pour le cas d'un état de contrainte plane, la relation contrainte-déformation est donnée par:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{xx} &= \frac{1}{E} (\sigma_{xx} - \nu \sigma_{yy}) \\ \varepsilon_{yy} &= \frac{1}{E} (\sigma_{yy} - \nu \sigma_{xx}) \\ \gamma_{xy} &= \frac{1}{\mu} \tau_{xy} \end{aligned} \quad (3)$$

où E , μ et ν désignent respectivement le module de Young, le module de cisaillement et le coefficient de Poisson.

En substituant l'équation (1) dans (3), on obtient le champ de déformation comme suit:

$$\begin{aligned} E\varepsilon_{xx} &= (1-\nu)\text{Re}Z - (1+\nu)y \text{Im}Z' - (1+\nu)y \text{Im}Y' + 2\text{Re}Y \\ E\varepsilon_{yy} &= (1-\nu)\text{Re}Z + (1+\nu)y \text{Im}Z' + (1+\nu)y \text{Im}Y' - 2\nu \text{Re}Y \\ \mu\gamma_{xy} &= -y \text{Re}Z' - y \text{Re}Y' - \text{Im}Y \end{aligned} \quad (4)$$

La zone, autour de la pointe de la fissure peut être divisée en trois régions comme le montre la figure 1; afin d'identifier les emplacements adéquats pour les mesures de déformations précises.

Région I: est la plus proche de la pointe de la fissure où le terme singulier de la série de Williams est suffisant pour représenter les déformations dans cette zone. Notons que ce n'est pas la région valable pour des mesures précises de déformation en raison des non-linéarités provoquées par la grande déformation et l'effet de triaxialité sur la nature de l'état de contrainte [6].

Région II: c'est la zone au-delà de la région I où le champ de déformation peut être représenté au sein d'une précision spécifiée par une théorie multi-paramètres contenant K_I et des coefficients de termes d'ordres supérieurs inconnus.

Région III: c'est la zone de champ lointain, où un très grand nombre d'inconnue est nécessaire dans la série de Williams pour obtenir un résultat précis, de sorte que la collection des données de la déformation ne convient pas là. Par conséquent, la région II est la zone la plus favorable pour des mesures précises de la déformation [6, 14, 15].

Dans ce travail, une représentation de quatre termes est décrite dans les équations de champ de déformations dont les deux premiers termes de chacune des séries $Z(z)$ et $Y(z)$ ont été retenus.

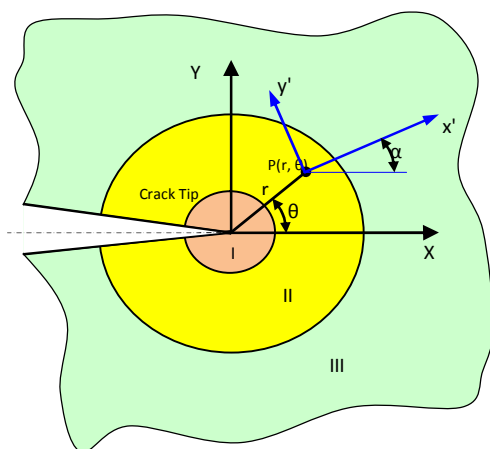


Fig. 1. Schémas d'illustration des trois régions associées à la pointe de la fissure et l'emplacement avec l'orientation des points de mesure de déformation.

posons $n = 0, 1$ et $m = 0, 1$, l'expression (2) devient:

$$Z(z) = A_0 z^{-1/2} + A_1 z^{1/2} \quad (5)$$

$$Y(z) = B_0 z^0 + B_1 z^1$$

Utilisons $z = r e^{i\theta}$, les équations (5) peuvent être réécrites comme suit:

$$Z = A_0 r^{-1/2} \left(\cos \frac{\theta}{2} - i \sin \frac{\theta}{2} \right) + A_1 r^{1/2} \left(\cos \frac{\theta}{2} + i \sin \frac{\theta}{2} \right) \quad (6)$$

$$Y = B_0 + B_1 r (\cos \theta + i \sin \theta)$$

où (r, θ) sont les coordonnées polaires, et A_0, A_1, B_0 et B_1 sont des coefficients inconnus qui peuvent être déterminés en utilisant la géométrie de l'éprouvette et les conditions de chargement.

Substitution les équations (6) dans les équations (4), on obtient:

$$\begin{aligned}
 E\varepsilon_{xx} &= A_0 r^{-1/2} \cos \frac{\theta}{2} \left[(1-\nu) - (1+\nu) \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\
 &\quad + 2B_0 + A_1 r^{1/2} \cos \frac{\theta}{2} \left[(1-\nu) + (1+\nu) \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] + 2B_1 r \cos \theta \\
 E\varepsilon_{yy} &= A_0 r^{-1/2} \cos \frac{\theta}{2} \left[(1-\nu) + (1+\nu) \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] \\
 &\quad - 2\nu B_0 + A_1 r^{1/2} \cos \frac{\theta}{2} \left[(1-\nu) - (1+\nu) \sin^2 \frac{\theta}{2} \right] - 2\nu B_1 r \cos \theta \\
 \mu\gamma_{xy} &= \frac{A_0}{2} r^{-\frac{1}{2}} \sin \theta \cos \frac{3\theta}{2} - \frac{A_1}{2} r^{1/2} \sin \theta \cos \frac{\theta}{2} - 2B_1 r \sin \theta
 \end{aligned} \tag{7}$$

II.1. Détermination de K_I

Utilisons la définition du facteur d'intensité de contrainte en mode I, on peut noter que [6]:

$$K_I = \sqrt{2\pi} A_0 \tag{8}$$

Une simple jauge de déformation est suffisante pour mesurer la constante A_0 donc en plaçant et en orientant la jauge indiqué sur la figure 1. Les déformations par rapport à un système de coordonnées rotationnel (x', y') avec son origine au point P (r, θ) (voir Fig. 1) sont évalués à partir du premier invariant de la déformation [16].

$$\varepsilon_{x'x'} + \varepsilon_{y'y'} = \varepsilon_{xx} + \varepsilon_{yy} \tag{9}$$

sachant que la forme complexe de l'équation de transformation de la déformation est:

$$\varepsilon_{yy'} - \varepsilon_{x'x'} + i\gamma_{xy'} = (\varepsilon_{yy} - \varepsilon_{xx} + i\gamma_{xy}) e^{2i\alpha} \tag{10}$$

Substituant les équations (7) dans les équations (10) de la déformation on obtient:

$$\begin{aligned}
 2\mu\epsilon_{x'x'} = & A_0 r^{-1/2} \left[\kappa \cos \frac{\theta}{2} - \frac{1}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \cos 2\alpha \right. \\
 & \left. + \frac{1}{2} \sin \theta \cos \frac{3\theta}{2} \sin 2\alpha \right] + B_0 (\kappa + \cos 2\alpha) \\
 & + A_1 r^{1/2} \cos \frac{\theta}{2} \left[\kappa + \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos 2\alpha - \frac{1}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin 2\alpha \right] \\
 & + B_1 r [(\kappa + \cos 2\alpha) \cos \theta - 2 \sin \theta \sin 2\alpha]
 \end{aligned} \quad (11a)$$

$$\begin{aligned}
 \mu(\epsilon_{x'x'} - \epsilon_{y'y'}) = & \frac{A_0}{2} r^{-1/2} \sin \theta \left[\sin \frac{3\theta}{2} \cos 2\alpha - \cos \frac{3\theta}{2} \sin 2\alpha \right] \\
 & - B_0 \cos 2\alpha + \frac{A_1}{2} r^{1/2} \sin \theta \left[\cos \frac{\theta}{2} \sin 2\alpha - \sin \frac{\theta}{2} \cos 2\alpha \right] \\
 & + B_1 r [2 \sin \theta \sin 2\alpha - \cos \theta \cos 2\alpha]
 \end{aligned} \quad (11b)$$

où $\kappa = (1 - \nu) / (1 + \nu)$

Les équations (11) donnent les relations entre K_I et la déformation mesurée avec un simple élément de jauge de déformation orientée à un angle α par rapport au système de coordonnées (x', y') .

Considérons les équations (11), le terme B_0 peut être éliminé en sélectionnant l'angle α de telle sorte que:

$$\cos 2\alpha = -\kappa = -\frac{1 - \nu}{1 + \nu} \quad (12)$$

De la même façon le terme A_1 peut être également éliminé en fixant

$$\kappa + \sin^2 \frac{\theta}{2} \cos 2\alpha - \frac{1}{2} \sin \theta \sin 2\alpha = 0 \quad (13)$$

qui peut être vérifié si

$$\tan \frac{\theta}{2} = -\cot 2\alpha \quad (14)$$

Ainsi, en plaçant une seule jauge de déformation, les angles α et θ sont choisis pour vérifier les équations (12) et (14), nous pouvons mesurer la déformation $\epsilon_{x'x'}$ qui est liée avec K_I par:

$$2\mu\epsilon_{x'x'} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \left[\kappa \cos \frac{\theta}{2} - \frac{1}{2} \sin \theta \sin \frac{3\theta}{2} \cos 2\alpha + \frac{1}{2} \sin \theta \cos \frac{3\theta}{2} \sin 2\alpha \right] \quad (15)$$

Dally et Sanford [13] ont montré que les angles α et θ dépendent seulement du coefficient de Poisson du matériau de l'éprouvette.

II.2 Evaluation de T-stress et le paramètre de biaxialité β

Plusieurs méthodes ont été proposées dans la littérature pour déterminer le T-stress pour des éprouvettes fissurées. La méthode de différence de contrainte (SDM) proposée par Yang et Ravi-Chandar [17] a été largement utilisée. D'une manière générale, le T-stress peut être évalué en fonction des expressions suivantes:

$$\begin{aligned} \text{pour } \theta = 0^\circ \text{ où } \pm 120^\circ, & \quad T = \sigma_{xx} - \sigma_{yy} \\ \text{pour } \theta = \pm 60^\circ \text{ où } \pm 90^\circ, & \quad T = \sigma_{xx} - \sigma_{yy} / 3 \\ \text{pour } \theta = 0^\circ, & \quad T = \sigma_{xx} \end{aligned} \quad (16)$$

Utilisons les équations (7), la différence de déformation normale peut être écrite comme suit:

$$\begin{aligned} E(\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}) = & -2A_0 r^{-1/2} (1 + \nu) \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} + 2B_0 (1 + \nu) \\ & + 2A_1 r^{1/2} (1 + \nu) \cos \frac{\theta}{2} \sin^2 \frac{\theta}{2} + 2(1 + \nu) B_1 r^1 \cos \theta \end{aligned} \quad (17)$$

Il est évident de noter que les trois valeurs de θ , (0° , $\pm 120^\circ$ et $\pm 180^\circ$) dans l'expression de déformation le coefficient dominant A_0 peut être éliminé en prenant en compte la différence normale de déformation ($\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}$). En même temps, l'angle $\theta = \pm 180^\circ$ n'est pas un choix possible en raison de la difficulté pratique. Substituant $\theta = \pm 120^\circ$ dans l'équation (17) tel que recommandé par Malesky et al. [5], on obtient la relation suivante pour la différence de déformation normale.

$$\frac{E}{1 + \nu} (\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}) \approx 2B_0 + \frac{3A_1 r^{1/2}}{4} - A_2 r \quad (18)$$

Ici, pour évaluer le T-stress, nous pouvons tronquer la série soit à $r^{1/2}$ terme ou à r^0 terme. Ensuite, on obtient respectivement les relations suivantes:

$$T = \frac{E}{1 + \nu} (\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}) \approx 2B_0 + \frac{3A_1 r^{1/2}}{4} \quad (19)$$

$$T = \frac{E}{1 + \nu} (\varepsilon_{xx} - \varepsilon_{yy}) \approx 2B_0 \quad (20)$$

Il convient de souligner à ce stade que les valeurs de la différence de déformation normale dans des éprouvettes de dimension finie doivent être mesurées à une distance au-delà de $r = 0.6B$, où B est l'épaisseur de l'éprouvette afin d'éviter les effets tridimensionnelles (3D) au fond de la fissure [6]. Leever et Radon [18] ont introduit un paramètre de biaxialité β qui est lié à T-stress par l'équation suivante:

$$\beta = \frac{T\sqrt{\pi a}}{K_I} \quad (21)$$

Il est intéressant de noter que l'aspect essentiel de ce travail par rapport aux autres approches existantes est basé sur l'utilisation de jauges de déformations virtuelles pour le calcul des paramètres de rupture (Fig. 2). En outre, la raison qui rend cette approche innovante est son application sur des configurations complexes sous chargements statiques et dynamiques et pour divers matériaux fissurés. D'autre part, cette méthode semble être assez simple et donne une mesure efficace et précise des différents paramètres de la mécanique de la rupture.

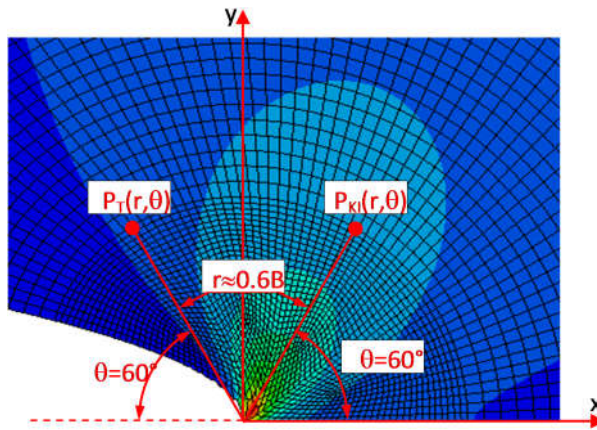


Fig. 2. Emplacement des jauges virtuelles de déformation au voisinage d'une pointe de fissure.

III. Résultats et discussion

Dans cette section une éprouvette en flexion à trois points (TPB) normalisée a été examinée (Fig.3) pour diverses conditions de chargement. Une analyse par éléments finis a été exploitée pour déterminer K_I et T-stress en premier mode de rupture en utilisant la méthode des jauges virtuelles de déformation implantées dans le logiciel Abaqus [19]. La mécanique linéaire (élastique) de la rupture (LEFM) a été assumée comme condition. Afin de prédire correctement le comportement mécanique à la pointe de la fissure, des éléments spéciaux avec un maillage extrêmement raffiné ont été utilisés.

Dans ce travail numérique nous avons adoptés les mêmes positions de jauge de déformations utilisées expérimentalement pour la détermination de K_I et le T-stress. En effet, le calcul de K_I et le T-stress ont été effectués en positionnant un double élément de jauges virtuelles de déformation pour $\theta = 60^\circ$ et $\theta = 120^\circ$, respectivement, avec $r = 0.63 B$ tel que recommandé par

Maleski et al. [5]. La première a été utilisée pour l'enregistrement de l'historique des déformations pour la détermination de K_I et le second a été utilisé pour l'enregistrement de l'historique des déformations pour le calcul de T-stress. Ensuite, ces valeurs ont été converties en K_I et T-stress en utilisant les équations (15) et (20), respectivement. Le paramètre de biaxialité β dans ce cas a été calculé en utilisant l'équation (21). Les résultats numériques obtenus ont été comparés aux résultats expérimentaux donnés par Maleski et al. [5], dans lequel une description des techniques expérimentales utilisées pour mesurer les paramètres peut être également trouvée en détail.

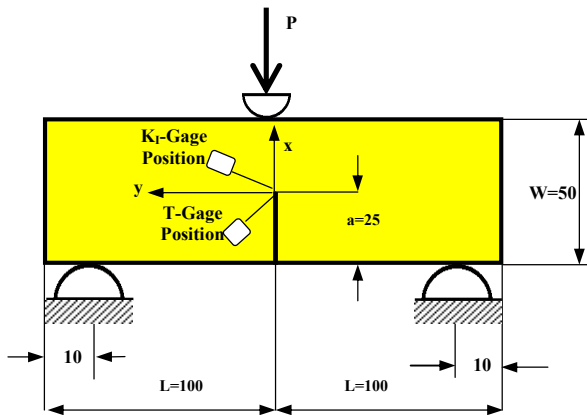


Fig. 3. Schémas illustratif de positionnement des jauges par rapport à la pointe de fissure pour une éprouvette TPB.

Afin de valider et développer l'approche proposée dans ce travail, cet exemple a été pris similaire à celui traité expérimentalement par Malesky et al. [5]. Il se compose d'une éprouvette en flexion à trois points (TPB) sous une charge d'impact (Fig. 3). Les caractéristiques géométriques de cette éprouvette sont les suivantes: la longueur de l'éprouvette $2L = 200$ mm, la largeur $W = 50$ mm, l'épaisseur de l'éprouvette $B = 6$ mm et $a = 10$ et 25 mm ($a/W = 0.2$ et 0.5).

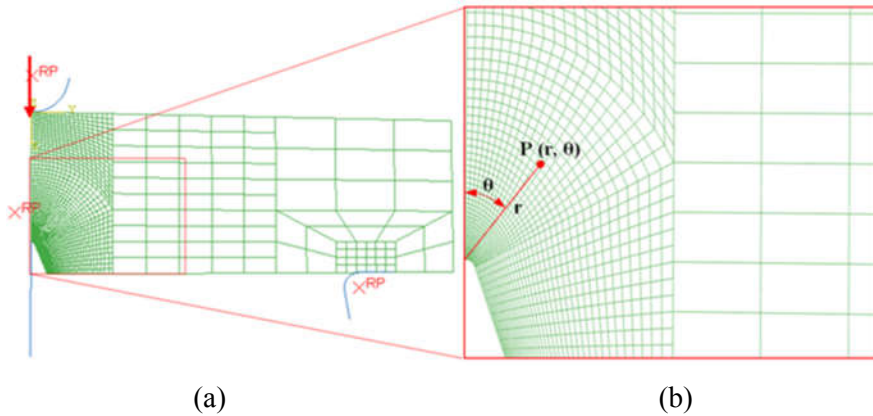


Fig. 4. Modélisation de l'éprouvette: (a) Maillage et conditions aux limites de la moitié de l'éprouvette, (b) Détail du maillage raffiné à proximité de la pointe de fissure.

L'éprouvette a été réalisée en époxy avec les caractéristiques mécaniques suivantes [5]: $E = 4.37$ GPa (module de Young), $\nu = 0.353$ (coefficient de Poisson), $\rho = 1139 \text{ kg/m}^3$ (la densité). Pour des raisons de symétrie (géométrie et charge) nous avons modélisés que la moitié de l'éprouvette (Fig. 4.a), au voisinage proche de la fissure le maillage a été raffiné (Fig. 4.b). Le nombre des éléments utilisés dans cette analyse numérique est de 1475 éléments de type Q8R avec 1702 nœuds. Les positions des jauges virtuelles de déformations sont situées à un rayon $r = 5.5$ mm et un angle $\theta = 60^\circ$ pour la détermination de K_I et $\theta = 120^\circ$ pour la détermination de T (voir Figs. 2-3).

Les paramètres de rupture (K_I , T -stress et le paramètre de biaxialité) ont été calculés pour différentes charges par la modélisation classique des éléments finis et en utilisant la méthode des jauges virtuelles de déformation. Les résultats obtenus pour K_I et le paramètre de biaxialité β sont illustrés sur la figure 5. On peut constater que les résultats obtenus par la méthode proposée sont en bon accord avec ceux des données expérimentales rapportées par Malesky et al. [5]. En outre, on peut observer que le FIC augmente de manière linéaire avec l'augmentation de la charge appliquée (Fig. 5.a). Cependant, le paramètre de biaxialité reste à peu près constant par rapport à l'augmentation de la charge appliquée (Fig. 5.b).

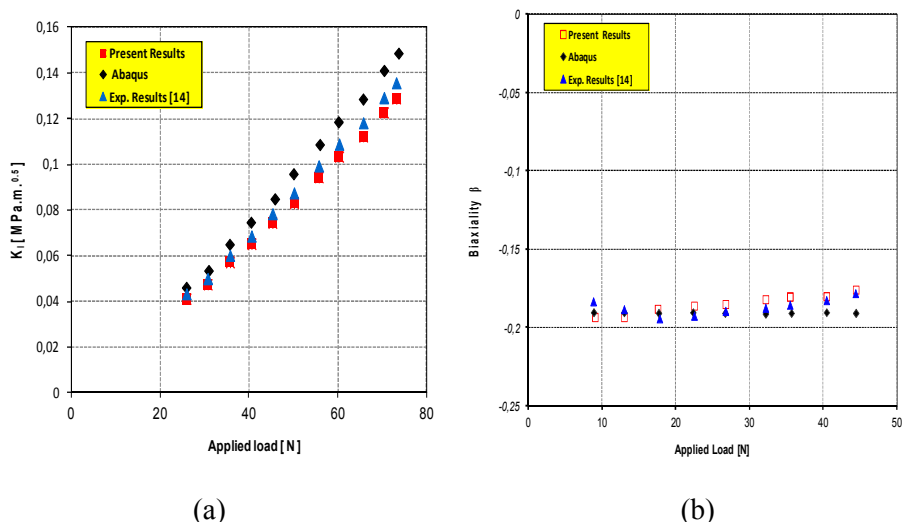


Fig. 5. Comparaisons entre les résultats numériques et expérimentaux de l'évolution de (a) K_I et du (b) Paramètre de biaxialité en fonction de la charge appliquée.

Des simulations par éléments finis ont également été menées sous un état de contrainte plane sous un chargement dynamique afin de vérifier la méthode proposée pour atteindre des valeurs temporaires de K_I et de T-stress. Le même modèle d'éléments finis représenté sur la figure 4 a été utilisé pour les simulations dynamiques. Le modèle a été chargé par la force donnée par Malesky et al. [5] pour une vitesse de 1,5 m/s. Le schéma d'intégration temporelle implicite de la méthode de Newmark a été utilisé dans les simulations.

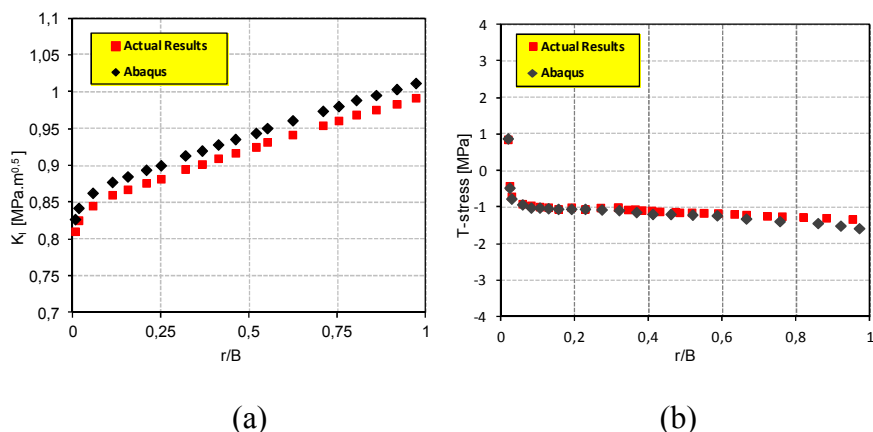


Fig. 6. Comparaison entre les résultats numériques et d'extrapolations pour $a/W = 0,5$ en fonction de r/B pour l'évaluation de: (a) FIC et (b) T-stress.

Les résultats numériques, en utilisant la méthode des jauges virtuelles de déformation, ont été utilisés pour calculer les valeurs de K_I et le T-stress au cours de la durée d'application de la force. L'évolution de K_I et de T-stress en fonction de la distance radiale r/B sont représentés sur la figure 6.

On peut constater que les différences entre les résultats obtenus par la méthode proposée et ceux donnés par Malesky et al. [5] sont de 1,8% pour K_I et 4,5% pour T-stress. En outre, on peut observer que le FIC augmente avec l'augmentation du rapport (r/B). Par contre une augmentation au niveau du rapport r/B entraîne une légère diminution de T-stress, une bonne linéarité a été observée pour $r/B > 0.1$.

IV. Conclusion

Dans ce travail, une évaluation numérique des paramètres de rupture, tels que, le FIC, le T-stress et le paramètre de biaxialité par l'utilisation de la méthode des jauges virtuelles de déformation, a été proposée. Une éprouvette (TPB) a été examinée pour mettre en évidence l'efficacité et l'applicabilité de cette méthode numérique. Des simulations numériques ont été réalisées dans des conditions statiques pour l'éprouvette TPB, une faible vitesse d'impact a été imposée cette éprouvette. Afin d'illustrer l'efficacité de la méthode proposée, les résultats obtenus ont été comparés aux résultats expérimentaux publiés antérieurement et ceux obtenus en utilisant directement le logiciel ABAQUS.

Selon les résultats obtenus un bon accord a été trouvé entre la méthode proposée et les données expérimentales ou de la méthode d'extrapolation utilisant le logiciel ABAQUS. En outre, il a été démontré que la méthode des jauges virtuelles de déformation peut être appliquée de manière efficace dans le cas des conditions statiques ou dynamiques pour les éprouvettes fissurées en PMMA soumises aux différents types de chargement. Les résultats ont montré que les angles de 60° et 120° (utilisés pour l'étude expérimentale) avec la distance radiale $r = 0.6 B$ sont également les positions optimales pour localiser les jauges virtuelles de déformation.

Enfin, il convient de noter que d'autres expériences et des simulations numériques doivent être effectuées afin de vulgariser la méthode proposée en mettant en évidence les effets d'autres paramètres, tels que la géométrie du composant, les propriétés du matériau, le profil de la fissure et les vitesses d'impact et un travail dans ce sens est en cours de développement.

Références

- [1] Williams, M.L. (1957). On the stress distribution at the base of a stationary crack, J. Appl. Mech, 24, 109-114.
- [2] Rice, J.R. (1974). Limitations to the Small-scale Yielding Approximations for Crack Tip Plasticity, J. Mech. Phys. Solids, 22, 17-26.

- [3] Hancock, J.W., Reuter, W.G., Parks, D.M. (1993). Constraint and toughness parameterized by T. In: Hackett, E.-M. Schwalbe, K.-H. and Dodds, R.H. (Eds.) *Constraint Effects in Fracture*, ASTM STP 1171. Philadelphia, PA: American Society for Testing and Materials, 21-40.
- [4] Berger, J.R., Dally, J.W. (1988). An over deterministic approach for measuring $K_{\sim}$ using strain gages. *Exp. Mech*, 28, 142-145.
- [5] Malesky, M.J., Kirugulige, M.S., Tippur, H.V. (2004). A Method for Measuring Mode I Crack Tip Constraint Under Static and Dynamic Loading Conditions, *Soc. Exp. Mech*, 44(5), 522-532.
- [6] Swamy, S., Srikanth, M.V., Murthy, K.S., Robi, P.S. (2008).determination of mode I stress intensity factors of complex configurations using strain gages, *J. Mech. Mat. Struct*, 3(7), 1239-1255.
- [7] Sanford, R.J. (2002). *Principles of Fracture Mechanics*. Prentice-Hall, Englewood Cliffs, NJ: Prentice-Hall.
- [8] Paulino, G.H., Kim, J.H. (2004).A new approach to compute T-stress in functionally graded materials by means of the interaction integral method, *Engng. Fract. Mech*, 71, 1907-1950.
- [9] Broberg, K.B. (2005). A note on T-stress determination using dislocation arrays, *Int. J. Fract*, 131(1), 1–14.
- [10] Sumpter, J.D.G. (1993). Constraint effects in fracture, ASTM STP 1171. Philadelphia, USA.
- [11] Smith, D.J., Ayatollahi, M.R., Pavier, (2001). The role of T-stress in brittle fracture for linear elastic materials under mixed-mode loading, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.* 24(2), 137-150.
- [12] Khelil, F., Belhouari, M., Benseddiq, N., Talha, A. (2014) A Numerical Approach for the Determination of Mode I Stress Intensity Factors in PMMA Materials, *Eng. Technol. Appl. Sci. Res*, 4 (3), 644-648.
- [13] Westergaard, H.M. (1939). Bearing Pressure and Cracks, *J. Appl. Mech*, 6 A49-A53.
- [14] Dally, J.W., Sanford, R.J. (1987). Strain gage methods for measuring the opening mode stress intensity factor K_t , *Exp. Mech*, 27, 381-388.
- [15] Sarangi, H., Murthy, K.S.R.K., Chakraborty, D. (2010). Radial location for strain gages for accurate measurement of mode I stress intensity factor, *Mater. Design*, 31, 2840-2850.
- [16] Dally, J.W., Sanford, R.J. (1990). Measuring the Stress Intensity Factor for Propagating Cracks with Strain Gages, *J. Test. Eval*, 18 (4), 240-249.
- [17] Yang, B., Ravi-Chandar, K. (1999). Evaluation of T-stress by stress difference method. *Engng. Fract. Mech*, 64, 589-605.
- [18] Leever, P.S., Radon, J.C. (1983). Inherent stress biaxiality in various fracture specimen geometries, *Int. J. Fract*, 19, 311-325.
- [19] SIMULIA ABAQUS, 6.9.3 EF1. (2010). User's manual, Swanson Analysis Systems.



Analyse numérique du comportement biomécanique de la greffe d'une prothèse d'épaule inversée sous différents mouvements d'abduction du bras

S. Mebarki, B. Aour

Laboratoire de biomécanique appliquée et biomatériaux, Département de génie mécanique,
Ecole National Polytechnique d'Oran
salah.mebarki@enp-oran.dz.

Résumé : Il a été observé un phénomène d'encoche sur la prothèse d'épaule totale inversée utilisée couramment. En position basse du bras, une partie de l'implant rentre en contact avec l'omoplate et donc crée au fil du temps une détérioration de l'os. Il a alors été trouvé de nouvelles solutions pour palier à ce problème, et parmi les solutions proposées est la méthode latéralisée avec greffe osseuse, mais l'inconvénient de cette méthode est la reconstruction de la greffe dans le cas de la révision de la prothèse. Le but est donc d'étudier ces nouveaux matériaux qui peuvent remplacer l'os dans cette reconstruction. Nous allons comparer le comportement de ces matériaux et leurs impacts sur l'omoplate. Cette comparaison est réalisée sur le mouvement d'abduction du bras à 30°, 60° et 90°. Pour ce faire, nous avons conçu la prothèse sous Solidworks afin d'étudier les résistances mécaniques en utilisant les simulations par éléments finis. Des concentrations de contraintes sont observées localement mais restent insuffisantes pour porter préjudice à l'ensemble de l'articulation prothétique de l'épaule.

Mots clés: Epaule, Eléments finis, Biomécanique, Prothèse d'épaule, Encoche

Numerical analysis of the biomechanical behavior of the graft of an inverse shoulder prosthesis under different abduction movements of the arm

Abstract- A notch phenomenon was observed on the commonly used reverse total shoulder prosthesis. In the lower position of the arm, a part of

the implant comes into contact with the scapula and thus creates over time a deterioration of the bone. New solutions have been found to overcome this problem, and among the proposed solutions is the lateralized method with bone graft, but the disadvantage of this method is the reconstruction of the graft in the case of revision of the prosthesis. The aim of this work is to study these new materials which can replace the bone in this reconstruction. We will compare the behavior of these materials and their impact on the scapula. This comparison is made on the abduction movement of the arm at 30°, 60° and 90°. To this end, we designed the prosthesis under Solidworks in order to study the mechanical resistances using the finite element simulations. Stresses concentrations are observed locally but remain insufficient to damage the entire prosthetic joint of the shoulder.

Key words: Shoulder, Finite element, Biomechanics, Shoulder prosthesis, Notch.

I. Introduction

L'épaule est probablement une des articulations les plus complexes du corps humain en particulier du fait de son ambivalence. En effet, elle est caractérisée d'une part par son importante mobilité, mais également par sa stabilité. Ainsi, il est possible de réaliser toutes sortes de mouvements de grandes amplitudes, tout en assurant un maintien adéquat de l'articulation. De nombreux facteurs pathologiques et traumatiques peuvent venir troubler cet équilibre. Parmi ceux-ci, citons les fractures, l'arthrose, ou encore les ruptures d'un ou plusieurs muscles de la coiffe des rotateurs. Les conséquences de telles affections peuvent être dramatiques, associant douleurs et pertes de fonctions importantes. Dans les cas les plus avancés, la pose d'une prothèse peut être indiquée afin de restaurer la mobilité et diminuer la douleur [1]. L'implantation de cette prothèse a des nombreux problèmes, et le problème majeur, et celui sur lequel notre sujet est basé. Le problème d'encoche qui survient lorsque l'implant vient rentrer en contact avec l'omoplate. Ces complications ont pour effet de détériorer prématurément l'implant (au niveau de la cupule) et causer des douleurs et conséquences graves pour le patient. L'apparition d'une encoche est corrélée à une dégradation du résultat clinique qui à moyen et long termes semblent préoccupants. De plus, Les débris d'usure du polyéthylène génèrent une réaction granulomateuse, responsable de l'agrandissement de l'encoche. Pour traiter ce problème, plusieurs modèles ont été proposés. Dans ce travail, nous sommes intéressés par le modèle latéralisée avec greffe osseuse, en proposant des matériaux pour remplacer l'os de greffe afin de comparer leur comportement et leur effet sur l'omoplate dans des situations similaires.

II. Anatomie de l'épaule

L'épaule se compose de trois os comme illustre la figure1 ci-dessous.

L'omoplate (la scapula) : C'est un os plat en forme de triangle à pointe inférieure. Situé à la face supérieure et postérieure du thorax. Il possède une face antérieure (la fosse sous-scapulaire) et une face postérieure (divisée en 2 parties par une sailli transversale => L'épine de la scapula) [2].

La clavicule : Os long et fin situé à la partie supérieure du thorax en interne du sternum et en externe de la scapula fixée par l'acromion. L'ensemble des deux scapulas des deux clavicules et des articulations qui les unissent constitue la ceinture scapulaire [2].

L'humérus : Constitue les squelettes du bras. C'est un os long qui s'articule en haut avec la scapula et en bas avec le cubitus et le radius. Il est en contact étroit avec l'artère humérale et le nerf radial et cubital. Tout traumatisme de cet os, qu'il s'agisse de la diaphyse ou des épiphyses, risque de se compliquer de graves lésions vasculo-nerveuses [2].

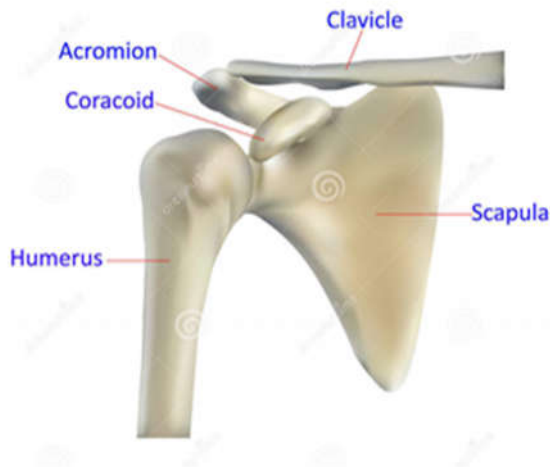


Fig.1. Anatomie ousseuse de l'épaule.

III. La biomécanique de l'épaule

Abduction: c'est l'écartement du membre supérieur du tronc à partir de la position de référence exécuté dans un plan frontal autour d'un axe antéro-post contenu dans un plan sagittal. Amplitude: 180°.

Les quatre phases d'abduction:

- ✓ $0^{\circ} - 10^{\circ}$: (impulsion par les sus épineux qui écarte légèrement l'humérus).
- ✓ $10^{\circ} - 90^{\circ}$: (action puissante du deltoïde limitée vers le haut lorsque le bras atteint l'horizontale car le tubercule majeur bute contre l'acromion).
- ✓ $90^{\circ} - 150^{\circ}$: (basculer en rotation latérale de la scapula – mouvement de sonnette de l'inter -serrato-thoracique - muscles de contrôle : trapèze-rhomboides - élévateur (angulaire) de la scapula-dentelé antérieur et grand dorsal).
- ✓ $150^{\circ}-180^{\circ}$:(inclinaison latérale du rachis vertébral et verticalisation totale du bras) [3].

IV. Pathologie de l'épaule

IV.1. Arthroses de l'épaule

On entend par arthrose de l'épaule l'usure des cartilages de l'articulation gléno-humérale (entre l'omoplate et l'humérus). Lorsque le cartilage disparaît, les surfaces osseuses sont directement en contact l'une contre l'autre, ce qui entraîne la douleur. Le nom scientifique de l'arthrose est l'omarthrose.

On en distingue deux grands types :

- L'arthrose de l'épaule centrée.
- L'arthrose de l'épaule excentrée (ascension de la tête de l'humérus), consécutive à une ancienne rupture de la coiffe des rotateurs [4].

IV.2. La rupture des coiffes des rotateurs

La coiffe des rotateurs est un groupe de tendons jointifs qui recouvrent la tête de l'humérus. Leur action est essentielle pour la fonction de l'épaule. Elle permet à la tête humérale qui forme avec sa cavité réceptrice « la glène » une articulation suspendue qui va devoir rester centrée dans toutes les positions.

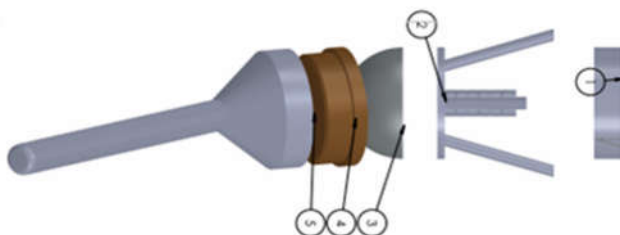
Avec l'âge les tendons de la coiffe deviennent plus minces et les muscles moteurs de ces tendons moins puissants.

Au début c'est le tableau du conflit sous acromial (CSA) puis il peut se produire une rupture partielle de la coiffe du tendon du sus-épineux, de ce fait la coiffe est déficiente et sous l'action du deltoïde il se produit lors de

l'élévation du bras une ascension de la tête humérale. Cette ascension entraîne un conflit qui peut être douloureux et favorise l'extension et l'aggravation des lésions vers les autres tendons (sous-scapulaire en avant et sous-épineux en arrière) aggravant la taille de la rupture. Il y a donc une aggravation inéluctable des lésions qui devra être stoppée soit, par une rééducation appropriée soit par un geste de réparation chirurgical des tendons [4].

III. Conception de la géométrie de la prothèse

Le dessin de la prothèse a été fait à l'aide du logiciel SOLIDWORKS comme illustre la figure 2 :



No.	NUMERO DE PIECE	QTE
1	Grefe	1
2	Support Vis	1
3	Glénosphère	1
4	Cupule	1
5	Tige Diaphysaire	1

Fig. 2. Dessin d'ensemble de la prothèse étudiée.

IV. Détermination des efforts appliqués

Notre but principal est de proposer certains matériaux qui peuvent remplacer l'os dans la méthode latéralisée avec greffe osseuse afin de comparer leur comportement et l'influence de ces matériaux sur l'omoplate.

Dans cette étude on considère que l'effort en compression subit par le bras est principalement dû au muscle deltoïde car c'est ce muscle qui permet de lever le bras. Dans la littérature, nous avons trouvé trois modèles représentant l'effort total nécessaire dans l'épaule en fonction de l'angle

d'abduction du bras pour trois personnes effectuant trois différents gestes comme le montre la figure 3 :

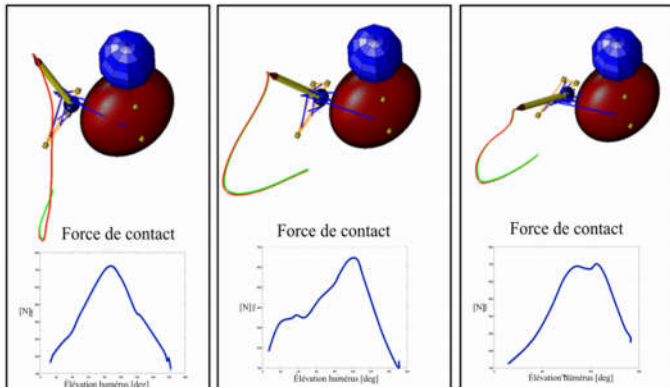


Fig. 3. Représentation graphique des trois modèles représentant la force appliquée à l'articulation en fonction de la position du bras en cas de trois différents gestes [5].

La dernière hypothèse de travail concerne la surface d'application de la force sur la glénosphère : Pour se rapprocher de la réalité on va changer la surface de l'application de la force en fonction de la position du bras. Pour ce faire, nous avons choisi de subdiviser la glénosphère en quatre parties. Schématiquement, nous pouvons les résumer comme l'illustre la figure 4.

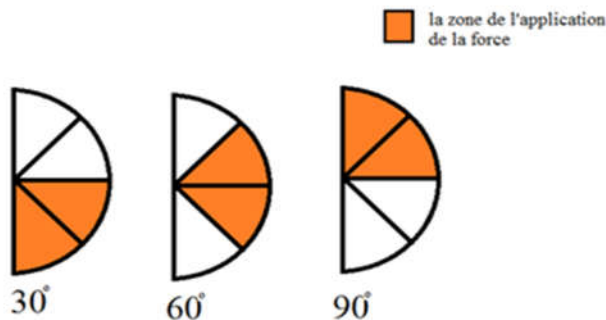


Fig. 4. Surfaces de la glénosphère en contact suivant la position du bras.

V. Résultats et discussion

Dans cette partie on va changer les matériaux de la greffe, et pour chaque matériaux on tracera le graphe de la distribution des contraintes sur le périmètre de la greffe là où les contraintes sont maximales comme l'illustre

les figures 5a, 5b et 5c pour les différents gestes et dans les différentes positions de bras en mouvement d'abduction (30° , 60° , 90°).

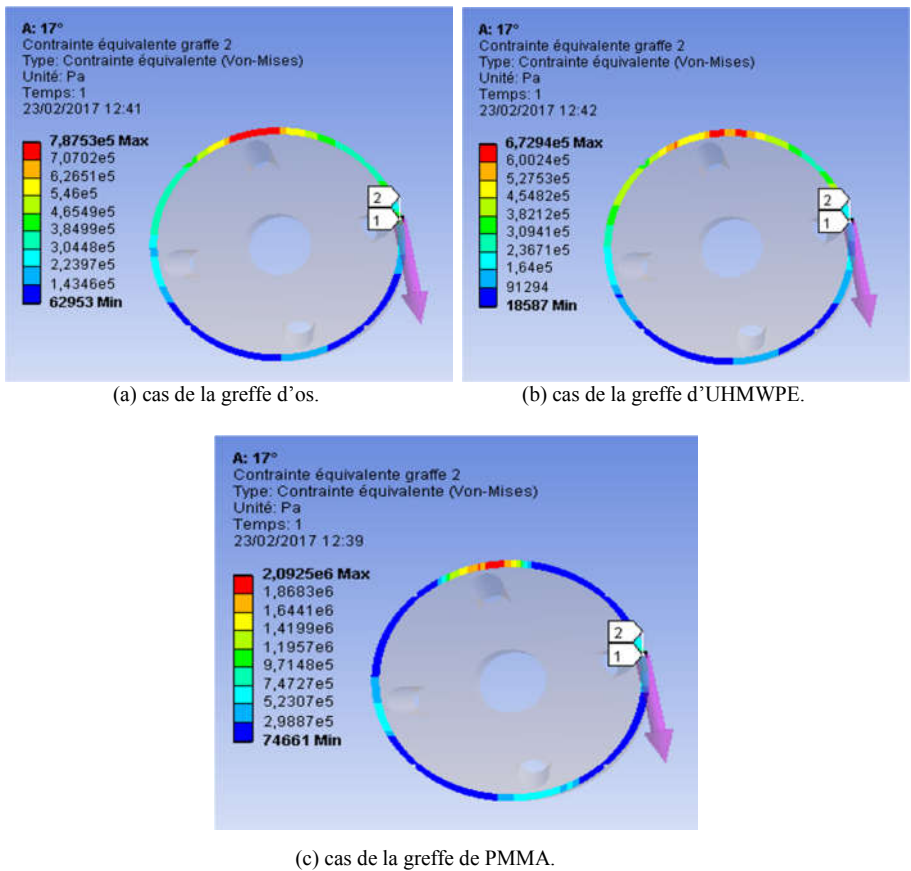


Fig. 5. Distribution des contraintes le long du contour de la greffe pour différents matériaux.

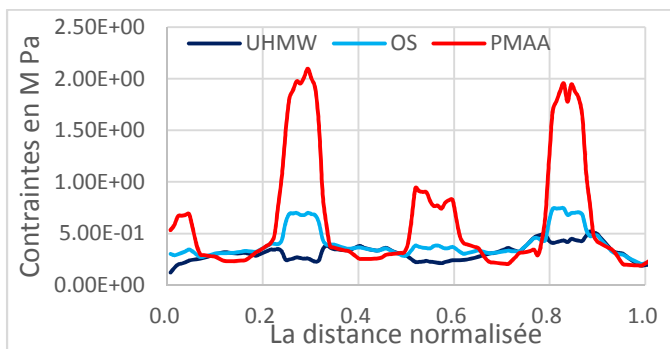
V.1. Cas de premier geste

Le tableau suivant représente la force appliquée sur la glénosphère en fonction de la position du bras en mouvement d'abduction pour le geste1:

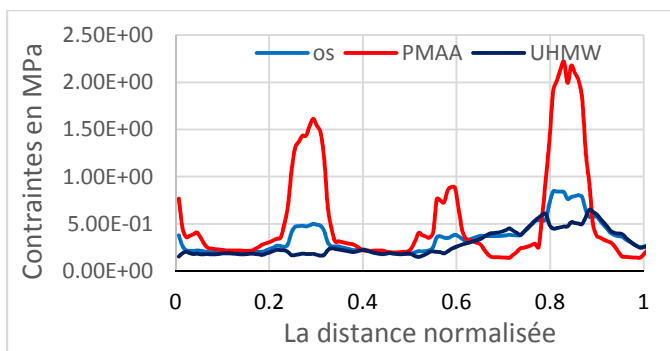
Force de contact (N)	280	480	710
Elévation de l'humérus (degrés)	30	60	90

La figure 6 illustre la distribution des contraintes le long du contour de la greffe pour le premier geste. On peut remarquer que la variation des

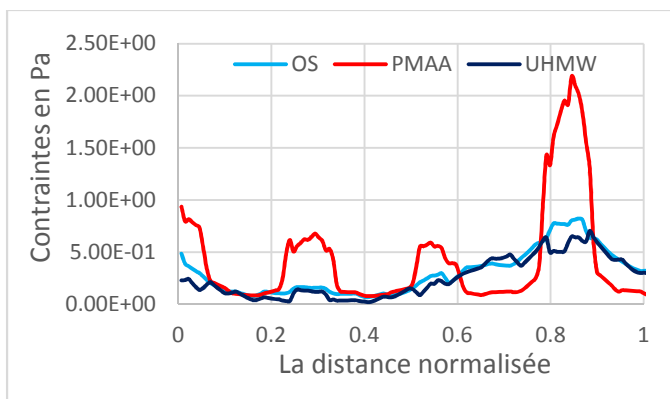
contraintes dans le polyéthylène à ultra haut poids moléculaire (UHMWPE) est plus proche que celle de la greffe d'os. Il est important de noter également que la contrainte maximale pour le cas de l'os est de 0.8 MPa, pour le cas du polyéthylène (UHMWPE) est de 0.7MPa, alors que pour le cas de polyméthacrylate de méthyle (PMMA) est de 2.5MPa.



(a) Position de 30°



(b) Position de 60°



(c) Position de 90°

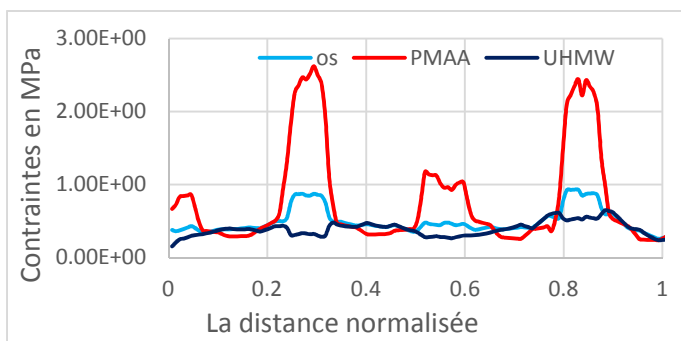
Fig. 6. Distribution des contraintes le long du contour de la greffe pour le premier geste.

V.2. Cas du deuxième geste :

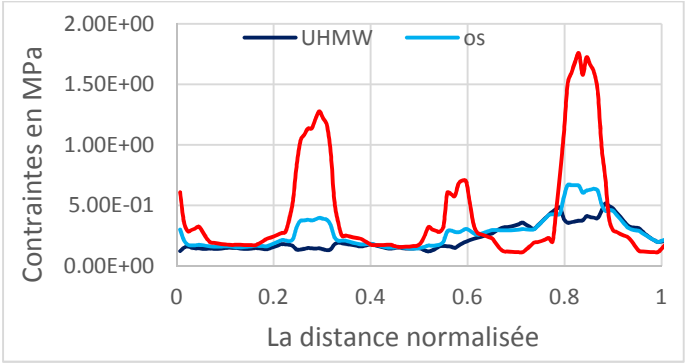
Le tableau suivant représente la force appliquée sur la glénosphère en fonction de la position du bras en mouvement d'abduction pour le geste 2:

Force de contact (N)	350	390	560
Elévation de l'humérus (degrés)	30	60	90

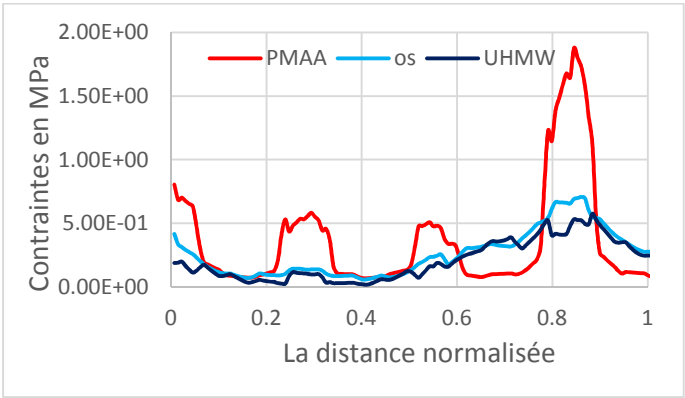
La distribution des contraintes le long du contour de la greffe pour le cas du deuxième geste est illustré par la figure 7. Les mêmes tendances de variation de contraintes que celles du premier geste ont été également remarquées pour le second geste, c-à-d, le comportement le plus proche de l'os est celui du polyéthylène (UHMWPE). Pour ce second geste, les contraintes maximales sont comme suit: pour le cas de l'os est de 0.95 MPa, pour le cas de UHMWPE est de 0.6 MPa, alors que pour le cas de PMMA est de 2.6 MPa.



(a) Position de 30°



(b) Position de 60°



(c) Position de 90°

Fig. 7. Distribution des contraintes le long du contour de la greffe pour le deuxième geste.

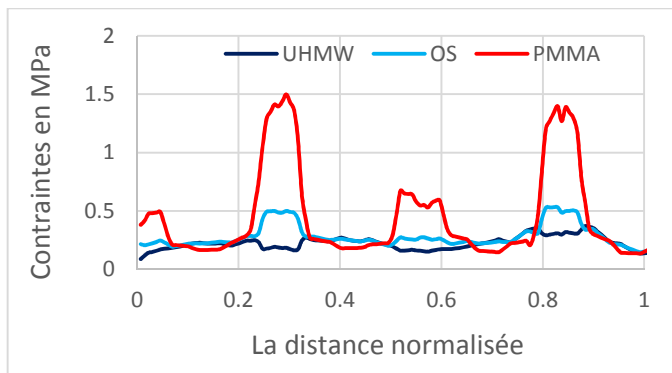
V.3. Cas du troisième geste

Le tableau suivant représente la force appliquée sur la glénosphère en fonction de la position du bras en mouvement d’abduction pour le geste 3:

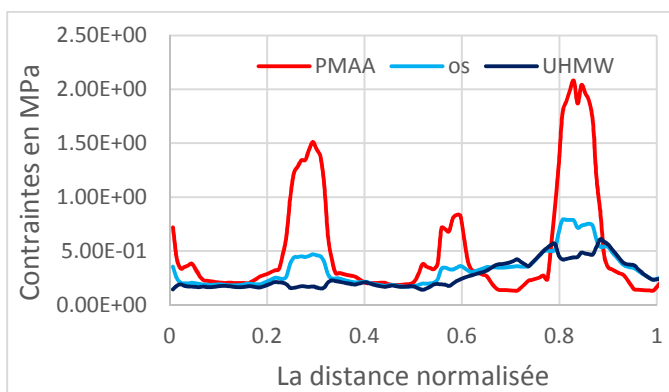
Force de contact (N)	250	410	680
Elévation de l’humérus (degrés)	30	60	90

La figure 8 montre la distribution des contraintes le long du contour de la greffe pour le troisième geste. Les mêmes tendances de variation de contraintes que celles du premier geste ont été aussi constatées, c-à-d, le

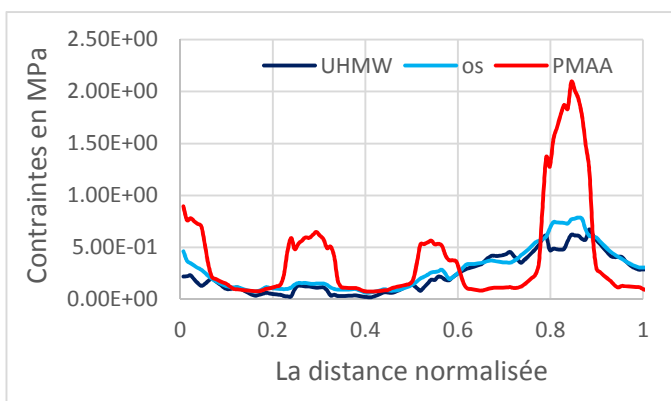
comportement le plus proche de l'os est celui du polyéthylène (UHMWPE). On note également que la contrainte maximale pour le cas de l'os est de 0.75 MPa, pour le cas du polyéthylène (UHMWPE) est de 0.6 MPa, alors que pour le cas de polyméthacrylate de méthyle (PMMA) est de 2.1 MPa.



(a) Position de 30°



(b) Position de 60°



(c) Position de 90°

Fig. 8. Distribution des contraintes sur la greffe pour le troisième geste.

VI. Conclusion

Les objectifs de notre étude étaient donc de proposer des matériaux qui peuvent remplacer l'os dans la construction de la greffe afin d'analyser leur comportement dans des situations similaires et les comparer à celui de l'os. Afin de répondre à cette problématique, nous avons pu concevoir dans un premier temps ce nouveau modèle de prothèse sous le logiciel de conception Solidworks. Dans un second temps, le logiciel ANSYS Workbench a été utilisé pour mener une analyse des différents efforts appliqués et des contraintes résultantes. L'accent a été mis sur le mouvement d'abduction du bras car c'est ce geste qui sollicite le plus l'articulation de l'épaule. Ce mouvement a été étudié dans trois positions précises, 30°, 60° et 90° pour trois différents gestes. La difficulté dans cette partie a été de simuler les conditions anatomiques réelles dans l'épaule. Nous avons essayé de se rapprocher au mieux de la réalité tout en mettant l'accent sur la comparaison du comportement des différents matériaux dans des conditions identiques.

Finalement, nous avons constaté que le polyéthylène à ultra haut poids moléculaire (UHMWPE) est le biomatériau le mieux placé pour remplacer l'os dans la reconstruction des greffes.

Références

- [1] Chery Johann et Diakite Julien, Etude biomécanique de la prothèse d'épaule et calculs en éléments finis. 2012.
- [2] Sins L.: "Étude expérimentale et numérique d'arthroplasties totales anatomiques de l'épaule." Thèse par articles présentée à l'école de technologie supérieure du QUÉBEC. 2014.
- [3] Lahouel A., Anatomie et biomécanique de l'épaule, Centre hospitalier et universitaire d'Oran Service de Médecine Physique et de Réadaptation Fonctionnelle.
- [4] http://chirurgie-epaule-fontvert.fr/problemes_traites.html.
- [5] Isabelle P., Analyse cinématique et biomécanique de l'épaule lors d'activités de la vie quotidienne, http://sti.epfl.ch/files/content/sites/sti/files/shared/sgm/masterprojects/Poster_Pretre.pdf



Etude numérique de la déformation plastique des polymères au cours de l'extrusion angulaire dans des matrices à deux coudes

B. Aour *, A. Mitsak, M.S. Bennouna, A. Draï, F. Benaoum, F. Khelil

Laboratory of Applied Biomechanics and Biomaterials (LABAB), National Polytechnic School of Oran, Algeria

**Contact: ben_aour@yahoo.fr*

Résumé- Parmi les divers procédés de déformation plastique sévère, l'extrusion angulaire à section constante (ECAE) introduit une grande déformation plastique dans un échantillon en la déplaçant à travers deux canaux se croisant sans changement substantiel de ses dimensions. Dans ce travail, une analyse par éléments finis du comportement d'un polyéthylène à haute densité au cours de l'extrusion angulaire à deux coudes (2-ECAE) a été présentée en utilisant des matrices de 90° et 120°. Pour ce faire, les paramètres matériaux d'un modèle phénoménologique élasto-viscoplastique ont été dérivés des essais de compression à différentes températures et vitesses de déformations. Un bon accord a été trouvé entre le modèle identifié et les résultats expérimentaux. Ensuite, les effets des angles de canal, la longueur et l'épaisseur du canal intermédiaire sur la distribution de la déformation plastique équivalente et la force d'extrusion ont été analysés. Des recommandations sur les conditions du processus ont été proclamées à la fin de ce travail.

Mots clés: Polymères, ECAE, déformation plastique, Eléments finis.

Numerical study of plastic deformation of polymers during angular extrusion in two-elbows dies

Abstract- Among the various methods of severe plastic deformation, Equal Channel Angular Extrusion (ECAE) introduces a large plastic deformation in a sample by moving it through two crossing channels without substantial change in its dimensions. In this work, a finite element analysis of the behavior of a high density polyethylene in two-turn (2-ECAE) angular extrusion was presented using 90° and 120° dies. To this end, the material parameters of an elasto-viscoplastic phenomenological model were derived from compressive tests at different temperatures and strain rates. A good agreement was found between the identified model and the experimental

results. Then, the effects of the channel angles, the length and thickness of the intermediate channel on the distribution of the equivalent plastic strain and the extrusion force were analyzed. Recommendations on the conditions of the process were proclaimed at the end of this work.

Key words: Polymers, ECAE, plastic deformation, Finite elements.

I. Introduction

L'extrusion angulaire à égales sections (ECAE) est un outil efficace pour imposer de grandes déformations plastiques dans le matériau. Ce processus, qui a été développé en premier lieu par Segal [1], a attiré un intérêt considérable comme une méthode pour l'amélioration des propriétés mécaniques des matériaux sous l'effet d'hyper déformation plastique. En effet, ce processus engendre des déformations de cisaillement pur par extrusion d'une pièce à travers une matrice contenant deux canaux de sections transversales égales. Cette méthode a été prouvée pour être très efficace pour la production des grains de taille ultrafine dans des matériaux métalliques [2,3] et une orientation moléculaire intéressante dans le cas des matériaux polymères [4,5].

Selon notre connaissance, ce processus a été appliqué pour la première fois aux polymères par Sue et al. [4]. Ils ont montré que le processus d'ECAE est efficace pour modifier la morphologie d'un polyéthylène à basse densité linéaire (LLDP). Sue et al. [6] ont recommandé d'effectuer le processus d'ECAE à des températures légèrement inférieures à la transition vitreuse dans le cas du polycarbonate (PC). Pour le même polymère, Li et al. [7] ont confirmé que les propriétés mécaniques désirées peuvent être achevées en extrudant la matière sous différentes routes et avec plusieurs nombres de passes.

L'effet de l'anisotropie moléculaire sur la résistance au choc du polycarbonate (PC) a été examiné par Xia et al. [8]. Ils ont constaté que l'augmentation de la résistance aux chocs est directement liée aux changements d'orientation moléculaire induit par le processus d'ECAE. Selon Xia et al. [9], la cristallinité et l'orientation moléculaire ont été identifiés comme étant deux facteurs importants qui affectent les propriétés mécaniques et dynamiques du polyéthylène téréphtalate semicristallin (PET). Une amélioration des modules de flexion et de torsion a été trouvée. Creasy et Kang [10] ont étudié la rupture des fibres durant le processus d'ECAE des thermoplastiques renforcés par des fibres courtes. Ils ont constaté que la longueur des fibres peut être contrôlé et orientée en réglant la température d'extrusion au-dessous du point de fusion des cristallites du polymère. D'autre part, l'effet des différentes routes d'ECAE sur la résistance à la traction, la ténacité, la flexion et les propriétés d'impact balistique d'un polyméthacrylate de méthyle (PMMA) a été étudié par Weon et al. [11]. Plus récemment, des études numériques et expérimentales ont été effectuées pour

mettre en évidence les effets des principaux paramètres géométriques et opératoires sur le comportement viscoplastique des polymères durant le processus d'ECAE [5,12,13].

Ce présent travail est consacré à introduire des détails sur la modélisation par éléments finis, et à étudier le comportement d'un polyéthylène à haute densité en utilisant une matrice comportant deux coudes (2-ECAP) (Fig.1) sous l'effet de l'angle de coude et les dimensions du canal intermédiaire en se basant sur l'homogénéité de la distribution de la déformation plastique et l'évolution de la force de pression.

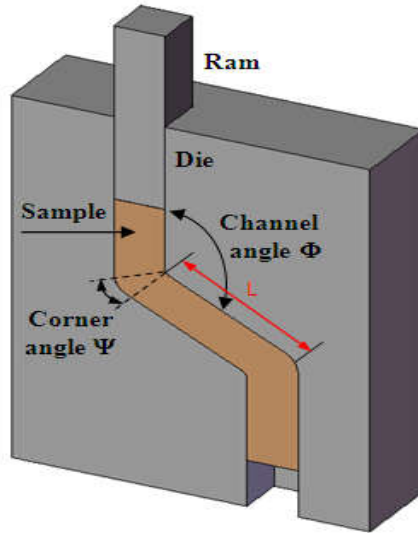


Fig. 1. Illustration schématique du procédé de 2-ECAP.

II. Modèle constitutif

L'hyper-déformation plastique du polymère étudié (PEHD) est caractérisée par un taux de déformation dépendant de la vitesse de déformation et de l'écrouissage du matériau. Diverses lois constitutives, basées sur des considérations micromécaniques ou phénoménologiques [14, 15], ont été développés pour décrire le comportement des polymères. Dans cette partie, un modèle phénoménologique a été utilisé pour décrire le comportement du matériau étudié [16]. Il est basé sur la décomposition additive du tenseur de vitesse de déformation $\mathbf{d}$, en une partie élastique $\mathbf{d}^e$ et une partie viscoplastique $\mathbf{d}^{vp}$ comme suit :

$$\mathbf{d} = \mathbf{d}^e + \mathbf{d}^{vp} \quad (1)$$

La partie élastique $\mathbf{d}^e$ peut s'écrire sous la forme :

$$\mathbf{d}^e = \mathbf{C}^{-1} \tilde{\boldsymbol{\sigma}} \quad (2)$$

avec :

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \dot{\boldsymbol{\sigma}} - \mathbf{W}\boldsymbol{\sigma} + \boldsymbol{\sigma}\mathbf{W} \quad (3)$$

où $\dot{\sigma}$ est la dérivée de Jaumann du tenseur des contraintes de Cauchy basée sur le tenseur de rotation $\mathbf{W}$, et $\mathbf{C}$ représente le tenseur des modules élastiques isotropes du quatrième ordre défini comme suit :

$$C_{ijkl} = \frac{E}{2(1+\nu)} \left[(\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}) + \frac{2\nu}{1-2\nu} \delta_{ij}\delta_{kl} \right] \quad (4)$$

où E , ν et δ sont respectivement, le module de Young, le coefficient de Poisson et le symbole de Kronecker.

La partie viscoplastique $\mathbf{d}^{vp}$ est exprimée par les équations suivantes :

$$\mathbf{d}^{vp} = \frac{3}{2} \left\langle \frac{\sigma_e - R}{K} \right\rangle^n \frac{\boldsymbol{\sigma}'}{\sigma_e} \quad (5)$$

$$\boldsymbol{\sigma}' = \boldsymbol{\sigma} - \text{tr}(\boldsymbol{\sigma})/3 \mathbf{I} \quad (6)$$

$$\sigma_e = \sqrt{3/2 \boldsymbol{\sigma}' \boldsymbol{\sigma}'} \quad (7)$$

où K , n sont les paramètres de viscosité, σ_e , $\boldsymbol{\sigma}'$ sont respectivement, la contrainte équivalente et le tenseur déviateur des contraintes, R est la variable d'écrouissage qui peut être définie par une simple loi d'évolution :

$$R = h \left(1 + \frac{\varepsilon^p}{\varepsilon_0} \right)^m \quad (8)$$

$$\varepsilon^p = \int_0^t \dot{\varepsilon}^p d\tau = \int_0^t \sqrt{2/3 \mathbf{d}^{vp} \mathbf{d}^{vp}} d\tau \quad (9)$$

où ε^p est la déformation viscoplastique équivalente, ε_0 est la déformation d'écoulement plastique initiale, m et h sont des paramètres d'écrouissage.

III. Détermination des paramètres de la loi constitutive

Afin de simuler le comportement élasto-viscoplastique du PEHD au cours du processus 2-ECAE, une série d'essais de compression à différentes températures ($T = 25, 40, 60$ et 80°C) et vitesses de déformation (10^{-2} , 10^{-3} et 10^{-4} s^{-1}) a été effectuée pour déterminer les paramètres du modèle constitutif présenté dans la section précédente. En effet, en plus du module de Young et le coefficient de Poisson, les équations constitutives contiennent quatre paramètres à déterminer: K , n , m et h . Les essais expérimentaux ont été réalisés sur une machine d'essai électromécanique de type Instron en utilisant des échantillons cylindriques de 10 mm (diamètre) $\times$ 20 mm (longueur).

Pendant les essais, les valeurs de déplacement, les charges et le temps ont été enregistrées par l'ordinateur en utilisant le logiciel Bluehill. La valeur du module de Young E du PEHD a été déduite directement de la pente de la partie linéaire initiale de la courbe contrainte-déformation. En effet, ce dernier augmente avec la vitesse de déformation de 400 MPa à 650 MPa. Comme le modèle ne tient pas compte des effets viscoélastiques, donc une valeur moyenne de 500 MPa a été adoptée pour les calculs de la simulation numérique. Le coefficient de Poisson ν a été fixé à 0.38. Les autres paramètres ont été identifiés à l'aide de la méthode des moindres carrés en utilisant une régression linéaire et les résultats obtenus sont résumés dans le tableau 1.

Tab. 1. Les paramètres du matériau identifiés à différentes températures.

T [°C]	E [Mpa]	K [Mpa]	n [-]	h [Mpa]	m [-]
25	500	31.2	7.8	3.15	0.88
40	280	20	8.3	5	0.7
60	150	10.7	10.2	5.5	0.65
80	130	5.7	11.17	6	0.45

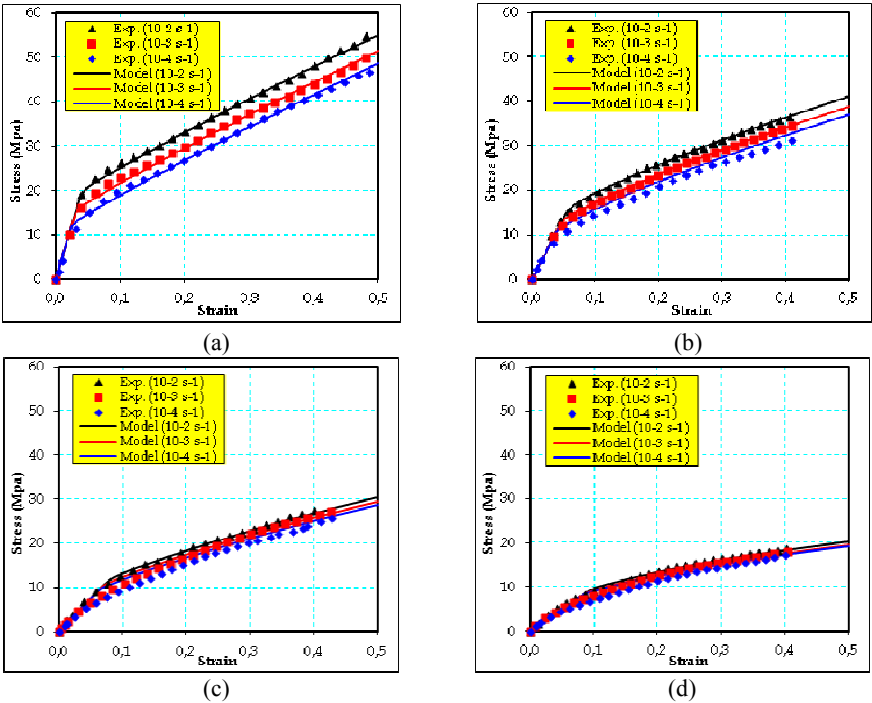


Fig. 2. Courbes contraintes-déformations de PEHD pour différentes vitesses de déformation à des températures de : (a) 25 °C, (b) 40 °C, (c) 60 °C, (d) 80 °C.

La figure 2 illustre un bon accord entre les données expérimentales (en symboles) et le modèle constitutif élasto-viscoplastique (en traits pleins) pour HDPE à 25°C (Fig. 2.a), 40°C (Fig. 2.b), 60°C (Fig. 2.c) et 80°C (Fig. 2.d). Il convient également de noter que, puisque le modèle n'inclut pas l'effet de viscosité, une valeur moyenne de E a été adoptée pour chaque température dans les calculs numériques.

IV. Modélisation par éléments finis

Les simulations ont été effectuées par la méthode des éléments finis en utilisant le logiciel MSC.Marc dans des conditions de déformations planes. Les dimensions de l'échantillon étaient 10mm (largeur) $\times$ 10 mm (épaisseur) $\times$ 110mm (longueur). La géométrie de la matrice a été prise avec un angle de canal $\Phi_1 = \Phi_2 = \Phi = 90^\circ$ (ou 120°) et les deux angles de coins extérieurs ont été fixés à 10° . Le rayon des coins intérieurs a été fixé à 2mm. Notant que ces valeurs ont été sélectionnées suivant une étude d'optimisation géométrique menée par Aour et al. [18]. Dans un premier temps, le coefficient de frottement entre l'échantillon et les canaux de matrice a été supposé égal à zéro (frottement négligeable).

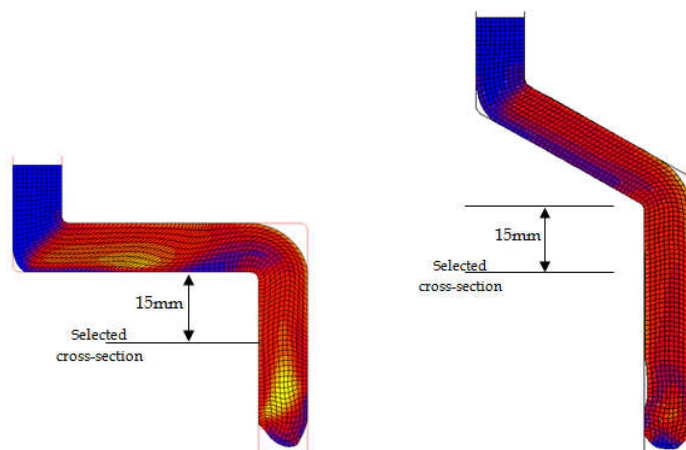


Fig. 3. Illustration des maillages d'éléments finis des échantillons et de la section choisie pour le cas d'une matrice à (a) 90° et (b) 120° .

Suite à la déformabilité du matériau polymère étudié par rapport aux matériaux métalliques de la matrice et du piston, nous avons considéré ces derniers comme étant des corps rigides au cours de la simulation. Un déplacement de 110 mm a été imposé au piston dans la direction de l'extrusion. Selon des études théoriques [3] et expérimentale [17], les conditions isothermes sont achevées à une faible vitesse de pression. Ainsi toutes les simulations ont été effectuées avec une vitesse faible du piston égale à 0.1mm/s, ce qui génère une élévation de température négligeable due à la déformation plastique. Le comportement de l'échantillon a été considéré comme étant élasto-viscoplastique. Afin de contrôler la distribution de la déformation plastique, la section transversale sélectionnée a été prise à 15mm en dessous du second coude (voir Fig. 3).

V. Resultats et discussion

V.1. Distribution de la déformation plastique équivalente

Dans le processus d'ECAE, l'homogénéité de la distribution de la déformation plastique dans le matériau au cours des passages successifs est très important. Le but de cette section est de déterminer les conditions optimales qui permettent d'améliorer l'homogénéité de la distribution de la déformation plastique en termes de l'épaisseur (t) et la longueur (L) du deuxième canal dans le cas d'une matrice avec deux coudes.

• Cas d'une matrice de 90°

La figure 4 montre la distribution de la déformation plastique pour quatre différentes longueurs $L = \{20, 30, 40 \text{ et } 50\text{mm}\}$ avec une section de $w \times t = 10 \times 10 \text{ mm}^2$ et un rayon au coin interne de 2mm. On peut observer que la déformation plastique n'est pas uniforme aux extrémités des échantillons. Cependant, au milieu, l'homogénéité de la distribution de la déformation plastique est relativement améliorée, particulièrement après la seconde passe, sauf dans le cas d'une longueur $L = 20\text{mm}$. Ceci est dû au phénomène de pliage qui est beaucoup plus prononcé lorsque la longueur du deuxième canal est faible ($L = 20 \text{ mm}$).

Pour plus de détails, nous avons montré sur la figure 5, la distribution de la déformation plastique équivalente en fonction de la distance par rapport à la base de la section transversale sélectionnée de l'échantillon (voir Fig. 4) pour chaque épaisseur avec différentes longueurs du second canal. On peut observer que la faible déformation plastique équivalente est obtenue avec une longueur de 50 mm pour les quatre cas. Cependant, la plus grande déformation plastique est obtenue avec une longueur de 30 mm pour $t = 8, 10 \text{ et } 12 \text{ mm}$ alors que pour $t = 6 \text{ mm}$, la plus grande déformation est obtenue pour une longueur de 40 mm.

Afin de quantifier le degré d'homogénéité de la déformation plastique, une analyse statistique a été effectuée sur la valeur moyenne de la déformation plastique équivalente. L'analyse statistique est réalisée en introduisant l'écart-type et le coefficient de variation V , défini comme étant le rapport de l'écart-type à la déformation moyenne.

$$V = \frac{1}{\varepsilon_{ave}} \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (\varepsilon_i - \varepsilon_{ave})^2} \times 100(\%) \quad (10)$$

où ε_i est la valeur de la déformation plastique équivalente d'un point d'intégration donné le long de la largeur de l'échantillon, ε_{ave} est la moyenne arithmétique des valeurs de déformation plastique équivalentes calculées sur les points d'intégration N .

Il est intéressant de noter que le facteur de variation est un paramètre important, qui peut être lié à l'homogénéité de la déformation plastique, c.-à-d., plus sa valeur est élevée, plus l'hétérogénéité de la déformation est importante [18].

La force maximale requise pour l'extrusion, les valeurs maximales et moyennes de la déformation plastique équivalente obtenues par les simulations numériques ainsi que le facteur de variation et l'écart-type en fonction des deux paramètres géométriques (t et L) sont présentés dans le tableau 2. On peut remarquer que la force d'extrusion maximale augmente avec l'augmentation de l'épaisseur de l'échantillon. Néanmoins, la déformation plastique moyenne varie de 0.92 à 1.32 pour tous les cas. Cependant, en considérant le facteur de variation, on constate que la meilleure homogénéité de la distribution de la déformation plastique est obtenue avec une épaisseur de 10 mm et une longueur de 40 mm. Par ailleurs, on peut noter que la distribution de la déformation plastique la plus hétérogène est obtenue avec une épaisseur de 12 mm et une longueur de 30 mm.

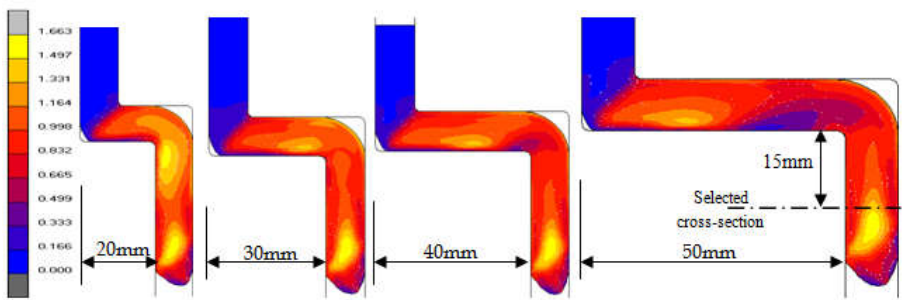
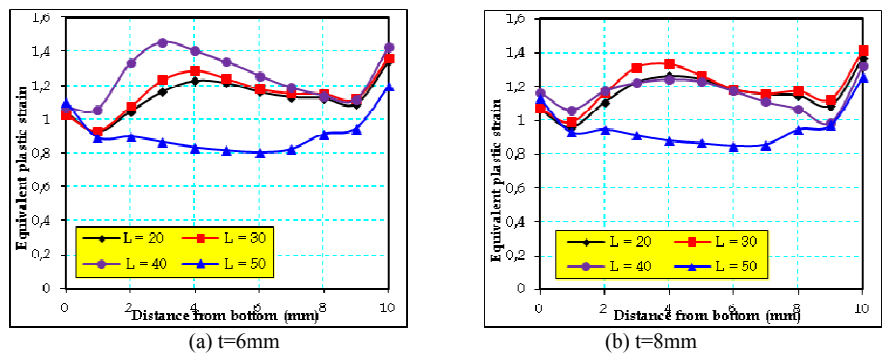


Fig. 4. Contours de déformation plastique équivalente des échantillons de PEHD au cours du processus 2-ECAE en utilisant une matrice de 90° pour différentes longueurs du second canal.



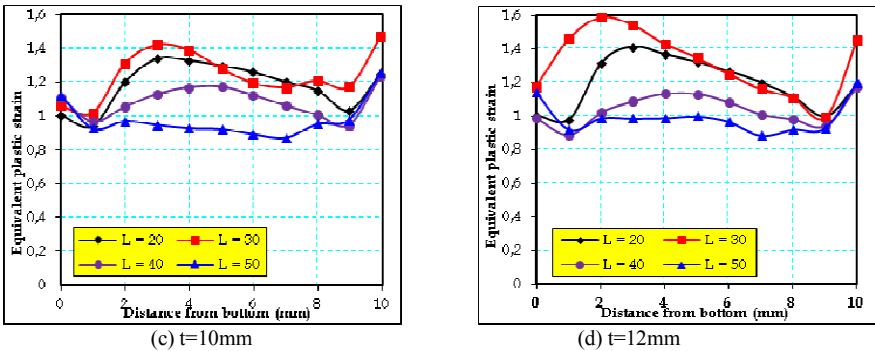


Fig. 5. Distribution de la déformation plastique équivalente le long de la section choisie pour différentes longueurs et épaisseurs du second canal dans le cas d'une matrice de 90°.

Tab. 2. Évolution de la force d'extrusion, de la déformation plastique équivalente et du facteur de variation en fonction de t et L dans le cas d'une matrice de 90°.

Epaisseur t (mm)	L (mm)	Force max. requise du piston (kN)	Déformation max.	Déformation moy.	Déviations standard	Facteur de variat. (%)
6	20	9.675	1.348	1.138	0.106	9.285
	30	9.512	1.367	1.166	0.116	9.980
	40	9.675	1.465	1.259	0.143	11.340
	50	9.747	1.204	0.926	0.121	13.069
8	20	12.765	1.371	1.173	0.105	8.948
	30	12.710	1.427	1.208	0.117	9.712
	40	12.700	1.316	1.167	0.093	7.962
	50	12.710	1.268	0.970	0.121	12.467
10	20	15.697	1.343	1.187	0.129	10.903
	30	15.810	1.470	1.251	0.136	10.891
	40	15.724	1.244	1.093	0.087	7.923
	50	15.794	1.274	0.989	0.110	11.164
12	20	17.855	1.411	1.197	0.148	12.356
	30	19.073	1.593	1.320	0.183	13.881
	40	18.938	1.180	1.040	0.087	8.333
	50	19.008	1.217	0.999	0.095	9.478

• Cas d'une matrice de 120°

Les mêmes simulations ont été effectuées pour un angle de coude de 120°. On peut constater, d'après la figure 6, que la distribution de la déformation plastique est relativement uniforme et homogène par rapport à celle obtenue avec une matrice de 90°.

Afin de donner plus de détails, nous avons présenté sur la figure 7 l'évolution de la déformation plastique équivalente en fonction de la distance à partir de la base de la section choisie de l'échantillon pour chaque épaisseur et avec différentes longueurs du second canal. On peut observer que la faible déformation plastique équivalente est obtenue avec une longueur de 50 mm pour les quatre cas. Cependant, la plus grande déformation plastique est

obtenue avec une longueur de 20 mm, pour $t = 10$ ou 12 mm tandis que pour $t = 6$ et 8 mm, la plus grande déformation est obtenue pour une longueur de 30 mm.

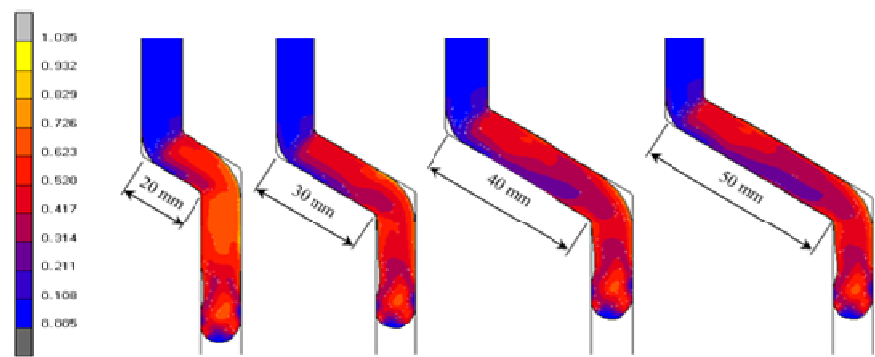
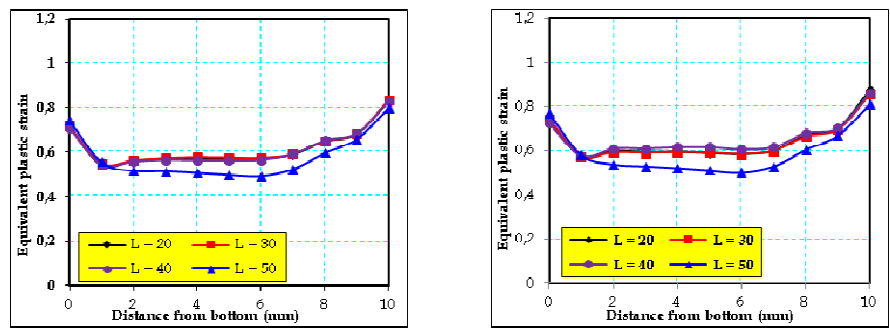


Fig. 6. Contours de déformation plastique équivalente des échantillons de PEHD au cours du processus 2-ECAE en utilisant une matrice de 120° pour différentes longueurs du second canal.

Le tableau 3 montre la force maximale requise pour l'extrusion, les valeurs maximales et moyennes de la déformation plastique équivalente obtenues par les simulations numériques ainsi que le facteur de variation et l'écart-type en fonction des deux paramètres géométriques (t et L) dans le cas d'une matrice de 120°. On peut observer que la force maximale du piston diminue avec la diminution de l'épaisseur de l'échantillon. En outre, la déformation plastique moyenne varie de 0.58 (à $t = 6$ mm et $L = 50$ mm) à 0.67 (à $t = 10$ mm et $L = 20$ mm) pour les quatre cas. En tenant compte du critère de facteur de variation, on peut constater que la meilleure homogénéité de la distribution de la déformation plastique est obtenue avec une épaisseur de 10 mm et une longueur de 20 mm.



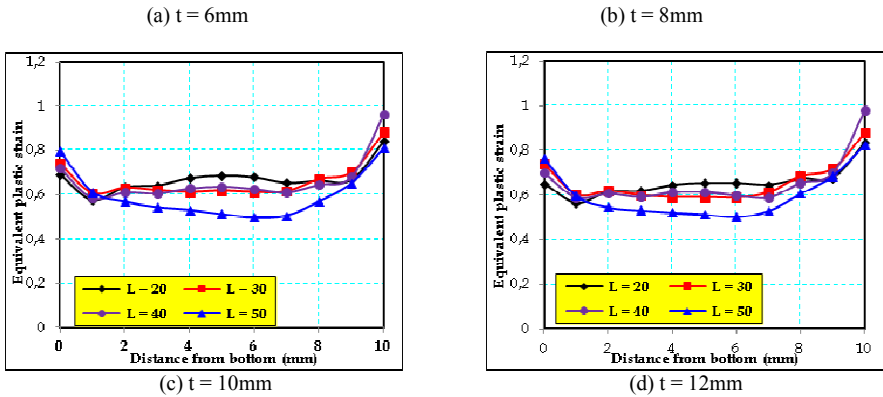


Fig. 7. Distribution de la déformation plastique équivalente le long de la section choisie pour différentes longueurs et épaisseurs du second canal dans le cas d'une matrice de 120°.

Tab. 3. Évolution de la force d'extrusion, de la déformation plastique équivalente et du facteur de variation en fonction de t et L dans le cas d'une matrice de 120 °.

Épaisseur t (mm)	L (mm)	Force max. requisse du piston (kN)	Déformation max.	Déformation moy.	Déviation standard	Facteur de variat. (%)
6	20	2.575	0.833	0.624	0.084	13.502
	30	2.618	0.832	0.625	0.084	13.421
	40	2.683	0.829	0.620	0.086	13.824
	50	2.624	0.796	0.581	0.100	17.280
8	20	3.651	0.877	0.647	0.089	13.763
	30	3.590	0.856	0.643	0.084	13.126
	40	3.612	0.861	0.656	0.078	11.899
	50	3.622	0.813	0.596	0.103	17.354
10	20	4.518	0.844	0.675	0.062	9.176
	30	4.429	0.883	0.665	0.081	12.137
	40	4.405	0.964	0.666	0.101	15.160
	50	4.396	0.810	0.600	0.105	17.546
12	20	5.556	0.833	0.656	0.063	9.654
	30	5.571	0.882	0.657	0.088	13.396
	40	5.503	0.980	0.659	0.109	16.508
	50	5.495	0.826	0.602	0.105	17.417

V.2. Evolution de la force de pression

L'amplitude et la distribution de la déformation plastique dans l'échantillon peuvent être considérées comme des paramètres clés pour le processus d'ECAE. En effet, l'amplitude de la force d'extrusion requise pour extruder le matériau nous permet de définir la limite pratique de l'outillage. La figure 8 représente cette force en fonction du temps pour différentes longueurs (L) du second canal et avec une section transversale de 10×10mm². Généralement, au début de l'extrusion, la force de pression commence à augmenter juste au premier contact avec le premier coin externe du second canal. A ce niveau, il y aura l'initiation et la croissance des bandes de

cisaillement jusqu'à ce que l'échantillon traverse entièrement le premier coude (jusqu'à la stabilité de l'écoulement de la matière). Le premier plateau de la courbe correspond à l'état d'équilibre de l'écoulement plastique pour la première passe. En plus, on peut constater que la force de pression augmente avec l'augmentation de la longueur du second canal. La deuxième croissance de la force de pression aura lieu lorsque l'échantillon entre en contact avec le second coude. Après avoir traversé la deuxième zone de déformation plastique, un deuxième plateau avec une légère ondulation a été observé. Cela peut être attribué à l'interaction entre la déformation plastique induite par les deux coudes de la matrice. En outre, on peut observer que, dans le cas d'une matrice à 90° (Fig. 8a), la force d'extrusion requise pour la deuxième passe est environ 3.2 fois celle pour la première passe. Cependant, dans le cas d'une matrice de 120° (Fig. 8b), la force maximale requise pour le deuxième passe ne dépasse pas 2.7 fois celle de la première passe. Généralement, la force maximale requise est d'environ 16 kN pour une matrice de 90° et 4.5 kN pour une matrice de 120° . Par conséquent, on peut stipuler que la force requise pour l'extrusion du PEHD en utilisant une matrice de 90° est d'environ 3.5 fois supérieure à celle de 120° .

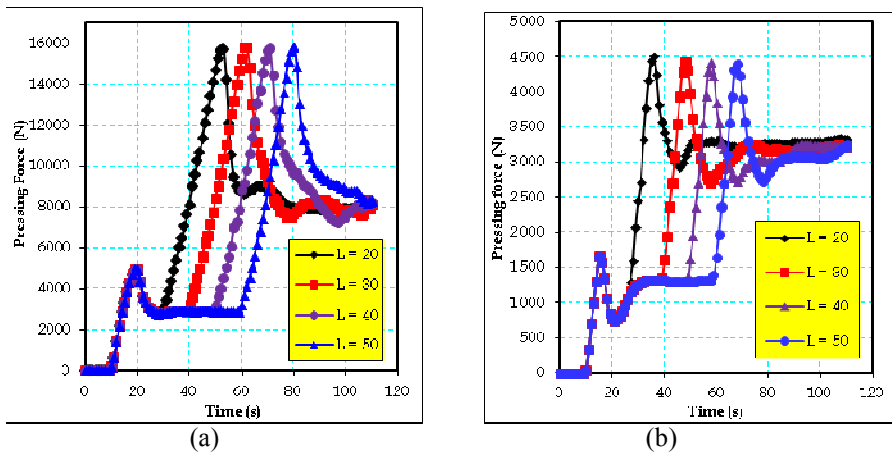


Fig. 8. Variation de la force de pression pour différentes longueurs avec $t=10$ mm dans le cas des matrices de (a) 90° et (b) 120° .

VI. Conclusion

Dans le présent travail, la méthode des éléments finis a été utilisée pour obtenir des informations fructueuses sur la distribution de la déformation plastique dans le polymère thermoplastique étudié (PEHD) au cours du processus 2-ECAE en utilisant des matrices de 90° et 120° . Ce type de polymère thermoplastique a été choisi pour sa disponibilité et sa microstructure relativement bien connue. On a trouvé que la longueur du deuxième canal joue un rôle significatif sur l'homogénéité de la distribution

de la déformation plastique et de l'amplitude de la force de pression nécessaire pour l'extrusion. Nous avons remarqué que la meilleure homogénéité de la déformation plastique a été obtenue lorsque le second canal a une épaisseur de 10 mm et une longueur de 40 mm pour une matrice de 90° et une épaisseur de 10 mm et une longueur de 20 mm pour une matrice de 120°.

Enfin, afin de tirer profit de ce processus 2-ECAE optimisé, il est essentiel de combiner l'analyse de modélisation du comportement de déformation des échantillons avec des essais expérimentaux et un travail de recherche sur cet aspect est en cours de développement.

Références

- [1] Segal VM, *Materials processing by simple shear*, Mater. Sci. Eng. A197 (1995) 157-164. Segal VM, *Materials processing by simple shear*, Mater. Sci. Eng. A197 (1995) 157-164.
- [2] Lee S, Berbon PB, Furukawa M, Horita Z, Nemoto M, Tsenev NK, Valiev RZ, Langdon TG Developing superplastic properties in an Aluminum alloy through severe plastic deformation, Mater. Sci. Eng. A272 (1999) 63–72.
- [3] Kim, HS, Estrin Y (2005), Microstructural Modelling of Equal Channel Angular Pressing for Producing Ultrafine Grained Materials, Mater. Sci. Eng., A 410–411, pp. 285–289.
- [4] Sue HJ, Li CKY, Control of orientation of lamellar structure in linear low density polyethylene via a novel equal channel angular extrusion process, J. Mater. Sci. Lett. 17 (1998) 853-856.
- [5] Bouaksa F., Ovalle Rodas C., Zaïri F., Stoclet G., Naït-Abdelaziz M., Gloaguen J.M., Tamine T., Lefebvre J.M., (2014), Molecular chain orientation in polycarbonate during equal channel angular extrusion: Experiments and simulations, Computational Materials Science, 85, 244-252.
- [6] Sue HJ, Dilan H, Li CKY (1999), Simple shear plastic deformation behaviour of polycarbonate plate due to the equal channel angular extrusion process. I: Finite element methods modelling, Polym. Eng. Sci. 39 2505-2515.
- [7] Li CKY, Xia ZY, Sue HJ, Simple shear plastic deformation behaviour of polycarbonate plate. II: Mechanical property characterization, Polymer. 41 (2000) 6285-6293.
- [8] Xia Z, Sue HJ, Hsieh AJ, Impact fracture behaviour of molecularly orientated polycarbonate sheets, J. Appl. Polym. Sci. 79 (2001) 2060-2066.
- [9] Xia Z., Sue H.J., Hsieh A.J., Huang J.W.L., (2001b), Dynamic mechanical behaviour of oriented semi-crystalline polyethylene

- terephthalate, *Journal of Polymer Science, Part B: Polymer Physics*, 39, 1394-1403.
- [10] Creasy TS, Kang YS, Fibre fracture during equal-channel angular extrusion of short fibre-reinforced thermoplastics, *J. Mater. Process. Technol.* 160 (2005) 90-98.
- [11] Weon JI, Creasy TS, Sue HJ, Hsieh AJ, Mechanical behaviour of polymethyl-methacrylate with molecules oriented via simple shear, *Polym. Eng. Sci.* 45 (2005) 314-324.
- [12] Aour B, Zaïri F, Gloaguen JM, Naït-Abdelaziz M, Lefebvre JM, Numerical investigation on equal channel angular extrusion process of polymers, *Comput. Mater. Sci.* 37 (2006) 491-506.
- [13] Zaïri F., Aour B., Gloaguen J.M., Naït-Abdelaziz M., Lefebvre J.M., 2008, Steady plastic flow of a polymer during ECAE process: experiments and numerical modeling, *Polymer Engineering Sciences*, 18, 1015-1021.
- [14] Tervoort TA, Smit RJM, Brekelmans WAM, Govaert L, A constitutive equation for the elasto-viscoplastic deformation of glassy polymers, *Mech. Time-Depend. Mater.* 1 (1998) 269-291.
- [15] Boyce MC, Socrate S, Llana PG, Constitutive model for the finite deformation stress-strain behavior of poly(ethylene terephthalate) above the glass transition, *Polym.* 41 (2000) 2183-2201.
- [16] Aour B, Zaïri F, Gloaguen JM, Naït-Abdelaziz M, Lefebvre JM, Finite element analysis of plastic strain distribution in multi-pass ECAE process of high density polyethylene, *J. Manuf. Sci. E.* 131: 0310161 (2009) 1-11.
- [17] Yamaguchi D, Horita Z, Nemoto M, Langdon TG (1999), Significance of Adiabatic Heating in Equal-Channel Angular Pressing, *Scri. Mater.* 41, p. 791-796.
- [18] Aour B, Zaïri F, Gloaguen JM, Naït-Abdelaziz M, Lefebvre JM, A computational study of die geometry and processing conditions effects on equal channel angular extrusion of a polymer, *Int. J. Mech. Sci.* 50 (2008) 589-602.



Étude fondamentale du gisement solaire pour une maison désertique située à ADRAR

A. Oudrane^{1,2}, B. Aour², B. Zeghmati³, X. Chesneau³, H. Messaoud⁴

¹Centre universitaire de Tissemsilt, Route de BOUGRA Ben Hamouda, 38004 (Tissemsilt),
Email : abdellatif.habadat@gmail.com.

²Laboratoire de Biomécanique Appliquée et Biomatériaux (LABAB), BP 1523 El Mnaour,
ENP Oran, 31000, Oran, Email : ben_aour@yahoo.fr, (Algérie)

³Laboratoire de Mathématiques et de Physique Groupe de Mécanique Énergétique
(LAMPS), Université de Perpignan Via Domitia, 52, Avenue Paul Alduy, 66860 Perpignan
cedex, Email : zeghmati@univ-perp.fr, (France)

⁴Unité de Recherche en Energies Renouvelables en Milieu Saharien (URERMS), Adrar,
Email : jhamouda@yahoo.fr, (Algérie)

Résumé- L'objectif principal de ce travail consiste à étudier l'effet des conditions climatiques externes, sur l'évolution de la densité du flux solaire journalier incident sur les parois verticales d'un bâtiment situé dans la région d'ADRAR au Sud de l'Algérie avec différentes orientations. Ce bâtiment est conçu pour des applications de type chauffage ou climatisation. Les simulations numériques abordées dans ce travail ont permis de comparer la variation de la densité du flux solaire incident durant une journée complète sur les parois Sud, Est, Nord et Ouest du bâtiment aux valeurs du flux solaire global sur une paroi horizontale (le plafond externe). Le flux solaire global horizontal est calculé à l'aide d'une fonction Gaussienne sinusoïdale. Les simulations ont été effectuées dans le cas d'un bâtiment situé dans une zone désertique. Les résultats de la simulation numérique ont montré l'effet de l'orientation du bâtiment sur l'évolution du flux solaire journalier incident.

Mots clés: Gisement solaire ; Adrar ; Parois ; données climatiques ; Région désertique.

Basic study for solar capacity of desert house located at ADRAR

Abstract- The main objective of this work is to study the effect of external climatic conditions on the evolution of the daily solar flux density incident on the vertical walls of a building located in the ADRAR region in

the South of Algeria with different orientations. This building is designed for heating or air conditioning applications. The numerical simulations discussed in this work allowed to compare the variation of the density of the incident solar flux during a full day on the south, east, north and west walls of the building to the values of the global solar flux on a horizontal wall (the external ceiling). The horizontal global solar flux is calculated using a Gaussian sinusoidal function. The simulations were carried out in the case of a building located in a desert zone. The results of the numerical simulation showed the effect of the orientation of the building on the evolution of the incident daily solar flux.

Keywords: Solar capacity; Adrar; Walls; Climatic data; Desert region.

I. Introduction

L'utilisation de l'énergie solaire dans les pays ensoleillés, est un outil efficace pour compenser le manque d'énergie. L'intérêt d'une telle énergie n'est pas seulement économique mais également environnemental car la pollution est devenue un problème majeur auquel il faut trouver des solutions [1].

La connaissance du potentiel énergétique solaire en un site donné est un paramètre important pour les concepteurs des systèmes à énergie solaire. L'évaluation à long terme des performances des systèmes de conversion de l'énergie solaire s'établit à l'aide de programmes de simulation numérique. En Algérie, les logiciels de dimensionnement des installations photovoltaïques et thermiques font appel; dans la plupart des cas, à des bases de données intégrées pour calculer le flux solaire, basées essentiellement sur le modèle de l'Atlas Solaire de l'Algérie de Capderou [2]. Le dimensionnement et la gestion optimale des systèmes énergétiques passent impérativement par la connaissance des conditions météorologiques pour lesquelles des études poussées sont effectuées dans plusieurs régions du monde pour évaluer et modéliser le potentiel solaire.

La première étape consiste à déterminer les différents paramètres astronomiques, et plus précisément la position exacte du soleil quel que soit le moment de l'année. Avant toute chose, il est nécessaire de définir les deux concepts indispensables afin de situer un lieu dans le monde : la latitude et la longitude [3]. Il nous a paru utile dans un deuxième temps d'étudier la modélisation théorique du flux solaire qui a permis d'effectuer une étude comparative entre les différentes journées dans la saison. La détermination du flux solaire incident sur les parois pour différentes orientations d'un bâtiment destiné au chauffage dans cette région désertique a été étudiée en analysant l'effet des conditions climatiques de la région sur l'évolution du flux solaire. Des résultats seront présentés en vue d'un bon dimensionnement

et une orientation optimale d'un bâtiment muni d'une installation de chauffage solaire.

II. Données expérimentales

Actuellement, en Algérie, la mesure des données du rayonnement solaire est effectuée d'une manière instantanée et sur certains sites de l'Algérie. Nous avons choisi le site d'ADRAR ($\phi = 27^{\circ},88N$ et $\lambda = -0,27^{\circ}E$) pour cette étude [4]. Le choix de ce site s'est fait du fait qu'ADRAR est une ville très riche en énergie solaire, vu son taux d'ensoleillement moyen qui atteint environ $9963 \text{ Wh/m}^2 \cdot \text{j}$ [5]. Pour cette raison, nous avons choisi cette région afin de mettre au point un bâtiment muni d'une installation solaire avec un rendement maximale en jouant sur les conditions climatiques.

Les données du rayonnement solaire (le flux solaire ambiant moyen, la température ambiante moyenne (tableau 1 et 2)) utilisées sont fournies par L'Unité de Recherche en Energies Renouvelables en Milieu Saharien d'ADRAR (URERMS).

TABLE 1: Journée type.

Mois	Jour type	Jour dans l'année
Novembre	14	318
Juin	12	163
Juillet	17	198
Aout	16	228

TABLE 1 : Les données climatiques de la région d'ADRAR [4].

Année 2014	Nov.	Jui.	Juil.	Aou.
Flux_Max(W/m^2)	753	1052	1051	1040
T _{Max} (°C)	30.8	42.2	47.8	47.7
T _{Min} (°C)	22.4	25.6	32.5	39.0
Durée du jour(h)	11	14	14	13
Lever-soleil (h)	7	5	5	6
Coucher-soleil (h)	18	19	19	19

III. Modélisation du gisement solaire

III.1. Structure et plan d'élément de la modélisation dans la région d'Adrar

Dans la région d'ADRAR, le béton armé est le matériau de construction le plus utilisé dernièrement en raison de la civilisation et à cause de sa rigidité et de sa longue durée de vie. La figure 1 est une schématisation d'une enceinte habitable réelle. Elle a été construite par les éléments suivants:

- L'enveloppe du bâtiment ou les parois extérieures sont constituées d'une structure légère généralement de 15 cm de bloc creux en béton, en deux couches de 2.5 cm de ciment.
- Les parois du bâtiment dont les faces intérieures sont en contact avec l'air interne et les faces extérieures sont en contact avec l'air externe.
- Le plancher est posé sur une terre pleine et plate. Il est situé et coulé directement sur le sol, et il n'occasionne que peu de déperditions. La forme est constituée de sable, de béton et du carrelage.
- Le toit est composé d'hourdis ciment, d'une dalle de béton, du sable et du ciment mortier de telle façon que les fondations tiennent le coup et acceptent la charge.

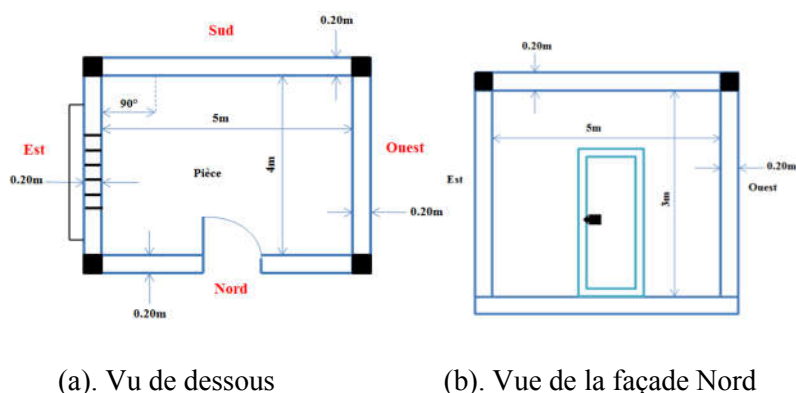


Fig. 1. Plan descriptif de la maison typique étudiée.

III.2. Modélisation des paramètres géométriques et atmosphériques

III.2.1. Angle horaire

L'angle horaire ω (encore noté AH) du soleil est déterminé par la rotation diurne de la terre autour de son axe. C'est la mesure de l'arc de trajectoire solaire compris entre le soleil et le plan méridien du lieu. Il est exprimé en degrés, par l'expression suivante [6,7] :

$$\omega = 15.(TSV - 12) \quad (1)$$

où TSV : est le temps solaire vrai exprimé en heure.

III.2.2. Déclinaison solaire

La déclinaison du soleil δ est l'angle que fait, la direction du soleil avec le plan équatorial de la terre [6,7]. La déclinaison varie de $-23^{\circ}27'$ au solstice d'hiver à $+23^{\circ}27'$ au solstice d'été et elle est nulle aux équinoxes (Fig. 2). Sa valeur peut être calculée par la formule de Cooper (1969) [6,7]:

$$\delta^{\circ} = 23^{\circ}.45.\sin\left(\frac{360^{\circ}}{365}.(J + 284)\right) \quad (2)$$

où J : est le nombre de jours écoulés depuis le 1^{er} Janvier.

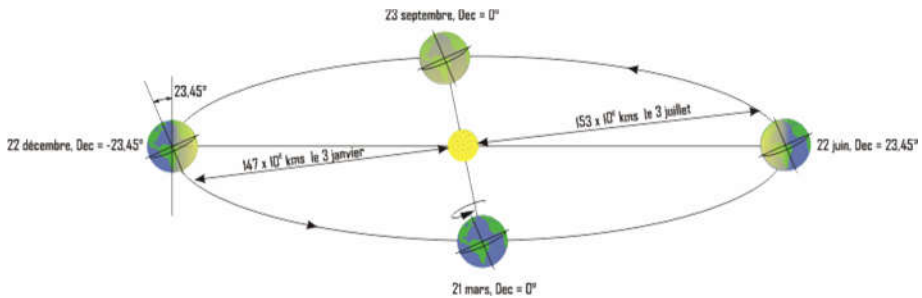


Fig. 2. Révolution de la terre autour du soleil durant une année.

III.2.3. Hauteur du soleil

C'est l'angle (h) formé par le plan horizontal au lieu d'observation et la direction du soleil (Fig. 3). Il est donné par la relation [6,8] :

$$\sin(h) = \sin(\phi) \cdot \sin(\delta) + \cos(\phi) \cdot \cos(\delta) \cdot \cos(\omega) \quad (3)$$

où ϕ : latitude du lieu en degré décimales, δ : la déclinaison soleil en degré et ω : l'angle horaire du soleil en degré. De la hauteur (h), on peut déduire les heures de lever et de coucher du soleil. On trouve, en faisant $h = 0$ [9]:

$$\cos(\omega_0) = -\tan(\phi) \cdot \tan(\delta) \quad (4)$$

et la durée astronomique du jour s'obtient tout aussi facilement en faisant [9]:

$$D_0 = \frac{2}{15} \cdot \text{Arc cos}(-\tan(\phi) \cdot \tan(\delta)) \quad (5)$$

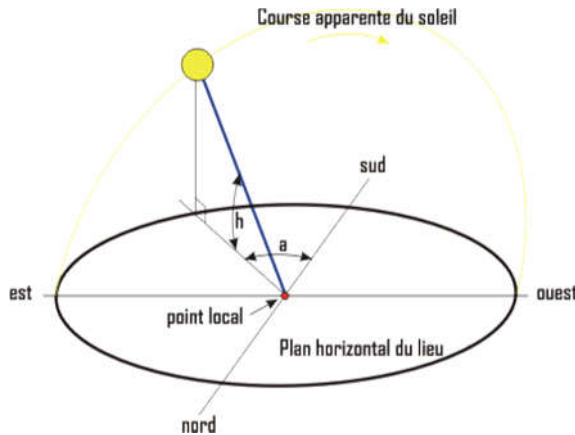


Fig. 3. Position du soleil.

III.2.4. Azimut du soleil

C'est l'angle "a" compris entre le méridien du lieu et le plan vertical passant par le soleil. La connaissance de l'azimut est indispensable pour le calcul de l'angle d'incidence des rayons sur une surface non horizontale. L'origine des azimuts correspond à la direction du Sud dans l'hémisphère Nord. L'angle d'azimut est compté positivement vers l'Ouest. L'azimut est relié à l'angle horaire, la hauteur et la déclinaison par la relation [10]:

$$\sin(a) = \frac{\cos(\delta) \cdot \sin(\omega)}{\cos(h)} \quad (6)$$

III.2.5. Équation du temps

Pour calculer la hauteur du soleil et son azimut, l'équation du temps est nécessaire. Le midi solaire est le moment où le soleil est à sa hauteur maximale. A ce moment-là, il se positionne dans la direction Sud ou Nord, selon qu'on se trouve dans l'hémisphère Nord ou Sud. Le midi solaire diffère du midi local. Cette différence est appelée équation du temps, elle varie en fonction du jour et de la longitude (Fig. 4) et est donnée par l'expression suivante [11]:

$$Et = 9.87 \cdot \sin\left(720 \cdot \left(\frac{J-81}{365}\right)\right) - 7.53 \cdot \cos\left(360 \cdot \left(\frac{J-81}{365}\right)\right) - 1.5 \cdot \sin\left(360 \cdot \left(\frac{J-81}{365}\right)\right) \quad (7)$$

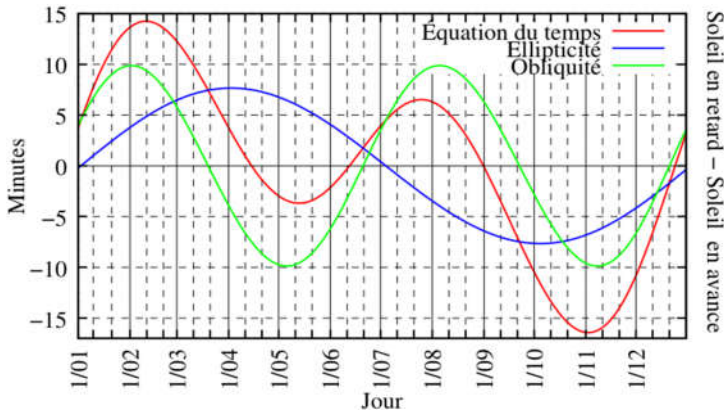


Fig. 4. La correction par l'équation du temps pour un jour moyen.

III.2.6. Temps solaire vrai

C'est le temps solaire local corrigé de l'équation du temps, donnée astronomique universelle liée à l'excentricité de l'orbite de la terre autour du soleil [11]:

$$TSV = TLG - DEH + \left(\frac{Et}{60} \right) + \left(\frac{\lambda}{15} \right) \quad (8)$$

où:

DEH : Le décalage horaire, égale à 1h pour l'Algérie.

TLG : Le temps local en heures.

III.3. Modélisation du rayonnement solaire incident sur un plan quelconque par ciel clair

III.3.1. Angle d'incidence

Dans les applications solaires la question est donc de calculer l'angle (θ) entre un rayon arrivant directement du soleil et la normale à un plan quelconque (Fig. 5). L'orientation du plan est définie par [12]:

- Son inclinaison (β) : c'est un angle que fait le plan avec l'horizontal.
- Son azimut (γ) : c'est un angle que fait la normale à la surface du plan considéré et le plan méridien.

L'angle d'incidence (θ) est l'angle entre la direction du soleil et la normale du plan. Cet angle est déterminé par la connaissance des cosinus directeurs du rayon incident et la normale. En coordonnées horaires [4,12]:

$$\begin{aligned} \cos(\theta) = & \sin(\delta) \cdot \sin(\phi) \cdot \cos(\beta) - \sin(\delta) \cdot \cos(\phi) \cdot \sin(\beta) \cdot \cos(\gamma) + \\ & \cos(\delta) \cdot \cos(\phi) \cdot \cos(\beta) \cdot \cos(\omega) + \cos(\delta) \cdot \sin(\phi) \cdot \sin(\beta) \cdot \\ & \cos(\gamma) \cdot \cos(\omega) + \cos(\delta) \cdot \sin(\beta) \cdot \sin(\gamma) \cdot \sin(\omega) \end{aligned} \quad (9)$$

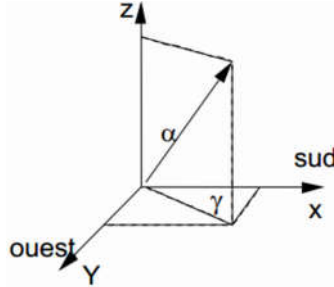


Fig. 5. Azimut (orientation) et inclinaison d'un plan quelconque [10].

III.3.2. Calcul du rayonnement pour un plan d'inclinaison quelconque

III.3.2.1. Calcul par ciel clair sur un plan horizontal

Le rayonnement global (RGH) reçu par un plan horizontal se décompose en deux termes (Fig. 6):

- Le rayonnement direct (I) où (RDIRH) (éclairage corrigé des phénomènes atmosphériques)
- Le rayonnement diffus (D) où (RDIFH) en provenance de toute la voûte céleste.

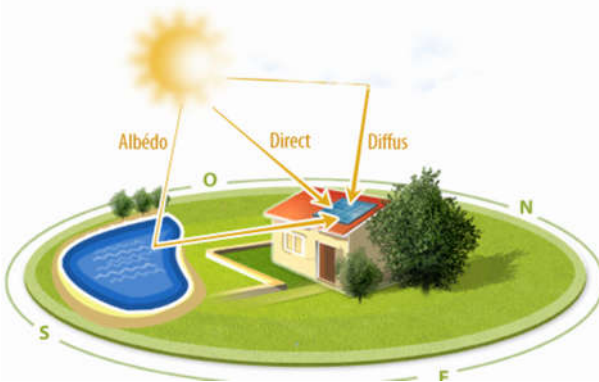


Fig. 6. Les trois différents types de rayonnement solaire.

Nous aurons donc sur un plan horizontal [9,13]:

$$G_h = I \times \sin(h) + D_h = I_h + D_h \quad (10)$$

III.3.2.2. Calcul du rayonnement diffus pour un plan horizontal

Le rayonnement diffus pour une surface horizontale est donné par l'expression [8] :

$$D_h = RDIFH = 120 \times \Gamma \times \text{Exp}\left(\frac{-1}{0.4511 + \sin(h)}\right) \quad (11)$$

$$\Gamma = 0.796 - 0.01 \times \sin\left(\frac{360}{365} \times (J + 284)\right) \quad (12)$$

où Γ : est la nébulosité.

III.3.2.3. Calcul du rayonnement pour un plan incliné

Dans la pratique le rayonnement solaire global sur un plan incliné s'exprime sous la forme suivante [14,15]:

$$G_i = I_h \times R_b + D_h \times \left(\frac{1 + \cos(\beta)}{2}\right) + \rho \times G_h \times \left(\frac{1 - \cos(\beta)}{2}\right) \quad (13)$$

où ρ : est le coefficient de réflexion du sol ou albédo qui varie selon la nature du sol, et dont la valeur moyenne est estimée à $\rho = 0,25$.

R_b : le facteur géométrique $R_b \geq 0$. C'est le ratio entre l'angle d'incidence des rayonnements solaires sur la paroi inclinée et le cosinus de l'angle zénithal $\cos(\theta_z)$ est :

$$R_b = \frac{\cos(\theta)}{\cos(\theta_z)} \quad (14)$$

et :

$$\cos(\theta_z) = \sin(\phi) \cdot \sin(\delta) + \cos(\phi) \cdot \cos(\delta) \cdot \cos(\omega) \quad (15)$$

IV. Résultats et discussion

IV.1. Conditions météorologiques

La figure 7 représente l'évolution de la température ambiante extérieure de la ville d'ADRAR située au sud de l'Algérie. On remarque que l'évolution de la température extérieure possède un comportement parabolique. On remarque aussi que l'amplitude thermique de la période

diurne pour le jour type de chaque mois considéré est sensible à la période nocturne. De plus, il est clair que le pic de la température ambiante pour les deux mois de Juin et Juillet est enregistré exactement à midi solaire, par contre le pic de la température d'ambiante au mois d'Aout est enregistré à 11 heure solaire. Ce décalage entre les deux pics est dû au fait que la durée du jour pour le mois d'Aout est moins importante que pour celle de Juin et Juillet.

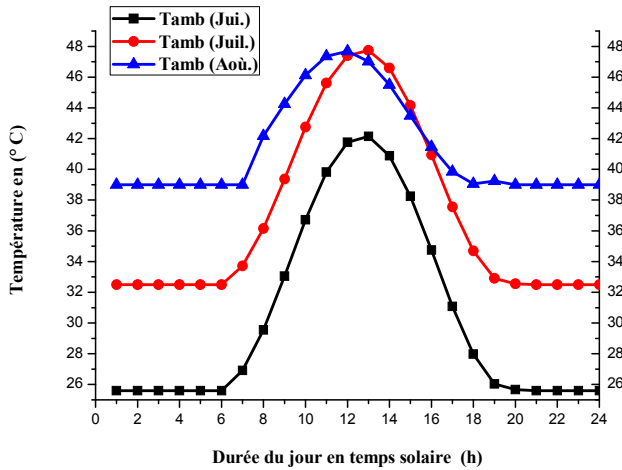


Fig. 7. Evolution de la température ambiante extérieure pour le jour type du mois (ville d'Adrar).

Les figures 8 et 9 représentent l'évolution de la densité du flux solaire incident sur les parois les plus ensoleillées (Est, Ouest, Sud et Plafond). Pour toutes les parois, pendant la période nocturne, le flux solaire incident est nul. Pendant la période diurne, il évolue dans le sens croissant, puisqu'il passe par un maximum vers midi solaire (Fig. 9.c-d), enfin il décroît jusqu'à devenir nul. Mais ce qui diffère d'une paroi à une autre, c'est la valeur maximale et l'instant correspondant, qui varient selon l'orientation de chaque paroi.

Les densités reçues sur les parois Est (Fig. 8.a) et Ouest (Fig. 8.b) sont symétriques, l'une par rapport à l'autre. Pour un mois donné, le flux est maximum le matin sur la paroi Est (Fig. 8.a), à midi sur la paroi Sud (Fig. 8.c) et l'après-midi sur la paroi Ouest (Fig. 8.a). A midi, le flux solaire incident est identique sur les deux parois, mais les valeurs maximales diffèrent d'un mois à un autre. Pour la paroi sud et le plafond (Fig. 8.d), la densité de flux solaire incident représente une symétrie par rapport à midi TSV.

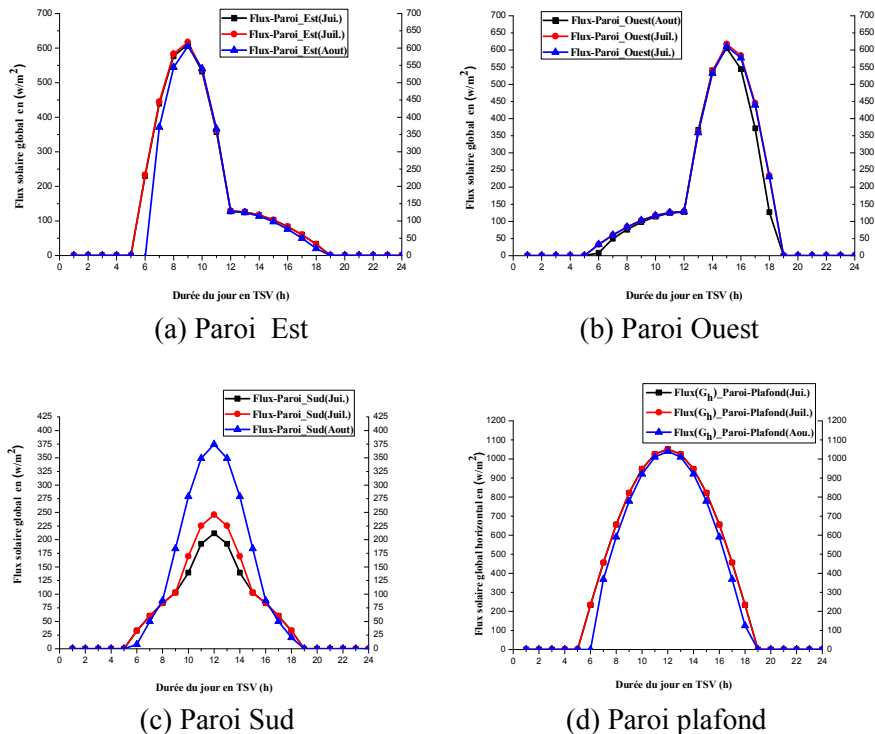


Fig. 8. Evolution de la densité de flux solaire des parois (a) Est, (b) Ouest, (c) Sud et (d) le plafond externe.

IV.2. Evolution du flux solaire au mois de juillet

IV.2.1. Évolution de la température ambiante extérieure

La figure 9 représente l'évolution de la température moyenne de l'air extérieur en fonction de l'heure pour le mois de juillet. La température extérieure du bâtiment à midi solaire est visiblement plus grande que celle des périodes avant midi et après midi et surtout plus grande par rapport à la période nocturne. Cette différence est due à l'effet du soleil durant une journée dans la saison d'été qui permet l'augmentation de la température jusqu'à 47 °C vers 12 heures.

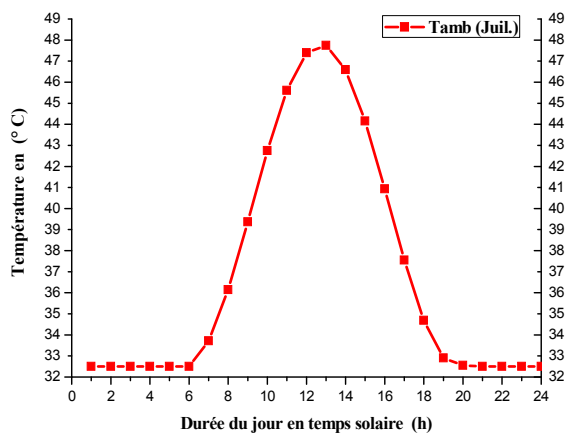


Fig. 9. Evolution de la température moyenne de l'air extérieur en fonction de l'heure.

IV.3. Evolution du flux solaire incident sur les parois du bâtiment

La figure 10 donne les variations instantanées des flux solaires incidents sur les parois du bâtiment pour différentes orientations. Cette évolution temporelle des flux solaires est calculée durant la journée du 17 Juillet 2014. On constate que l'évolution du flux solaire incident sur les parois, est lié totalement avec l'orientation de chaque paroi de l'enceinte habitable ainsi qu'avec la position du soleil dans la journée.

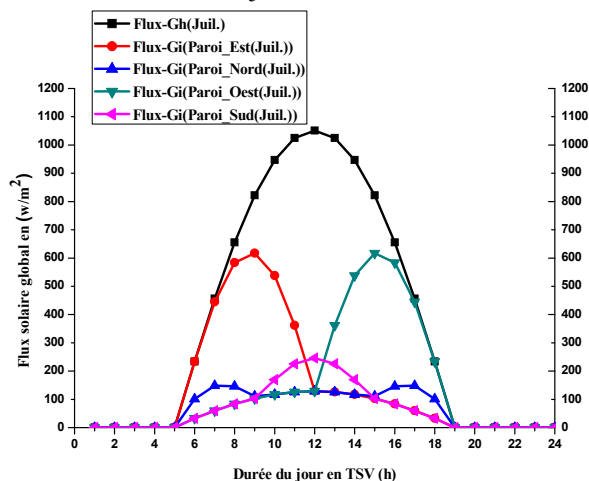


Fig. 10. Flux solaires incidents pour différentes orientations.

V. Conclusion

Ce travail a permis d'étudier l'évolution des flux solaires journaliers incidents sur les parois d'une enceinte habitable située dans la région d'Adrar en fonction de la variation des conditions climatiques réelles de cette zone désertique, et aussi en fonction des différentes orientations possibles des parois. L'influence des conditions météorologique telles que ; la température ambiante extérieure, le flux solaire et l'orientation des parois sur l'évolution du flux solaire global horizontal et incident ont été étudié et analysé.

Les résultats ont principalement montrés que la température extérieure a une variation importante suivant les mois choisis. De plus, on a constaté que l'orientation de la structure de l'enceinte habitable doit être aussi à prendre en compte pour optimiser la captation des rayonnements solaires. Ainsi, cette orientation doit être plein sud d'une manière idéale pour avoir un maximum de 400w/m^2 vers midi solaire et un maximum de 650w/m^2 avant midi pour une orientation vers l'Est et la même valeur l'après-midi pour une orientation vers l'ouest, toutefois, il faut tenir compte des obstacles environnants.

Finalement, pour l'exploitation de cette énergies non polluante et inépuisable dans la région d'ADRAR, on suggère l'utilisation de ce potentiel solaire dans la production du chauffage et la climatisation solaire à usage individuel et collectif, et même pour la production de l'eau chaude sanitaire dans une maison dans cette zone désertique en Algérie.

Références

- [1] M. Ghodbane, study and numerical simulation of solar system for air heating, Journal of Fundamental and Applied Sciences, 01 January 2016.
- [2] F. Yettou, Etude comparative de deux modèles de calcul du rayonnement solaire par ciel clair en Algérie, Revue des Energies Renouvelables Vol. 12 N°2 (2009) 331 – 346.
- [3] M. Hamdani, étude et modélisation du potentiel solaire adéquat pour l'estimation des éclaircissements incidents a Ghardaïa, revue internationale d'héliotechnique n° 43 (2011) 8-13.
- [4] EnerMENA, High Precision Meteorological Station of Research Unit for Renewable Energies in the Saharan Environment in ADRAR, Algeria, 2014.
- [5] M. Capderou, Atlas solaire de l'Algéri, Tome 2; Aspect énergétique, 15 juin1985.

- [6] Alain Ricaud Jan, Gisement solaire et transferts énergétiques, Université de Cergy-Pontoise, 2011.
- [7] A. Brahimi, Etude de performances d'un capteur solaire plan à eau, Mémoire de Master 2, Centre de Développement des Energies Renouvelable CDER de Bouzaréah (Alger), Février 2016.
- [8] Y. El Mghouchi, New model to estimate and evaluate the solar radiation, International Journal of Sustainable Built Environment, (2014)3, 225–234.
- [9] Liu Yuehua, Evaluation of three models for calculating daily global solar radiation at Yushu, Tibet , Engineering College of Armed Police Force Xi'an 710086, China, IEEE 978-1-61284-459-6/11, 2011.
- [10] K. Kabidi, Expérimentation et modélisation du comportement énergétique et thermique d'un séchoir solaire sous le climat de la région de Rabat, thèse de doctorat, université Mohammed v – Agdal faculté des sciences Rabat, 10 Juillet 2014.
- [11] K. Kerkouche, Evaluation de l'irradiation solaire globale sur une surface inclinée selon différents modèles pour le site de Bouzaréah, Revue des Energies Renouvelables Vol. 16 N°2 (2013) 269 -284.
- [12] F. Chabane, Modélisation des paramètres de conversion thermique de l'énergie solaire, thèse de doctorat de l'université de Mohammed Khidre-Biskra en Algérie, 2015.
- [13] A. KaddourR, Modélisation et simulation d'un concentrateur parabolique solaire à moteur Stirling en vue d'un rendement optimal, thèse de doctorat de l'université de Abou-bekr Belkaid-Tlemcen en Algérie, 2013.
- [14] A.Moummi, estimation du rayonnement solaire par deux approches semi empiriques dans le site de Biskra, 8ème Séminaire International sur la Physique Énergétique, Centre Universitaire de Béchar–Algérie, 11 et 12 Novembre 2006.
- [15] M.R Yaïche, Estimation du rayonnement solaire global en Algérie pour différents types de ciel, Revue des Energies Renouvelables Vol. 13 N°4 (2010) 683 – 695.



Study of the damage zone area of the 5083H11 aluminum alloy repair with boron epoxy and carbon epoxy bonded composite patch : Numerical analysis

K. Sadek¹, M. Fari Bouanani², B.B. Bouiadjra², B. Aour¹, F. Khelil^{1,3}

¹*Laboratory of Applied Biomechanics and Biomaterials (LABAB), National Polytechnic School of Oran, Algeria*

²*LMPM, Department of Mechanical Engineering, University Of Sidi bel Abbes, Algeria,*

³*Faculty of Sciences and Technology University of Mascara, 29000, Algeria*

Abstract - Bonded composite patch play an important role for repairing and restoring damage materials. In this study we compare the efficiency between two patches: boron epoxy and carbon epoxy repair in marine structure. The results obtained by finite element show that the two bonded composite patches behave almost the same and reduce the damage zone area, but the boron epoxy patch have a good performance for repairing a long cracks as shown by the obtained results.

Key words: FEM, Cracks, Bonded composite patch, Marine structure.

Étude de la zone d'endommagement de l'alliage d'aluminium 5083H11 réparé avec patches composites en bore-époxy et carbone-époxy: Analyse numérique

Résumé - Le patch composite collé joue un rôle important pour la réparation et la restauration des matériaux endommagés. Dans cette étude, nous comparons l'efficacité entre deux patches, le boron-époxy et le carbone-époxy dans la réparation des structures marines. Les résultats obtenues par la méthode des éléments finit montrent bien que les deux patchs composites liés se comportent presque de la même manière et réduisent la zone d'endommagement, mais le boron-époxy présente une bonne performance pour la réparation des longues fissures, comme le montre les résultats obtenus.

Mots clés: FEM, Fissures, Patch composite, Structure marine.

1. Introduction

The most common issue is the service life of shipboard aluminums, specifically 5083 and 6061 aluminum alloys. Combat ships have

experienced countless issues with new aluminum hulls. There have been many previous studies that have explored the benefits of repair patches to aluminum structures [1-4]. Alen Baker pioneered the researches relative to bonded composite repair at the aeronautical and maritime research laboratory for the royal Australian air force [5-8].

The elastic behavior of materials is very affected by the presence of defects which can entail the weakening of the structure and cause its destruction. Strong stress concentrations arising from geometrical or metallurgical effects, may result in the appearance of microcracks. Indeed fracture is the consequence of the various mechanisms related to the development of the damaged zones [9-10]

The effect of the damage on the efficiency of the repair and analysis by the calculation of the stress intensity factor at the bottom of the crack. The analysis by the finite elements was realized in view of the non-linearity of the materials studied for the evaluation of the damage on the efficiency and the durability of the repair [11].

2. Geometrical and finite element models

In this study the cracked plate is repaired with circular, rectangular, trapezoidal and elliptical Boron– Epoxy and Carbon-Epoxy composite patch. The plate is subjected to a remote uniaxial tensile load of $\sigma = 200$ MPa. The elastic properties of different materials are given in table 1. The same surface was taken for all different shapes patches, $S = 9750 \text{ mm}^2$ with thickness $e_r = 1.5 \text{ mm}$.

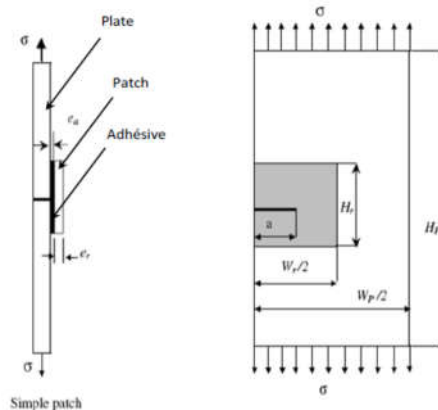


Fig.1. Geometric model of the cracked and repaired plate.

The two patches are bonded by 0.15 mm thick film of FM73 epoxy adhesive. The finite element model consisted of three subsections: the cracked plate, the adhesive and the composite patch. Due to symmetry, only one quarter of the repaired plate was considered.

3. J integral formulation

The J integral is defined as a measure of the intensity of deformation at a crack tip or notch for the nonlinear materials and it is widely accepted as a fracture mechanics parameter associated with crack growth:

$$J(s) = \lim_{\Gamma \rightarrow 0} \int_{\Gamma} \left[(W + T) n_i - p_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} n_j \right] dt$$

where W and T are the stress work density and the kinetic energy per unit volume at $t=0$, Γ is a extremely small contour which lies in the principal normal plane at s, and n , is the unit vector normal to Γ , p_{ij} denote the non-symmetric 1st Piola- Kirchhoff (1st PK) stress tensor which is work conjugate to the displacement gradient expressed on $t=0$ configuration, $(\partial u_i)/(\partial x_j)$ i.e, the stress work rate is simply $p_{ij} (\partial u_i)/(\partial x_j)$ per unit volume at $t=0$. All field quantities are expressed in the Cartesian coordinate system at local arc s on the crack front.

Properties	Materials		
	Al. alloy 5083H11	boron/epoxy	carbon/epoxy
Longitudinal Young modulus E_1 (GPa)	69	200	134
Transversal Young modulus E_2 (GPa)		19.6	10.3
Transversal Young modulus E_3 (GPa)	0.35	19.6	10.3
Longitudinal Poisson ratio ν_{12}		0.3	0.33
Transversal Poisson ratio ν_{13}		0.28	0.33
Transversal Poisson ratio ν_{23}		0.28	0.33
Longitudinal Shear modulus G_{12} (GPa)		7.2	5.5
Transversal Shear modulus G_{13} (GPa)		5.5	5.5
Transversal Shear modulus G_{23} (GPa)		5.5	3.2

Table 1. Elastic properties of different materials.

4. Numerical results and discussion

Figure 2 shows the evolution of the J integral depending on the crack length for circular forms patch in the case of the boron/epoxy comparing to the carbon/epoxy patch in the case of a load of 200 MPa. For the crack length $a=5\text{mm}$ to 15mm the same performance was obtained by both patches.

For the long cracks according to the J integral it can be noted that the best performance patch is obtained by the boron/epoxy patch which it can reduce greatly the j integral value comparing to the carbon/epoxy patch.

Figure 3 shows the evolution of the J integral depending on the crack length for rectangular forms patch for the boron/epoxy comparing to the carbon/epoxy patch in the case of a load of 200 MPa. According to the evolution of the J integral, it can be noted that the best performance patch is obtained by the boron/epoxy patch which it can reduce greatly the j integral value comparing to the carbon/epoxy patch.

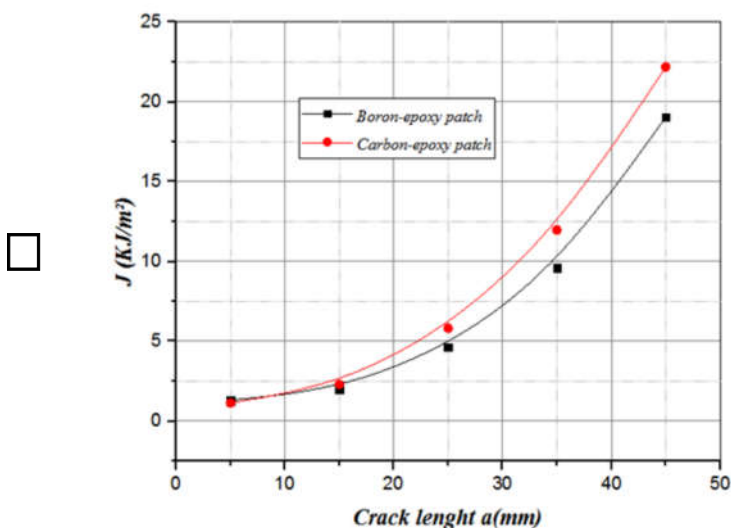


Fig 2. Evolution of the J integral depending on the crack length for circular forms patch for the boron/epoxy comparing to the carbon/epoxy patch in the case of a load of 200 Mpa.

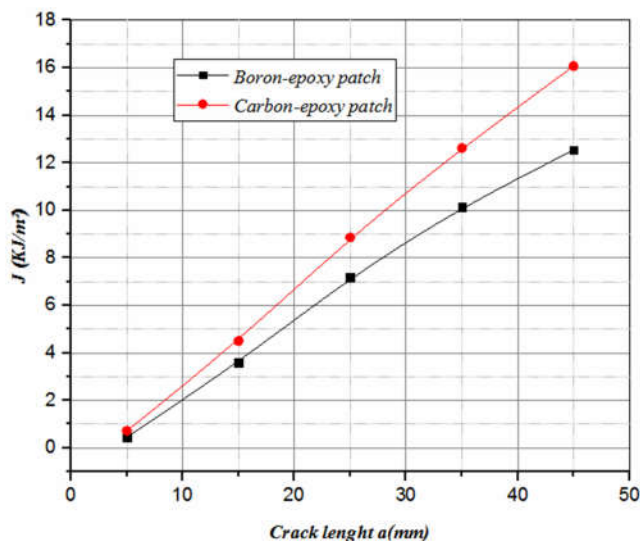


Fig 3. Evolution of the J integral depending on the crack length for rectangular forms patch for the boron/epoxy comparing to the carbon/epoxy patch in the case of a load of 200 MPa.

5. Damage zone

The theory's main assumption is that both adhesive and adherent crack initiation in adhesively bonded joints will occur after a damage zone develops. Under low load, localized damage will occur at the end of the joint. This damage occurs because the material is locally subjected to strains greater than the ultimate material strain. Under medium load, the damage consequently, the failure criterion used for cohesive failure of the adhesive layer is the equivalent Von Misses strain criterion.

This criterion is satisfied when the maximum principal strain in the material reaches the ultimate principal strain. For each failure criterion an ultimate strain will be defined and the corresponding damage zone size at failure will be determined [12,13].

Figures 4 and 5 show respectively the damage zones for a crack length $a=35\text{mm}$ in the case of boron/epoxy and carbon/epoxy patches. It can be seen that the carbon epoxy patch shown more damage than the boron epoxy patch. The damage zone was situated over the circular for and approximately to the crack length. We conclude that the best patch repair in marine structure is the boron epoxy for the circular form.

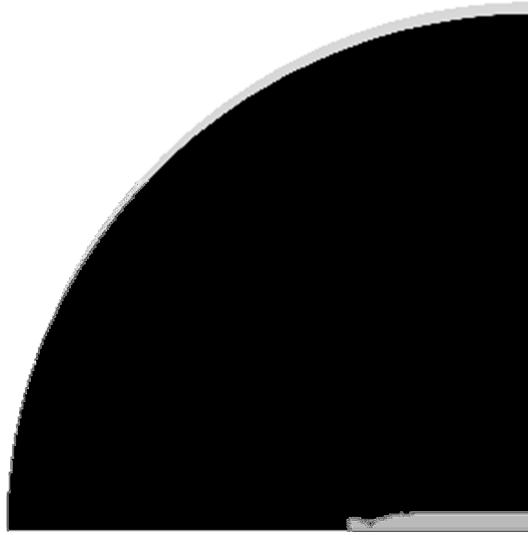


Fig 4. Damage zone for a crack $a = 35$ mm in the case of boron/epoxy patch.

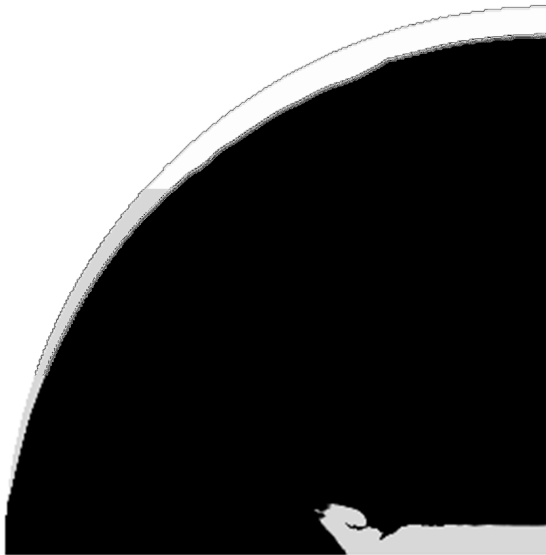


Fig. 5. Damage zone for a crack $a = 35$ mm in the case of carbon/epoxy patch.

6. Conclusion

According to the obtained results it can be concluded that the best performance for repairing the marine structures is obtained using boron/epoxy patch.

It was shown that there is two zones of the adhesive in which the adhesive damage can initiate and propagate. It was also shown that the adhesive damage over the crack region has approximately an elliptical shape and this damage propagates with the crack growth.

References

- [1] Schubbe, J. J., and S. Mall., *Composite structures* 45.3 (1999)185-193
- [2] Baker, A. A. *Composite Structures* 2.2 (1984)153-181
- [3] Baker, Alan., *composite structures* 47.1(1999):431-443
- [4] Schubbe, J. J., and S. Mall., *Engineering fracture mechanics* 63.3 (1999): 305-323
- [5] Baker A. In: Presented at FAA–NASA symposium on continued airworthiness of aircraft structures, Atlanta;(1996). p. 28–30.
- [6] Baker A., An overview of Australian work. *J Compos Struct* (1984); 2:153-81.
- [7] Baker A. In: AGARD-CP-550; (1995). p. 1–14.
- [8] Baker A.. *J Compos Struct* (1999);47:431–43.
- [9] D. Ouinas, B. Bachir Bouiadjra, N. Benderdouche., *Comput. Mater. Sci.* 43 (2008) 1155–1159.
- [10] D. Ouinas, B. Bachir Bouiadjra,, N. Benderdouche, B. Ait Saadi., *Journal of Computational Science* 2 (2011) 153– 164.
- [11] Mahadesh Kumar A, Hakeem S. *J Compos Struct* (2000);49:285–92.
- [12] Chang-Su Ban, Young-Hwan Lee, Jin-Ho Choi, Jin-Hwe Kweon. Strength prediction of adhesive joints using the modified damage zone theory. *Compos Struct* 2008;86:96–100.
- [13] M. Fari Bouanani a, F. Benyahia , A. Albedah , A. Aid , B. Bachir Bouiadjra , M. Belhouari , T. Achour ,Analysis of the adhesive failure in bonded composite repair of aircraft structure using modified damage zone area, *Materials and Design* 50 (2013) 433-439.



Effect of culture media on the agar diffusion method for testing antibacterial activity against *Escherichia coli* (HO25)

Daoudi Yacine^{1,2,3,4}, Daoudi Smail^{1,2}, Bennacer Slimane^{1,2}, Saïd Abdelkrim^{1,2},
Kraïmat Mohamed^{1,5}, Holtz Michael⁶, Bouras Nouredine^{1,7}
and Sabaou Nasseridine⁷

1- Département de Biologie, Faculté des Sciences de la Nature et de la Vie et Sciences de la Terre, Université de Ghardaïa, BP 455, Ghardaïa 47000, Algeria.

2- Laboratoire Annexe de Contrôle de la Qualité et de la Répression des Fraudes de Ghardaïa (CACQE), BP. 179 El Atteuf, 47120 Ghardaïa, Algeria.

3- Laboratoire d'Analyses Médicales " Ibn Rochd ", 3 rue Khemisti, Ghardaïa 47000, Algeria.

4- Laboratoire d'Analyse médicales " El Amel", Avenue Si El Haouès, Cité Bahmid, 30000 Ouargla, Algeria.

5- Département d'Agronomie. Laboratoire Bio-Ressources Sahariennes, Préservation et Valorisation, Faculté des Sciences de la Nature et de la Vie. Université Kasdi Merbah, Avenue 1^{er} novembre, 30000 Ouargla, Algeria.

6- Field Crop Development Centre, Alberta Agriculture and Forestry, 5030 – 50 Street, Lacombe, Alberta T4L1W8, Canada.

7- Laboratoire de Biologie des Systèmes Microbiens (LBSM), Ecole Normale Supérieure de Kouba, Alger, Algeria.

E.mail: nouredine_bouras@yahoo.fr

Abstract-

In this study, we investigated the influence of different culture media on antibiotic susceptibility testing of *Escherichia coli* HO25 with the agar-diffusion method by measuring the inhibition zone diameters. The obtained results, showed that Mueller-Hinton agar, could be replaced by many other culture media, such as nutrient agar, Potato dextrose agar and Bennett's agar medium, in order to produce the antibiograms needed in medical and research laboratories.

Key words: culture medium, antibiotic, *Escherichia coli* HO25 25922, antibiogram, agar diffusion method.

Résumé-

Dans cette étude, nous avons étudié l'influence des milieux de culture sur la sensibilité aux antibiotiques vis-à-vis de *Escherichia coli* HO25 avec la méthode de diffusion sur disque en mesurant les diamètres des zones d'inhibition. Les résultats obtenus ont montré que le milieu de culture Mueller-Hinton gélosé pouvait être remplacé par de nombreux autres milieux, tels que la gélose nutritive, la gélose dextrosée à la pomme de terre (PDA) et le milieu Bennett, afin de réaliser des antibiogrammes utilisés dans les laboratoires médicaux et de recherche.

Mots clés: milieu de culture, antibiotique, *Escherichia coli* HO25, antibiogramme, méthode de diffusion en milieu gélosé.

1.- Introduction

Many methods have been described in the literature for antibacterial susceptibility testing of environmental and/or medical and/or veterinary bacterial strains, including broth dilution (Perreten et al., 1997), agar-diffusion named also disk-diffusion (Perreten et al., 1998), and agar dilution (Butaye et al., 2000). Among these techniques, the disk-diffusion method is most widely used in medical and research laboratories, because of its high degree of reliability towards the standardization of the antibiotic concentration and its relative ease of performance (Huys et al., 2002). The first role of any culture medium components in the disk-diffusion test is to supply the necessary nutritional elements to support growth of the test-bacterium. Furthermore, the solid medium provides an appropriate matrix to allow uniform and reproducible diffusion of the antibiotic which minimizes possible chemical interactions between medium components and the antibiotic (Huys et al., 2002). The disk-diffusion method was recommended by the Antibiogram Committee of the French Microbiology Society (ACFMS) and also by the Algerian Network for Monitoring the Resistance of Bacteria to Antibiotics (ANMRBA), i.e. Mueller-Hinton (= Müller-Hinton) agar is believed and considered to exert only limited antagonistic effects against the majority of test reagents (Huys et al., 2002). Subsequently, Mueller-Hinton agar is the sole recommended culture medium to develop antibiograms (Standardization of antibiograms at the national level, for human and veterinary Medicine, 2011).

To our knowledge, very little data has been published on the effect of culture media in disk-diffusion susceptibility testing.

In the present study, several solid culture media were compared with Mueller-Hinton medium by disk-diffusion testing of *Escherichia coli* (HO25). Using the inhibition zone diameter as a quantitative performance

parameter, ten complex culture media were evaluated for eight antibacterial agents.

2.- Materials and methods

2.1.- Bacterial strain

The bacterial strain *Escherichia coli* (HO25) [*Enterobacteriaceae*, *Enterobacteriales*, *Gammaproteobacteria*, *Proteobacteria*] was provided from the hospital of Ouargla, Algeria. Bacterial identification was verified by chromogenic medium (chromagar).

2.2.- Culture media and antibiotics

The antibiotic sensitivity profile was determined by using nine (9) undefined (complex) solid media: Mueller-Hinton agar (MHA*) purchased from Imen Lab., Nutrient Agar (NA*) purchased from Dimed; Nutrient Agar (NA) composed of 5 g/L meat extract (Biochem Chemopharma), 10 g/L bacteriological peptone (Conda pronadisa), 5 g/L NaCl (TM Media) and 20 g/L agar (Biochem Chemopharma), the pH of the medium was adjusted to 7.0 before sterilization; Hektoen agar (HKA) purchased from Dimed; Trypticase Soy Agar (TSA) purchased from Conda pronadisa; Mannitol salt Agar (MSA, called also Chapman medium) purchased from Dimed; International *Streptomyces* Project (ISP2) composed of 4 g/L malt extract (Conda pronadisa), 4 g/L yeast extract (Conda pronadisa), 4 g/L glucose (VWR Prolabo) and 20 g/L agar (Biochem Chemopharma), the pH of the medium was adjusted to 7.0 before sterilization; Bennett's agar medium (BAM) composed of 10 g/L glucose (VWR Prolabo), 2 g/L bacteriological peptone (Conda pronadisa), 1 g/L yeast extract (Conda pronadisa), 1 g/L meat extract (Biochem Chemopharma) and 20 g/L agar (Biochem Chemopharma), the pH of the medium was adjusted to 7.0 before sterilization; Potato dextrose agar (PDA which generally used to cultivate fungi) purchased from Conda pronadisa, and Sabouraud Agar (SA, generally used for fungi) composed of 20 g/L glucose (VWR Prolabo), 10 g/L bacteriological peptone (Conda pronadisa) and 20 g/L agar (Biochem Chemopharma), the pH of the medium was adjusted to 7.0 before sterilization.

Eight antibiotic disks (purchased from Himidia) were included in this study: AMP: Ampicillin (10 µg); AMC: Amoxicillin (20 µg) + clavulanic acid (10 µg); CEP: Cephalothin (= cephalotin = cefalotin) (30 µg); CX: Cefoxitin (30 µg); CTX: Cefotaxime (30 µg); GEN: Gentamicin (10 µg); FOS: Fosfomycin (200 µg); and COT: Co-Trimoxazole: Trimethoprim (1.25 µg)/sulfamethoxazole (23.75 µg). Inhibition zones were measured using a ruler. The antibacterial activity was estimated by measuring the diameter of the inhibitory zone. Each value is the average of three trials.

2.3.- Agar overlay disk-diffusion testing

Susceptibility testing was based on the agar disk-diffusion method. From fresh overnight grown culture of *E. coli* HO25 (20 h), many colonies were suspended in 10 mL of sterilized physiological water. The inoculum density of the liquid cultures was adjusted to a concentration of 0.5 McFarland (optical density ranging from 0.08 to 0.1) using a Dialab spectrophotometer.

Petri dishes (90 mm in diameter) containing 20 mL of each medium were allowed to solidify for 20 min at room temperature. A cotton swab was used for inoculation. Antibiotic disks were placed onto the overlay plates and all plates were incubated at 37°C for 24 h.

2.4.- Statistical analysis

Data collected were statistically analyzed by factorial ANOVA and Tukey test, using XLSTAT 2014 at the probability level $P < 0.05$.

3.- Results and discussion

The obtained results indicated that there is a significant effect of culture media, and also a significant effect of different antibiotics ($P < 0.05$). Furthermore, a significant effect of interaction "culture medium $\times$ antibiotics" was also observed ($p < 0.05$).

The effect of different culture media are summarized in Table 1. The statistical analyses showed, on the nine culture media used, that *Escherichia coli* HO25 is very sensitive to FOS (inhibition zone ranging between 37.5 and 49 mm); moderately sensitive to CTX (inhibition zone ranging between 12.5 and 22.5 mm) and GEN (inhibition zone ranging between 9.5 and 23 mm); resistant to CX (inhibition zone ranging between 0 and 10 mm) and CEP (inhibition zone ranging between 0 and 7 mm); and totally resistant to AMC, AMP and COT. Our results showed that *Escherichia coli* HO25 grow well on all culture media tested (9 culture media), except Chapman medium (Mannitol salt Agar), which is generally used for halophilic bacteria such as *Staphylococcus aureus*.

Tableau 1- Inhibition zone diameters (in mm) obtained for each culture medium/antibiotic combination of *Escherichia coli* HO25.

	AMP	AMC	CEP	CX	CTX	GEN	FOS	COT
MHA*	0	0	0	0	12.5 ±0.5	11.5 ±0.5	38.5 ±0.5	0
NA*	0	0	0	0	17.5 ±1.5	20.0 ±0.0	45.5 ±0.5	0
NA	0	0	0	0	21.0 ±1.0	19.0 ±1.0	49.0 ±1.0	0
HKA	0	0	7.0 ±1.0	10. 0±0 .0	22.0 ±4.0	23.0 ±1.0	41.0 ±1.0	0
TSA	0	0	0	0	21.0 ±1.0	10.0 ±0.0	37.5 ±0.5	0
ISP2	0	0	0	0	13.5 ±0.5	15.0 ±1.0	38.0 ±0.0	0
BAM	0	0	0	0	22.0 ±5.0	14.5 ±0.5	43.0 ±2.0	0
PDA	0	0	0	6.5 ±0. 5	20.5 ±0.5	13.5 ±0.5	39.0 ±1.0	0
SA	0	0	0	0	22.5 ±0.5	9.5 ±0.5	37.5 ±0.5	0

MHA: Mueller-Hinton agar; NA: Nutrient Agar; HKA: Hektoen agar; TSA: Trypticase Soy Agar; MSA: Mannitol salt Agar = Chapman medium; ISP2 : International *Streptomyces* Project 2; BAM: Bennett's agar medium; PDA: Potato dextrose agar; SA: Sabouraud Agar; * : purchased ready; AMP: Ampicillin (10 µg); AMC: Amoxicillin + clavulanic acid (30 µg); CEP : Cephalothin (30 µg); CX : Cefoxitin (30 µg); CTX : Cefotaxime (30 µg); GEN: Gentamicin (10 µg); FOS: Fosfomycin (200 µg); COT: Co-Trimoxazole: Trimethoprim/sulfamethoxazole (25 µg).

Values shown are the average mean values ± standard deviation.

Based on statistical analyses we noticed that there is no significant difference between MHA* and the following culture media: SA, TSA, ISP2 (based on Tukey test). Consequently, the MHA* could be replaced by these four culture media in medical and research laboratories. Moreover, we observed that the following culture media: NA, NA*, PDA and BAM could be also used in antibiograms. However, the culture medium HKA showed the most significant effect compared to other used media.

Table 2 indicated the zone diameter breakpoints of antibiotics used for *Enterobacteriaceae* (*E. coli* and closely related genera).

Tableau 2- Performance standards for antimicrobial susceptibility testing used for *Enterobacteriaceae* (Standardization of antibiograms for human and veterinary Medicine, 2011).

	R	I	S
AMP	≤ 13	14-16	≥ 17
AMC	≤ 13	14-17	≥ 18
CEP	≤ 14	15-17	≥ 18
CX	≤ 14	15-17	≥ 18
CTX	≤ 22	23-25	≥ 26
GEN	≤ 12	13-14	≥ 15
FOS	≤ 12	13-15	≥ 16
COT	≤ 10	11-15	≥ 16

R = Resistant, S = Susceptible, I = Intermediate.

Table 3 showed the results of the effect of different culture media on the inhibition zones of different antibiotic tested against *E. coli*.

Tableau 3- Antibiotic susceptibility pattern of *Escherichia coli* HO25 (R = Resistant, S = Susceptible, I = Intermediate).

	AMP	AMC	CEP	CX	CTX	GEN	FOS	COT
MHA*	R	R	R	R	R	R	S	R
NA*	R	R	R	R	R	S	S	R
NA	R	R	R	R	R	S	S	R
HKA	R	R	R	R	R	S	S	R
TSA	R	R	R	R	R	R	S	R
ISP2	R	R	R	R	R	S	S	R
BAM	R	R	R	R	R	I/S	S	R
PDA	R	R	R	R	R	I	S	R
SA	R	R	R	R	R/I	R	S	R

AMP: Ampicillin (10 µg); AMC: Amoxicillin + clavulanic acid (30 µg); CEP : Cephalothin (30 µg); CX : Cefoxitin (30 µg); CTX : Cefotaxime (30 µg); GEN: Gentamicin (10 µg); FOS: Fosfomycin (200 µg); COT: Co-Trimoxazole: Trimethoprim/sulfamethoxazole (25 µg).

Based on Table 3, we observed that, except GEN, all antibiotics showed no change in resistance profile by using different culture media. This finding confirmed that Mueller-Hinton medium could be replaced by many other culture media in medical and research laboratories for antibiograms. The unique precaution should be taken in the case of GEN (and maybe other antibiotics not tested in this study).

It has been demonstrated that the composition of the culture medium exerts an important influence on the antimicrobial susceptibilities of all microorganisms: prokaryotes (bacteria), and Eukaryotes (yeasts and filamentous fungi) (Arikan et al., 1999; Meletiadiis et al., 2001; Pfaller et al., 1998). The effects of culture media (*in vitro*) on antifungal activity have been evaluated for filamentous fungi, such as *Aspergillus* spp., with

contradictory results (Arikan et al., 1998; Arikan et al., 2002; Meletiadiis et al., 2001; Pfaller et al., 1998).

In vitro testing can help to determine the activities of new drugs and to find the right therapy. Agar-based methods are quick and easy and could be good options (Fernández-Torres et al., 2006).

Garrod and Waterworth (1971) reported that the culture medium used should be free as far as possible of inhibitors (particularly of tetracycline, sulphonamide, and trimethoprim activity).

On the other hand, Mock et al. (1998) have indicated that agar-based methods are not recommendable for testing azoles because these drugs can diffuse poorly in the agar.

Although the reference methods recommend the use of Mueller-Hinton medium for agar testing, other less-expensive media have also been used with success (Llop et al., 1999; Müller et al., 2001; Pfaller et al., 1998). However, the obtained results indicated that it's not necessary to use only MHA to produce antibiograms, and many other culture media could be used to obtain the same results.

4. Conclusion

In conclusion, it's necessary to mention that these data have been obtained under the same conditions of pH (7.00 for all culture used media) and temperature (37°C for all culture used media); however, only one strain of *E. coli* has been used in this study (HO25), and strain should be taken into consideration for any final conclusion.

5. Acknowledgements

The authors would like to thank those who have contributed in this study: the Director of CACQE, El Atteuf (Ghardaïa): M. Rezzag Moussa and the researchers of CACQE: Moulay Abdallah Karima, Kchaou Nawel, Ouled Belkhir Mohamed and Hachemi Taher. The Director of the "Laboratoire d'Analyses Médicales Ibn Rochd" : Dr. Ammi Saïd Mustapha. The Director and the researcher of the "Laboratoire d'Analyses Médicales El Amel" : Dr. Hadjadj Sofiane and M. El-Alouani Salah, respectively. In addition, the authors would like to thank Dr. Kheireddine Aliouche for providing strain *E. coli* HO25.

6. References

ARIKAN S., LOZANO-CHIU M., PAETZNICK V., NANGIA S. and REX J.H., 1999.- Microdilution susceptibility testing of amphotericin B, itraconazole, and voriconazole against clinical isolates of *Aspergillus* and *Fusarium* species. Journal of Clinical Microbiology, vol. 37: 3946-3951.

- ARIKAN S., PAETZNICK V., and REX J.H., 2002.- Comparative evaluation of disk diffusion with microdilution assay in susceptibility testing of caspofungin against *Aspergillus* and *Fusarium* isolates. *Antimicrobial Agents and Chemotherapy*, vol. 46: 3084-3087.
- BUTAYE P., VAN DAMME K., DEVRIEZE L.A., VAN DAMME L., BAELE M., LAUWERS S. and HAESBROUCK F., 2000.- *In vitro* susceptibility of *Enterococcus faecium* isolated from food to growth-promoting and therapeutic antibiotics. *International Journal of Food Microbiology*, vol. 54: 181-187.
- FERNÁNDEZ-TORRES B., CARRILLO-MUÑOZ A., INZA I. and OSEP GUARRO J., 2006.- Effect of culture medium on the disk diffusion method for determining antifungal susceptibilities of dermatophytes. *Antimicrobial Agents and Chemotherapy*, vol. 50: 2222-2224.
- L. P. GARROD L.P. and WATERWORTH P.M., 1971.- A study of antibiotic sensitivity testing with proposals for simple uniform methods. *Journal of clinical Pathology*, vol. 24: 779-789.
- HUYS G., D'HAENE K. and SWINGS J., 2002.- Influence of the culture medium on antibiotic susceptibility testing of food-associated lactic acid bacteria with the agar overlay disc diffusion method. *Letters in Applied Microbiology*, vol. 34: 402-406.
- LLOP C., SALA J., RIBA M.D., AND GUARRO J., 1999.- Antimicrobial susceptibility testing of dematiaceous filamentous fungi: effect of medium composition at different temperatures and times of reading. *Mycopathologia*, vol. 148: 25-31.
- MELETIADIS J., MEIS J.F.G.M., MOUTON J.W. and VERWEIJ P.E., 2001.- Analysis of growth characteristics of filamentous fungi in different nutrient media. *Journal of Clinical Microbiology*, vol. 39: 478-484.
- MOCK M., MONOD M., BAUDRAZ-ROSSELET F. and PANIZZON R.G., 1998.- *Tinea capitis* dermatophytes: susceptibility to antifungal drugs tested *in vitro* and *in vivo*. *Dermatology*, vol. 197: 361-367.
- MÜLLER, F-M.C., KURZAI O., HACKER J., FROSCH M., and MÜHLSCHLEGEL F., 2001.- Effect of the growth medium on the *in vitro* antifungal activity of micafungin (FK-463) against clinical isolates of *Candida dubliniensis*. *Journal of Antimicrobial Chemotherapy*, vol. 48: 713-715.
- PERRETEN V., KOLLÖFFEL B. and TEUBER M., 1997.- Conjugal transfer of the Tn916-like transposon TnFO1 from *Enterococcus faecalis* isolated from cheese to other Gram-positive bacteria. *Systematic and Applied Microbiology*, vol. 20: 27-38.
- PERRETEN V., GIAMPA N., SCHULER-SCHMID U. and TEUBER M., 1998.- Antibiotic resistance genes in coagulase-negative Staphylococci isolated from food. *Systematic and Applied Microbiology*, vol. 21: 113-120.
- PFALLER M.A., MESSER S.A., KARLSSON A. and BOLMSTRÖM A., 1998.- Evaluation of the Etest method for determining fluconazole

susceptibilities of 402 clinical yeast isolates by using three different agar media. *Journal of Clinical Microbiology*, vol. 36: 2586-2589.

Standardisation de l'antibiogramme à l'échelle nationale (Médecine humaine et vétérinaire). République algérienne démocratique et populaire. Réseau Algérien de la Surveillance de la Résistance des Bactéries aux Antibiotiques. Document édité avec la collaboration de l'OMS, 6^{ème} édition, 2011.



Free radical scavenging activity correlated with phenolic contents in aqueous methanolic extracts of three Algerian cultivars of sorghum: *Sorghum bicolor* (L.) Moench

Kadri Farida^{1,2}, Boudjeniba Messaoud¹, Bouras Noureddine^{3,4} and Wathelet Bernard⁵

1- Laboratoire d’Ethnobotanique et Substances Naturelles, Département de Sciences Naturelles, Ecole Normale Supérieure de Kouba, B.P. 92, Algiers, Algeria.

2- Département de Biologie et Physiologie Cellulaire, Faculté des Sciences de la Nature et de la Vie, Université Saâd Dahlab de Blida 1, B.P. 270, Route de Soumâa, 09000, Blida, Algeria.

3- Laboratoire de Biologie des Systèmes Microbiens (LBSM), Ecole Normale Supérieure de Kouba, Alger, Algeria.

4- Département de Biologie, Faculté des Sciences de la Nature et de la Vie et Sciences de la Terre, Université de Ghardaïa, BP 455, Ghardaïa 47000, Algeria.

5- Unité de Chimie Biologique Industrielle, Faculté Agro Bio Tech, Passage des Déportés, 2. B-5030. Université de Liège, Belgium.

E.mail: fkadri74@hotmail.com

Abstract-

Phenolics have been shown to have antioxidant and free radical scavenging effects. High levels of flavonoids and tannins have been reported in certain varieties of sorghums.

Antioxidant activity of aqueous methanol extracts of three Algerian pigmented sorghum seeds AS12, AS20 and I27 were examined in relation to their contents in total phenolics, total flavonoids and tannins. Total phenols content was estimated by Folin-Ciocalteu method and expressed as mg of gallic acid, flavonoids content was estimated by AlCl_3 method and expressed as mg of quercetin extract, while tannins content was estimated by vanillin-HCl essay and expressed as mg of catechin, all per 100 g sample. Flavonoids content correlated strongly (Pearson $r = -0.945$ at $p \leq 0.01$) with their antioxidant activity investigated by Free radical, 2,2-diphenyl-1-picrylhydrazyl (DPPH*) scavenging essay. However, total phenolics and tannin contents had less effect on (A %).

The most important extraction yield ($4.79 \pm 0.11\%$) was obtained with AS12 cultivar. AS20 showed the highest levels of total phenolics (3214.46 ± 263.64 mg/100 g), flavonoids (32.03 ± 1.64 mg/100 g) and tannins (615.35 ± 6.10

mg/g) contents; however, comparable flavonoids content was recorded in I27 extract giving statically a comparable DPPH inhibition concentration ($IC_{50} = 39.5 \pm 2.11 \mu\text{g/mL}$ of AS20 extract compared to $72.0 \pm 2.1 \mu\text{g/mL}$ of I27 extract). The potency of radical scavenging effect of these sorghums extracts was until four times greater than synthetic antioxidant butylated hydroxytoluene (BHT). The lower radical scavenging effect was observed with AS12 where IC_{50} exceeded $600 \mu\text{g/mL}$ crud extract.

These results indicated that greater amount of phenolic including tannins and flavonoids compounds leads to more potent radical scavenging and showed In Salah tannin-sorghum seeds as a potential source of natural antioxidants which can replace synthetic additives.

Key words: *Sorghum bicolor* L. Moench , phenolics, flavonoids, tannins, DPPH* scavenging activity, correlation.

Résumé-

Il a été démontré que les polyphénols ont des effets antioxydants et antiradicalaires. Des niveaux élevés de flavonoïdes et de tanins ont été signalés dans certaines variétés de sorgho. L'activité antioxydante des extraits méthanolique-aqueux des grains pigmentés de trois cultivars algériens de sorgho, AS12, AS20 et I27 a été examinée par rapport à leurs teneurs en polyphénols totaux, en flavonoïdes totaux et en tanins. La teneur en polyphénols totaux a été estimée par la méthode de Folin-Ciocalteu et exprimée en mg d'acide gallique, la teneur en flavonoïdes a été estimée par la méthode de AlCl_3 et exprimée en mg de quercétine, tandis que la teneur en tanins a été estimée par la méthode HCl-vanilline, tous par 100 g d'échantillon. La teneur en flavonoïdes était fortement corrélée (Pearson $r = -0,945$ à $p \leq 0,01$) avec l'activité antioxydante étudiée par la méthode d'inhibition des radicaux libres de 2,2-diphényl-1-picrylhydrazyl (DPPH *). Cependant, les teneurs totales en polyphénols et en tanins avaient un effet moins important sur l'A%. Un rendement d'extraction plus important ($4,79 \pm 0,11\%$) a été obtenu avec le cultivar AS12; cependant, l'AS20 a montré les teneurs les plus élevées en polyphénols totaux ($3214,46 \pm 263,64 \text{ mg/100 g}$), en tanins ($615,35 \pm 6,10 \text{ mg/100 g}$) et en flavonoïdes ($32,03 \pm 1,64 \text{ mg/100 g}$). Une teneur comparable en flavonoïdes a été enregistrée dans l'extrait I27 donnant un potentiel d'inhibition de DPPH* statiquement comparable (la concentration efficace, $CE_{50} = 39,5 \pm 2,11 \mu\text{g/mL}$ d'extrait d'AS20 comparé à $72,0 \pm 2,1 \mu\text{g/mL}$ d'extrait de I27). Cette activité a été jusqu'à quatre fois plus grande que celle exercée par l'hydroxytoluène butylé antioxydant synthétique (BHT). L'effet anti-radicalaire le plus faible a été observé avec l'extrait AS12 qui a donné une valeur de CE_{50} supérieure à $600 \mu\text{g/mL}$ d'extrait brute. Ces résultats indiquent qu'une plus grande quantité de composés phénoliques, comprenant les tannins et les flavonoïdes, conduit à un potentiel de piégeage des radicaux libres plus puissant et montre les

grains de sorgho à tanin de In Salah comme une source potentielle d'antioxydants naturels qui peuvent remplacer les additifs synthétiques.

Mots clés: *Sorghum bicolor* L. Moench, polyphénols, flavonoïdes, tanins, activité de piégeage de DPPH*, corrélation.

1.- Introduction

Sorghum is an extremely important crop in Asia, Africa and other semi-arid regions of the world due to its relatively drought tolerance compared to other cereals. It can grow under very harsh conditions such as infertile soils and excessive heat, conditions that are unsuitable for maize or wheat production (Murthy and Kumar, 1995; Farré and Faci, 2006). In Algeria, sorghum cultivars have the capacity to grow in hyper arid ecosystem where the maturity temperature is very high reaching a monthly mean of 45.2 °C (Boudries et al., 2009). This high temperature and drought conditions are coupled with a high salinity of soil in In Salah region.

Tannin-sorghum varieties are grown in some countries of Africa and Asia to be used for staple food, in order to reduce grain losses in the field caused of bird predation or to be mixed and used in porridge making and used for the characteristic color they produce in certain foods (Awika et al., 2004).

Sorghum flour is rich in phytochemical components with a potential to have important health-promoting properties (Kamath et al., 2004; Taylor et al., 2014). Phenolic compounds in sorghum occur as phenolic acids, flavonoids and condensed tannins (Serna-Saldivar and Rooney, 1995). Phenylpropane glycerides, dicaffeoyl spermidine and phenolamides supplement classes of phenolic compounds were also found in sorghum grain (Kang et al., 2016).

Free radicals play an important role in oxidative stress inducing chronological disorders and diseases such as Alzheimer's, Parkinson's diseases, cancer, cardiovascular diseases, cataract, diabetes complication and inflammation (Temple, 2000). Natural antioxidants, including phenolic compounds, reduce oxidative damage to biomolecules by modulating the effects of reactive oxidants (Kumar et al., 2006; Konaté et al., 2010).

The DPPH* method is widely used to determine antiradical/antioxidant activity of purified phenolic compounds as well as natural plant extracts. The method also has good repeatability and is used frequently (Brand-Williams et al., 1995; Fukumoto and Mazza, 2000).

To date, there are limited reports on Algerian sorghum properties and their phenolic compounds. The objective of this work is to evaluate antioxidant activity of tannin-sorghum, grown in natural stress conditions, related to their phenolic compounds contents.

2- Material and methods

2.1.- Sorghum sample

Three sorghum cultivars with pigmented pericarp and testa, AS12, AS20 and I27, were selected among 30 collected cultivars grown in In Salah region (Sothern Algeria), due to its agro-morphological characterization (Table 1). The grains were harvested in October 2010, cleaned then dried in free air and selected manually and sieved to remove impurities.

Table 1. some agro-morphological Characteristics of sorghum cultivars, AS12, AS20 and I27.

Cultivars	Glume/Pericarp pigmentation	Seed color	1000 grain weight	Panicle compactness	Harvesting region
AS12	+/+	Red	30.06	++	Ezzaouia
AS20	+/+	Brown	14.83	-	El maleh
I27	-/+	Brown	30.17	+	Ingher

2.2.- Bleach (Chlorox) test

The presence or absence of a pigmented testa in the sorghum grain was determined using the Bleach or Chlorox test using a bleaching reagent [5% solution of NaOH and 3.5% sodium hypochlorite (domestic bleach)] and the test is performed at room temperature (Waniska et al., 1992). One hundred whole sorghum grains were placed in a beaker, bleaching reagent was added and the beaker was closed with aluminum foil. After 20 minutes of incubation at room temperature (swirling contents of beaker every 5 minutes), bleaching reagent were removed and sorghum grains were rinsed and blotted between two sheets of paper towel. Tannin sorghum grains are those grains that are black, and non-tannin sorghum grains are those which are white or brown. Batches containing $\geq 95\%$ tannin or non-tannin sorghum was classified as tannin or non-tannin sorghum, respectively.

2.3.- Sample extraction

Whole sorghum flour was obtained by grinding 100 g of cleaned grains of each cultivar in a laboratory impact mill (Cyclotec TM 1093 Sample Mill) and sieved through a 0.850 mm mesh screen (Moraes et al., 2012)

A quantity of 1 g of each flour was defatted twice with hexane at a (4:1) ratio (v/w), and kept on a mechanical shaker for 1h at room temperature. The mixture was centrifuged at 3000 rpm for 10 min. The dried defatted flour was then extracted twice with 80% methanol at a (5:1) ratio (v/w) for 1h at room temperature. After centrifugation at 3000 rpm for 10 min the supernatants were combined. Each extract were subjected to total phenolics, total flavonoids and tannin contents determination.

Radical scavenging activity essay was carried out on aliquots of concentrated extracts obtained after evaporating solvent until dryness using a rotary evaporator at 40°C.

2.4.-Total phenolics content

Total phenolic components of the sorghum extracts were estimated by a colorimetric assay based on procedures described by Singleton and Rossi (1965) with some modifications. Briefly, an aliquot of the extract (100 µL) was reacted with 500 µL of 10× diluted Folin-Ciocalteu reagent and 2 mL of sodium carbonates. The reaction was carried out for 30 min at room temperature and the absorbance was read at 765 nm. The total phenolic content of each extract was determined from the standard curve and expressed as mg gallic acid equivalent per 100 g of sorghum flour (mg GaE/100 g).

2.5.-Tannin content

The tannin content was estimated using the vanillin-HCl method as described by Price et al. (1978). To 50 µL of diluted sample, 3 mL of 4% vanillin solution in methanol and 1.5 mL of concentrated HCl were added. The mixture was allowed to stand for 15 min. The absorption was measured at 500 nm and blank determinations were used to counteract the effect of anthocyanins and other pigments in the samples. Tannin content was expressed as mg catechin equivalent per 100 g of sorghum flour (mg CE/100 g).

2.6.- Total flavonoids

Total flavonoids in the extracts were determined by a colorimetric method described by Chang et al. (2000) with some modifications. Briefly, 0.1 g of extract was dissolved in 1 mL of methanol. A 1.5 mL aliquot of this solution was mixed with 1.5 mL of 20 g/L AlCl₃ (6H₂O) and kept at 25 °C for 30 min. The absorbance of the reaction mixture was measured at 415 nm. The total flavonoid content of each extract was expressed as mg quercetin equivalent per 100 g of sorghum flour (mg QE/100 g).

2.7.- DPPH* radical-scavenging activity

The effect of sorghum cultivars extracts on DPPH (1,1-diphényl-2-picrylhydrazyle) radical (DPPH*) scavenging was estimated according to the method of Blois (1958). Ethanol was the solvent used to prepare crud extract aliquots and DPPH* and standard solutions, butylated hydroxyanisole (BHA) and butylated hydroxytoluene (BHT). The concentration employed in the assay was based on the crude extract yielded for each sample and antioxidant activity is calculated as their ability to quench the stable DPPH radical: the IC₅₀ was determined. Briefly, 0.5 mL of 0.1 mmol/L DPPH* solution in ethanol was added to 3 mL of each extract or standard solution. The mixtures were shaken vigorously and incubated at room temperature for

30 min. the absorbance was measured at 517 nm (A517). DPPH* radical-scavenging activity (A%) was calculated as:

$$A(\%) = 100 \times \frac{[(A517(\text{control}) - A517(\text{sample}))]}{A517(\text{control})}$$

2.8.- statistical analysis

All analyses were made in triplicate. The results were analyzed by Analysis of Variance (ANOVA, $p = 5\%$) and Correlations among radical scavenging activity and extraction yield, total phenolics, total flavonoids and tannins contents of sorghum whole flour were obtained through Pearson's correlation coefficient (r) ($\alpha = 5\%$). For significant "F", the post hoc Tukey's range test was used to determine significant differences among means ($\alpha = 5\%$). Data analyses were carried out with IBM SPSS Statistics 23.0×86 software.

3.- Results and discussion

3.1.- Presence of testa

We observed that 100 % of seeds batch of all sorghum cultivars contained testa layer (Table 2). This means that AS12, AS20 and I27 are tannin-sorghums. A combination of the presence of a pigmented testa with of pericarp color and endosperm color, results in a dark-brown or red-brown color of sorghum. In contrast of AS20 and I27 seeds, the presence of testa layer in AS12 seeds didn't affect its color which was red, this can be explain by tannin level in this cultivar. Sorghum grain color is important with regard to end-use, in particular for milling to produce meal for porridge making or malting preparation (Rooney and Miller, 1982).

Table 2. Rate of tannin sorghum seeds in a batch of 100 seeds of each cultivar, treated with Clorox method.

Cultivars	AS12	AS20	I27
% of tannin seeds	100	100	100

The presence of the testa confers some resistance to molds and deterioration of the grain and results in less bird damage. In the absence of a testa, bird damage significantly increases. The bitter taste of sorghum with a testa however, makes it less acceptable as food for humans and animals (Waniska et al., 1992; Ramputh et al., 1999).

3.2.- Extracts characteristics and contents

There was a significant difference in extraction yield among the three whole flour samples. AS12 gave better extraction yield (Table 3) and AS20 gave the lower value.

80% methanol was used and gave good amount of extract with both sorghums AS12 and I27. Actually, several studies have shown that aqueous methanol (80%) is an effective solvent in extracting phenolics and other polar substances in cereals (Przybylski et al., 1998; Zieliński and Kozłowska, 2000). However, it seems that AS20, the smaller sorghum grain (Table 1), hence with larger pericarp surface did not be well extracted with 80% methanol, since bran had always shown important amount of phytochemicals compared to whole or decorticated grain (Awika, 2005). Therefore, AS20 should promise a higher yield of extract.

The total phenolics and tannin levels differed significantly ($P < 0.01$) among the three samples and no significant difference was observed in flavonoids content between AS20 and I27 samples (Table 3).

Total phenolic levels in sorghum extracts ranged between 410.03 ± 0.61 and 3214.46 ± 263.64 mg GaE/100 g of flour. AS20 extract showed the highest level of both total phenolics and tannin content; while, AS12 presented the lowest values of total phenolics, tannins and flavonoids contents.

This variation is a function of the intensity of the pigmentation of the pericarp and the testa where the grains AS12 were the less pigmented (red) than AS20 and M27 grains which were of brown color. The values obtained with sorghums AS20 and I27 are much more important compared to those reported by Ba et al. (2010) in seven varieties of white sorghum whose polyphenol levels ranged between 220 and 570 mg/100 g. and also higher than reported rates on other different cereals that were four times less rich in total phenolics than sorghum (Zieliński and Kozłowska, 2000). Today, it is recognized that sorghum, millet and barley are important food grains reported to contain significant quantities of phenolic compounds (Dicko et al., 2002; Kamatha et al., 2004; Taylor et al., 2014).

Table 3. Extraction yield and polyphenols, flavonoids and tannin contents per 100 g of whole flour of three Algerian sorghum cultivars.

Extracts	Extraction Yields (%)	Total Phenolics (mg GaE/100 g)	Total Flavonoids (mg QE/100 g)	Tannins contents (mg CE/100 g)
AS12	4.79 ± 0.11^a	410.03 ± 0.61^c	22.38 ± 0.27^b	68.4 ± 0.11^c
AS20	1.78 ± 0.03^c	3214.46 ± 263.64^a	32.03 ± 1.64^a	615.35 ± 6.10^a
I27	3.00 ± 0.09^b	1614.57 ± 25.21^b	28.22 ± 0.53^a	251.14 ± 3.14^b

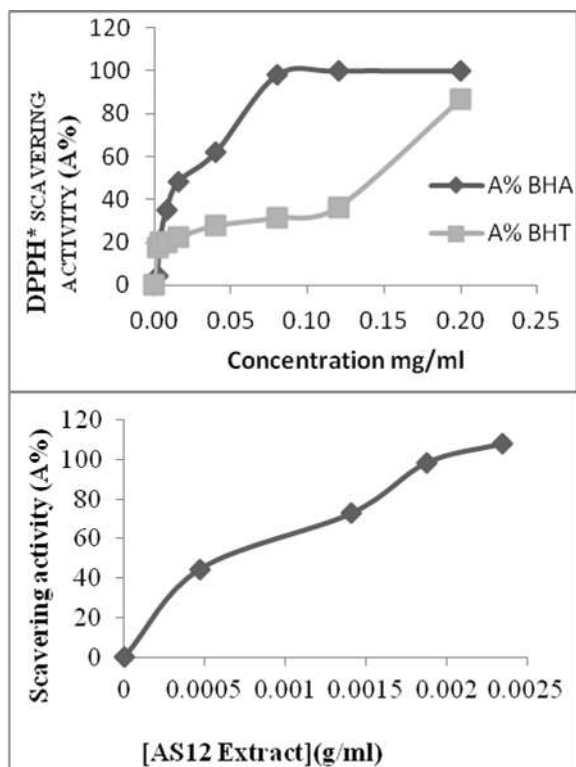
Flavonoid contents of the examined cultivars were of the same order as those obtained by Afify et al. (2012) with Egyptian sorghums (45.91-54.68 mg/100 g). However, higher levels were also reported in the literature (Devi

et al., 2012). These low levels can be explained by the fact that flavonoids such as flavanones can be precursors in the biosynthesis of anthocyanidins (condensed tannins) in tannin-sorghums through flavan-4-ols (Wharton and Nicholson, 2000); however, flavonoids and tannin contents were positively correlated (Table 5). In addition, the rate and composition of flavonoids vary with the effect of genotype, environment and their interactions (Awika et al., 2004, Dykes et al., 2009, Taleon et al., 2012).

Total phenolic content was more correlated to tannin ($r = 0.99$ at $P \leq 0.001$) than to flavonoid contents (0.90 at $P \leq 0.05$) but it had a high negative-correlation with extraction yield (Table 5). Indeed, tannins are the main phenolic compounds in brown tannin sorghums (Dykes et al., 2005).

3.3.- Antioxidant activity

To evaluate the antioxidant potency of different extracts from sorghum compared to two synthetic phenolic compounds BHT, BHA, We used the DPPH* method. The antioxidant effect of our extracts is expressed in IC_{50} , this parameter is defined as the effective concentration of substrate which causes a 50% decrease in the DPPH absorbance (A %) from figure (1).



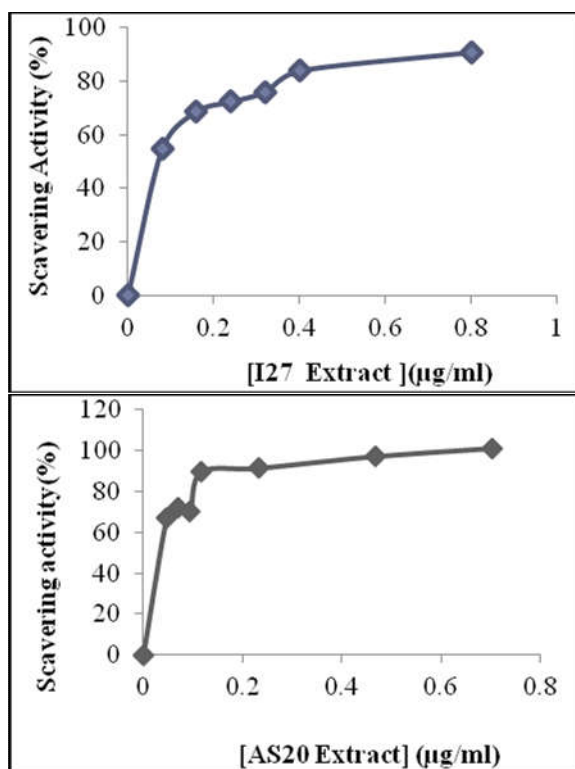


Figure 1. DPPH* scavenging activity (A%) of two synthetic phenolic standards, BHT and BHA and three sorghums extracts: AS 12, AS20 and I27.

Table 4. DPPH* radical scavenging activity values (IC_{50}) of different extracts in comparison to that of a phenolic standard, BHT and BHA.

Extracts	AS12	AS20	I27	BHT	BHA
DPPH scavenging Activity IC_{50} (µg/mL)	605.0±35.4 ^a	39.5±2.1 ^c	72.0±2.1 ^c	145.0±3.2 ^b	22.5±0.3 ^d

The antioxidant activity based on the DPPH radical scavenging activity varied from 39.5±2.1 and 605.0±35.4 µg/mL of extract depending on sorghum cultivar (Table 4).

The AS20 extract with an IC_{50} of 39.5±2.1 µg/mL exerts an antioxidant activity four times greater than that exerted by the BHT, but this activity is weak compared to that exerted by BHA. The extract of I27 showed an IC_{50} of 72.0±2.1 µg/mL (Table 4), which means that this extract has an antioxidant activity two times greater than that exerted by BHT (145±3.2 µg/mL), but this activity still lower than that of BHA (22.5±0.3 µg/mL). In

contrast, the AS12 extract showed a much lower activity than the standards and the other two extracts (Fig.1 and Table 4).

IC₅₀ was positively correlated to extraction yield ($r = 0.935$ at $p \leq 0.01$) and negatively correlated to all total phenolics, tannin and flavonoids contents; however, the effect of flavonoids was more significant ($r = -0.945$ at $p \leq 0.01$) (Table 5).

Table 5: Pearson's correlations of extraction yield, total phenolics, flavonoids and tannin contents with antioxidant activity (DPPH* radical scavenging activity IC%) of sorghum whole flour.

		Extraction yield %	Phenolics	Flavonoids	Tannins	DPPH* scavenging Activity A%
Extraction yield %	r	1	-0.968**	-0.977**	-0.974**	0.935**
	P		0.002	0.001	0.001	0.006
Phenolics	r		1	0.905*	0.992**	-0.830*
	P			0.013	0.000	0.041
Flavonoids	r			1	0.931**	-0.945**
	P				0.007	0.005
Tannins	r				1	-0.832*
	P					0.040
DPPH* scavenging Activity IC ₅₀	r					1
	P					

* Correlation was significant ($p < 0.05$) (2-tailed).

** Correlation was significant ($p < 0.01$) (2-tailed).

The brown tannin-sorghums, AS20 and I27 had consistently higher phenolics and condensed tannin content and showed similar level of flavonoid content and accordingly, similar higher inhibition potential of DPPH* radical. Phenolic compounds are considered as a major group of compounds that contribute to the antioxidant activities of grains.

Several authors had demonstrated that antioxidant potency is frequently significantly correlated with phenolic content and composition in sorghum seeds and other plant material from various species (Dlamini et al., 2007; Konate et al., 2010; Taylor et al., 2014). Flavonoids are powerful antioxidants that can inhibit the formation of free radicals and oppose the oxidation of macromolecules (Van Acker et al., 1995; Dykes and Rooney, 2006; Awika et al., 2009; Medini et al., 2014). Pietta (2000) indicated that both flavonoids and their metabolites, *in vivo*, can display antioxidant activity.

on the other hand, in previous studies, aqueous acetone as well as aqueous methanol extracts of tannin or non-tannin whole grain of sorghum showed an important *in vitro* antioxidant activity estimated by DPPH radical scavenging activity ranging from 17.7 to 44.7 μmol Trolox equivalents (Ragaei et al.,

2006; Awika et al., 2009). Moreover, tannins are known to have higher antioxidant activity as compared to other phenols and are likely responsible for the high activity in the brown sorghums (Moyer et al., 2002).

Furthermore, tannins are reported to have several biological activities frequently related to its antioxidant properties like: preventing proliferation of cancer cells (Awika et al., 2009), inhibiting type 2 diabetic complications (Kumari and Jain, 2012) and inhibitory activity against α -amylase and α -glucosidase enzymes (Randhir et al., 2008; Kim et al., 2011).

The amount of phenolics in plants and their antioxidant activities depends on both biological factors (genotype, organ and ontogeny) and edaphic and environmental (temperature, salinity, water stress and light intensity) conditions (Medini et al., 2014). Sorghums grown in In Salah are exposed to various abiotic constraints, such as salinity, drought, high and low temperatures and high luminosity which induce oxidative stress in plants. Recent study has reported that the deficit irrigation treatment had significantly increased phenolic content and antioxidant activity of six whole grain sorghum genotypes (Gangcheng et al., 2017). Sorghums adapted to Algeria environment were found to contain reasonable levels of nutrients and antioxidant properties (Mami-Soualem et al., 2013).

In conclusion, sorghum cultivars showed variation in phenolics, flavonoids and tannins contents. Antioxidant activity of aqueous methanol extracts was more correlated with extraction yield and flavonoids content. However, phenolics level of sorghum seeds was more correlated to tannin content than to flavonoids content. The present study confirms that the tannin-sorghum could provide a significant source of natural antioxidative compounds that may have potent beneficial health effects. Sorghum flavonoids and tannins may answer to increasing demand for natural antioxidants for use in foods and substitute the synthetic antioxidants butylated hydroxytoluene (BHT).

It was observed, that in DPPH* method, possible color interference of DPPH* with samples that contain anthocyanins leads to underestimation of antioxidant activity (Arnao, 2000). Thus determination of anthocyanin content especially in AS 12 cultivar seeds and investigation of antioxidant activity with other methods are suggested.

4.- References

- Afify A.M.R., El-Beltagi H.S., Abd El-Salam S.M. and Omran A.A., 2012. Biochemical changes in phenols, flavonoids, tannins, vitamin E, B-carotene and antioxidant activity during soaking of three white sorghum varieties. *Asian Pacific Journal of Tropical Biomedicine*, 2: 203-209.
- Arnao, M. B., 2000. Some methodological problems in the determination of antioxidant activity using chromogen radicals: a practical case. *Trends in Food Science and Technology*, 1: 419-421.

- Awika J.M., Rooney L.W. and Waniska R.D., 2004. Anthocyanins from black sorghum and their antioxidant properties. *Food Chemistry*. 90: 293-301.
- Awika, J. M., McDonough, C. M., and Rooney, L. W., 2005. Decorticating sorghum to concentrate healthy phytochemicals. *Journal of Agricultural and Food Chemistry*, 53: 6230–6234.
- Awika, J.M., Yang, L and. Browning, J.D. Faraj, A., 2009. Comparative antioxidant, antiproliferative and phase II enzyme inducing potential of sorghum (*Sorghum bicolor*) varieties. *LWT. Food Science and Technology*. 42: 1041-1046.
- Ba K., Ine E., Destain J., Cisse N. and Thonart P., 2010. Étude comparative des composés phénoliques, du pouvoir antioxydant de différentes variétés de sorgho sénégalais et des enzymes amylolytiques de leur malt, *Biotechnology, Agronomy, Society and Environment*. 14: 131-139.
- Blois M.S., 1958. Antioxidant determinations by the use of stable free radical. *Nature*, 181:1199-1200.
- Brand Williams W., Cuvelier M. E. and Berset, C., 1995. Use of a free radical method to evaluate antioxidant activity. *Lebensm. Wiss. Technol.* 28: 25-30.
- Boudries N, Belhaneche N, Nadjemi B, Deroanne C, Mathlouthi M, Roger B., 2009. Physicochemical and functional properties of starches from sorghum cultivated in the Sahara of Algeria. *Carbohydrate Polymers*, 78:475-480.
- Devi S. P., Saravanakumar M. and Mohandas S., 2012. The effects of temperature and pH on stability of anthocyanins from red sorghum (*Sorghum bicolor*) bran. *African Journal of Food Science*, 6(24): 567-573.
- Dicko, M., Hilhorst, R., Gruppen, H., Traore, A.S., Laane, C., Van.Berkel, W.J.H., Voragen, A.G.J., 2002. Comparison of content in phenolic compounds, polyphenol oxidase, and peroxidase in grains of fifty sorghum varieties from Burkina Faso. *Journal of Agricultural and Food Chemistry* 50: 3780–3788.
- Dlamini N. R., Taylor J. R.N, Rooney L. W., 2007. The effect of sorghum type and processing on the antioxidant properties of African sorghum based foods. *Food Chemistry*, 105: 1412–1419.
- Dykes, L., and Rooney, L. W., 2006. Sorghum and millet phenols and antioxidants. *Journal of Cereal Science*, 44: 236–251.
- Dykes, L., Rooney L. M. S., Rooney, L. W., 2009. Flavonoid composition of red sorghum genotypes, *Food Chemistry* 116: 313–317.
- Dykes, L., Rooney, L. W., Waniska, R. D., and Rooney, W. L., 2005. Phenolic compounds and antioxidant activity of sorghum grains of varying genotypes. *Journal of Agricultural and Food Chemistry*, 53: 6813–6818.

- Farré, I., Faci, J.M., 2006. Comparative response of maize (*Zea mays* L.) and sorghum (*Sorghum bicolor* L. Moench) to deficit irrigation in a Mediterranean environment. *Agriculture and Water Management*, 83: 135–143
- Fukumoto L. R., Mazza G., 2000. Assessing antioxidant and prooxidant activities of phenolic compounds. *Journal of Agriculture and. Food Chemistry*, 48: 3597-3604.
- Medini F., Fellah H., Ksouri R. and Abdelly C., 2014. Total phenolic, flavonoid and tannin contents and antioxidant and antimicrobial activities of organic extracts of shoots of the plant *Limonium delicatulum*, *Journal of Taibah University for Science*, 8: 216-224
- Gangcheng Wu, Johnson S. K., Bornman J. F., Bennett S. J., Fang Z., 2017. Changes in whole grain phenolics and antioxidant activity of six sorghum genotypes under different irrigation treatments, *Food Chemistry*, 214: 199-207.
- Iwama, K., Hatori, M., Ibuki, F., 1987. Prominent antioxidant effect of wheat gliadin on linoleate peroxidation in powder model systems at high water activity. *Journal of Agricultural and Food Chemistry* 35: 628-631.
- Kamatha V. G., Chandrashekar A. and Rajini P.S. 2004. Antiradical properties of sorghum (*Sorghum bicolor* L. Moench) flour extracts. *Journal of Cereal Science* 40: 283–288.
- Kang J., Price W. E., Ashton J., Tapsell, L. C., Johnso S., 2016. Identification and characterization of phenolic compounds in hydromethanolic extracts of sorghum whole grains by LC-ESI-MSⁿ. *Food Chemistry*, 211: 215-226.
- Kim, J.S., Hyun, T.K., Kim, M..J., 2011. The inhibitory effects of ethanol extracts from sorghum, foxtail millet and proso millet on α -glucosidase and α -amylase activities. *Food Chemistry*. 124: 1647-1651.
- Konaté K, Souza A, Coulibaly AY, Meda NT, Kiendrebeogo M, Lamien-Meda A, Millogo-Rasolodimby J, Lamidi M, Nacoulma OG., 2010. In vitro antioxidant, lipoxxygenase and xanthine oxidase inhibitory activities of fractions from *Cienfuegosia digitata* Cav., *Sida alba* L. and *Sida acuta* Burn f. (Malvaceae). *Pakistan Journal of Biological Sciences*, 13:1092-1098.
- Kumari M. and Jain S., 2012. Tannins: An Antinutrient with Positive Effect to Manage Diabetes. *Research Journal of Recent Sciences*, 1: 1-8.
- Mami-Soualem Z., Belarbi M., Gaouar N., Sayadi M. and Benammar C., 2013. Antioxidant activity and nutrient composition of *Sorghum bicolor* L. and *Secale cereale* L. in Algeria. *International Journal of Botany and Research*, 3: 1-12.
- Moyer A. R., Humer, K. E., Finn, C. E., Frei, B., Wrolstad, R.E., 2002. Anthocyanins, phenolics, and antioxidant capacity in diverse small fruits: Vaccinium, Rubus, and Ribers. *Journal and. Agriculture and. Food Chemistry*. 50: 519-525.

- Murty, D.S. and Kumar, K.A., 1995. Traditional Uses of Sorghum and Millets. In: Dendy, D.A.V., Ed., Sorghum and millets: Chemistry and Technology, American Association of Cereal Chemists, St. Paul, 185-221.
- Pietta P.G., 2000. Flavonoids as antioxidants. Journal Natural Products, 63:1035-1042.
- Price, M. L., Van Scoyoc, S., and Butler, L. G., 1978. A critical evaluation of the vanillin reaction as an assay for tannin in sorghum grain. Journal of Agricultural and Food Chemistry, 26: 1214-1218.
- Przybylski R., Lee Y.C., and Eskina N.A.M., 1998. Antioxidant and radical-scavenging activities of buckwheat seed components. Journal of the American Oil Chemists' Society, 75: 1595-1599.
- Ragaei, S., Abdel. Aal, E.M., Noaman, M., 2006. Antioxidant activity and nutrient composition of selected cereals for food use. Food Chemistry. 98: 32-38.
- Ramputh, A., Teshome, A., Bergvinson, D. J., Nozzolillo, C., and Arnason, J. T., 1999. Soluble phenolic content as an indicator of sorghum grain resistance to *Sitophilus oryzae* (Coleoptera: Curculionidae). Journal of Stored Products Research, 35: 57-64.
- Randhir R., Kwon Y..I., Shetty K., 2008. Effect of thermal processing on phenolics, antioxidant activity and health relevant functionality of select grain sprouts and seedlings. Innovative Food Science and Emergence Technology. 9: 355-364.
- Rooney, L.W. and Miller, F.R., 1982. Variation in the structure and kernel characteristics of sorghum. in: Mertin, J.V. (ed.). Proceedings of the International Symposium on Sorghum Grain Quality. ICRISAT, Patancheru, India, pp. 143.162.
- Serna-Saldivar S. and Rooney L. W., 1995. Structure and chemistry of sorghum and millets. Sorghum and millets: chemistry and technology, 69-124.
- Singleton V.L. and Rossi J.A., 1965. Colorimetry of total phenols with phospho molybdic phosphotungstic acid reagents. American Journal of Enology and Viticulture, 16: 144-158.
- Sun B., Richardo. D., Silvia J.M., and Spranger I., 1998. Critical factors of vanillin assay for catechins and proanthocyanidins Journal of Agriculture and Food Chemistry, 46: 4267-4274.
- Taleon V., Dykes L., Rooney W.L., Rooney L.W., 2012. Effect of genotype and environment on flavonoid concentration and profile of black sorghum grains. Journal of Cereal Science, 56: 470-475.
- Taylor J. R.N., Belton P. S., Beta T. and Duodu K. G., 2014. Increasing the utilisation of sorghum, millets and pseudocereals: Developments in the science of their phenolic phytochemicals, biofortification and protein functionality. Journal of Cereal Science 59: 257-275.

- Temple, M.J., 2000. Antioxidants and disease: more questions than answers. *Nutrition Research* 20: 449-459.
- Van Acker S.A., Tromp M.N., Haenen G.R., Van Der Vijgh W.J, Bast A., 1995. Flavonoids as scavengers of nitric oxide radical. *Biochemical and Biophysical Research Communications*, 214:755-579.
- Waniska, R. D., Hugo, L. F., and Rooney, L. W., 1992. Practical methods to determine the presence of tannins in sorghum. *Journal of Applied Poultry Research*, 1: 122-128.
- Wharton P. and Nicholson R.L., 2000. Temporal synthesis and radiolabelling of the sorghum 3-deoxyanthocyanidin phytoalexins and the anthocyanin, cyanidin 3-dimalonyl glucoside. *New Phytologist*, 145: 457-469.
- Zieliński H and Kozłowska H., 2000. Antioxidant activity and total phenolics in selected cereal grains and their different morphological fractions. *Journal of Agricultural and Food Chemistry*, 48: 2008-2016.

La revue « **ELWAHAT** » pour les Recherches et les Etudes
P-ISSN: 1112-7163
E-ISSN: 2588-1892

Est une revue scientifique à comité de lecture pluridisciplinaire avec des universitaires et des experts de renommée internationale. La revue « ELWAHAT » pour les Recherches et les Etudes publie des travaux de recherche dans tous les aspects de recherche. Elle publie des articles de recherche originaux, des notes de recherche et commentaires dans des domaines multiples.

La revue « ELWAHAT » pour les Recherches et les Etudes comporte Cinq sections:

Section A- Sciences appliquées (elwahatst@gmail.com et elwahatsnv@gmail.com);

Section B- Droit et Sciences Politiques (elwahatdroit@gmail.com)

Section C- Sciences Economiques, de Gestion et Commerciales (elwahateconomie@gmail.com);

Section D- Sciences Humaines, Sociales (elwahatsocio@gmail.com; elwahat.univ.ghardaia@gmail.com)

Section E- Lettres et Langues (elwahatlitterature@gmail.com).

Droit d'auteur

Pour publier dans la revue « ELWAHAT » pour les Recherches et les Etudes, les auteurs déclarent le transfert des droits d'auteur à l'éditeur une fois l'article est accepté à la publication.

Contact

Toute correspondance est adressée au directeur de la publication :
Revue « ELWAHAT » pour les Recherches et les Etudes- Université de Ghardaïa B.P 455, Noumérat, Route de l'aéroport Ghardaïa 47000-Algérie

Tél. : + 213 (0) 29 87 05 91

Fax: +213 (0) 29 87 05 89

E-mail: elwahatk.abdellah@gmail.com

Site web: <http://elwahat.univ-ghardaia.dz/>

Directeur de la revue : Pr. DADAMOUSSA Belkhier
Directeur de la publication : Dr. KEMASSI Abdellah

Comité éditorial

DADAMOUSSA Belkhier (Algérie)	SEYDOU TOURE Abou Bakr (Niger)
HALILAT Mohammed Tahar (Algérie)	BRANDT Stefanie (France)
GUENDOUZ-BENRIMA Atika (Algérie)	GELY Véronique (France)
OULD EL HADJ Mohamed Didi (Algérie)	HOUDAYER Jean Marie (France)
BISSATI-BOUAFIA Samia (Algérie)	BOUTERDINE Yahia (Algérie)
CHEHMA Abdelmadjid (Algérie)	HADIA Mchikhi (Tunisie)
BADRAOUI Mohamed (Maroc)	TOUBI Mustafa (Maroc)
BENRHAÏM Hafsa (Tunisie)	DARABSAH Mahmoud (Jordanie)
TESSIER Daniel (France)	INIGO-INIGO C. Adolfo (Espagne)
THOMPSON Michael (USA)	RUSAN Mounir (Jordanie)
KELFAOUI Fethi (Algérie)	BAJOU Mustapha (Algérie)
BAHAZ Brahim (Algérie)	ABDALI Mohamed Saïd (Algérie)
DJEBLI Nourreddine (Algérie)	BEN SAÂD Mohammed Saïd (Algérie)
MESSAITFA Ammar (Algérie)	DJAOUADAT Mohammed (Maroc)
HACINI Messaoud (Algérie)	MAJID ESSANI Abdul (Algérie)
SENOUSSI Abdelhakim (Algérie)	ABDUL KHALIQ Issa (Palestine)
SANNON Soulaymane (Burkina-Faso)	DARMAKI Aisha (Oman)
GHANEMI Mouhamed (Tunisie)	HASSAN ZEIDAN Suleiman (Libye)
NATALI Mondy (France)	MOUSSAOUI Ahmed (Algérie)
OUAKID Mohamed Laid (Algérie)	SELLAMI Mokhtar (Algérie)
CHERITI Abdelkarim (Algérie)	MAARAJ Houari (Algérie)
BELBOUKHARI Nacer (Algérie)	KHOUADJA Abdelaziz (Algérie)
YOUCEFI Mohammed (Algérie)	KHENNOUR Saleh (Algérie)
HADJ SEYD Abdelkader (Algérie)	OULED HIMOMUDA Djamaa (Algérie)
HADJ-AISSA Mohamed (Algérie)	BEN CHOUHRA Choul (Algérie)
BADJAH Yacine (Royaume Arabie Saoudite)	OUMENTEN Mustapha (Algérie)
BELLAOUER Slimane (Algérie)	HIBA Seif Eddine (Algérie)
BOUAROUR Kamel (Algérie)	BENSANIA Abderrahmane (Algérie)
MERZOUKI Amjed (Tunisie)	MSITFA Abdelatif (Algérie)
WOLFGONG Kaiser (France)	ELSSAMADI Mustapha (Maroc)
BOUABDELLI Ahlam (Algérie)	GUEZZOU Mouhamed Akli (Algérie)
ADJILA Mohamed (Algérie)	BOUSSALIM Saleh (Algérie)
GOUÏ Bouhania (Algérie)	GUERLIFA Hamid (Algérie)
DEHOU Fodil (Algérie)	KOUTI Messaoud (Algérie)
KIHOUL Bouzid (Algérie)	HADJADJ Omer (Algérie)
HADJ MHAMED Kacem (Algérie)	HAMMOUDA Aïcha (Algérie)
KADDI Abdelmadjid (Algérie)	ELMADJARI Abdelkrim (Tunisie)
FARADJ Faradj (Egypte)	CHAIB Saci (Algérie)

Section A : Sciences Appliquées

Rédacteur en chef

Dr. KEMASSI Abdellah

Comité de lecture

Pr. GHANEMI Mohamed (Tunisie)
Pr. OULD EL HADJ-KHELIL Aminata (Algérie)
Pr. CHERITI Abdelkrime (Algérie)
Pr. KADDOURI Kacem (Algérie)
Pr. AZZAZ RAHMANI Salima (Algérie)
Pr. BELBOUKHARI Nacer (Algérie)
Pr. DJEBLI Nouredine (Algérie)
Pr. SEGNI Laagel (Algérie)
Pr. HADJ MHAMED Mahfoud (Algérie)
Dr. KOUIDRI Mohamed (Algérie)
Dr. KHEN Bachir (Algérie)
Dr. ADAMOU Alaa-Eddine (Algérie)
Dr. GUEZZOUL Omar (Algérie)
Dr. BOUALLALA A'Mhamed (Algérie)
Dr. NOURI Nada (Algérie)
Dr. TANKARIDANBADJO Abdurrahman (Niger)
Dr. BOULENOUAR Nouredine (Algérie)
Dr. BOURAS Nouredine (Algérie)
Dr. BOUAL Zakaria (Algérie)
Dr. SEKOUM Khaled (Algérie)
Dr. HADJAISSA Mohamed (Algérie)
Dr. HADJ SEYD Abdelkader (Algérie)

Instructions aux auteurs

Soumission d'un article

Soumission recommandée (électronique) via le courrier électronique de la section de domaine relatif au sujet de manuscrit. Lors de la soumission, il est demandé aux auteurs de proposer une liste d'au moins deux spécialistes susceptibles d'expertiser le travail et d'y joindre leurs adresses électroniques et leurs affiliations.

Il est recommandé ainsi de faire joindre à l'article soumis, une lettre d'accompagnement, où il est mentionné que le travail soumis a été approuvé par tous les auteurs et qu'il n'a pas été soumis à une autre revue.

Préparation de manuscrit

Les articles soumis à la revue « ELWAHAT » pour les Recherches et les Etudes, peuvent être rédigés en anglais, en français ou en arabe et doivent comporter obligatoirement un résumé en français ou en arabe et un autre résumé en anglais. Le résumé doit être suffisamment clair et informatif pour permettre la compréhension du sujet sans lire l'article entier. Le résumé comporte au maximum 200 mots. Cinq à sept mots-clés bien adaptés pour indexer le manuscrit.

- Les manuscrits doivent contenir quatre parties: Introduction, Matériel et méthodes, Résultats et Discussion, et Conclusion (facultatif) (police 12 gras). Les manuscrites ne doivent pas dépasser 15 pages ou 3000 mots (excluant les références, les tableaux et les légendes des figures).

La longueur des textes comportant de nombreuses références ne devrait pas dépasser 40000 signes (espaces compris). Les manuscrits soumis en ligne à la revue, passent par plusieurs étapes successives:

- Vérification de la conformité du manuscrit (lettre d'accompagnement, «anonymisation» du texte, résumés bilingues, etc.);
- Vérification de conformité à la ligne éditoriale de la revue et d'originalité des résultats;
- Evaluation anonyme par au moins deux experts choisis parmi ceux qui sont proposés par les auteurs et par les membres du comité de rédaction.

Le manuscrit doit être écrit en police : New Time Roman et comporte les éléments sous cités qui vont être regroupés dans un seul fichier rendu anonyme et qui se présentent comme suit:

Sur la première page :

- Le titre de manuscrit en français ou en arabe et en anglais (20 mots au maximum ; police 14 gras);
- Les noms, les affiliations, et les références des auteurs ainsi que l'adresse postale et l'adresse électronique du premier auteur et/ou de l'auteur correspondant (police 11 gras) ;

- Un résumé en français ou en arabe et un abstract en anglais de 300 mots maximum chacun (police 12);
- Cinq à sept mots clés, en français ou en arabe et en anglais, extraits du thésaurus (police 12);
- Puis le texte intégral au format MS. Word (fichier .doc(x) ou rtf) avec illustrations. Les tableaux, les photos et les figures (illustrations) seront appelés dans le corps du texte (police 12);
- Une liste de références bibliographiques soigneusement choisies, récentes et accessibles aux lecteurs, selon les normes suivantes:

Références bibliographiques

Les références bibliographiques sont présentées par le nom de l'auteur ou des auteurs (sans prénom (s)) suivi d'une virgule, puis de l'année de publication. Selon leur position dans le texte sont à présenter comme suivant:

- Un seul auteur : texte (auteur, année de publication) texte...
- deux auteurs : texte (auteur1 et auteur2, année de publication) texte...
- plus de deux auteurs : texte (auteur1 *et al.*, année de publication) texte...

ou: Selon auteur (année de publication) texte... ; selon auteur1 et auteur2 (année de publication) texte... ; selon auteur1 *et al.* (année de publication) texte...

Dans le cas de plusieurs citations d'auteurs- année de publication, il est recommandé des séparations par un point-virgule.

(auteur, année de publication ; auteur et auteur, année de publication ; auteur *et al.*, année de publication).

Si un auteur donné ou plusieurs mêmes auteurs ont publié la même année, ajouter les lettres a, b, c, etc. après l'année de publication. Auteur (s), année de publication a, b, c, etc.

Dans la liste bibliographique, les références seront classées dans l'ordre alphabétique des noms des premiers auteurs. Tous les auteurs doivent être mentionnés.

Exemples de structuration

Livre : Bruneton J., 1996.- *Plantes toxiques: Végétaux dangereux pour l'homme et les animaux*. Ed. Lavoisier, Paris, 687 p.

Thèse : Pibiri M. C., 2005.- *Assainissement microbiologique de l'air et des systèmes de ventilation au moyen d'huiles essentielles*. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique Fédérale de Lausanne, 160 p.

Article : Schoonhoven L. M. et Derksen-Koppers I., 1976.- Effects of some allelochemicals on food uptake and survival of a polyphagous aphid, *Myzus persicae*. *Entomologia Experimentalis et Applicata*, vol. 19 (1): 52-56.