

**AHMED ZABANA University of RELIZANE.  
FACULTY OF SCIENCE AND TECHNOLOGY.**



**Revue  
des Matériaux  
&  
Energies Renouvelable  
Vol 5, N°1, 2021.  
ISSN : 2507-7554  
E- ISSN : 2661-7595**



**Recherche Review of Scences and Technologies**

## **Editorial**

Our journal is a leading international journal on topics concerning materials and renewable energy and their developments in the industrial world. Published since 2016, the journal focused on two axes of materials and their evolution according to their potential applications and renewable energy.



## Revue des Matériaux & Energies Renouvelable

Journalhome : <https://www.univ-relizane.dz>

ISSN : 2507-7554

E-ISSN : 2661-7595



FACULTE DES SCIENCES ET DE LA TECHNOLOGIE, UNIVERSITE DE RELIZANE.

### Effet de l'impact du projectile sur le comportement mécanique des aéronefs

Open  
Access

Abdessamed BACHIRI<sup>1\*</sup>, Noureddine DJEBBAR<sup>2</sup>, Benali BOUTABOUT<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Département de Génie mécanique, Université Djillali Liabes de Sidi Bel Abbes 22000, Algérie.

<sup>2</sup> Département de Génie mécanique, Université Hassiba Benbouali de Chlef 02000, Algérie.

<sup>1,2</sup> Laboratoire Mécanique Physique des Matériaux (LMPM), Sidi Bel Abbes 22000, algérie.

#### RESUME

#### Article history:

Received 15 July 2020.

Received in revised form 28 November 2020.

Accepted 05 July 2021.

**Keyword :** zone plastique ; impact ; déformation ;  
MEF, résistance ; endommagement.

Cette étude a pour objectif d'analyser le comportement des structures des aéronefs aux chocs mécaniques rapides afin d'améliorer la résistance à l'impact d'un projectile. L'effet de la géométrie du projectile, de sa masse sur le processus d'endommagement et de perforation a notamment été mis en évidence. Pour ce faire, une plaque en aluminium 2024-T3 de forme carrée de dimensions 150.150.1 mm<sup>3</sup> est analysée. Ce modèle est un élément d'une aile d'un aéronef. Le contact entre le projectile et la plaque a été modélisé en utilisant la méthode de pénalisation avec une formulation de glissement réduit. Les projectiles cylindriques à bout conique conduisent à l'endommagement par perforation de ces structures. Ce risque de ruine est d'autant peu probable que ce bout tend à devenir plat. De ce dernier résultat que des déformations réversibles.

Les résultats obtenus montrent clairement que la forme et la masse du projectile sont deux paramètres étroitement liés et déterminent la prédiction de la résistance aux chocs mécaniques.

Copyright©2021.....-Allrightsreserved

## 1. Introduction

De nombreux problèmes posés au cours du dimensionnement de certaines structures civiles, militaires ou spatiales sont liés au comportement des matériaux dans le domaine des grandes déformations aux grandes vitesses de déformation. Lors du fonctionnement nominal ou accidentel de ces objets, les matériaux constitutifs se trouvent souvent sollicités à des chocs initiaux d'intensité élevée. Le chargement mécanique complexe qui en résulte soumet le matériau à une succession de sollicitations extrêmes en termes de pressions, de grandes déformations. Le domaine des essais statiques et dynamiques couvre un très large éventail de situations et intéressent les ingénieurs de différentes disciplines. Par exemple, les ingénieurs de production cherchent à comprendre les problèmes d'impact sur structure/carrosserie dans le domaine des transports [1-3].

Les situations d'impact de micrométéorites sur structures spatiales ou satellites, dans le but d'améliorer la performance et la sécurité de leurs produits. Les scientifiques qui travaillent sur les thématiques militaires ont également besoin de comprendre le comportement des matériaux pour des situations similaires afin de concevoir des structures qui sont plus efficaces pour résister à l'impact d'un projectile ou afin de concevoir des missiles balistiques performants. Il s'agit donc de répondre aux besoins scientifiques de l'industrie en matière d'utilisation des matériaux métalliques et de conception de structures sous sollicitations statiques [4, 5]. Ceci notamment pour une meilleure maîtrise des lois de comportement des matériaux constitutifs, de la rupture et de l'absorption d'énergie pour la protection des personnes et des structures contre des catastrophes naturelles ou pour la sécurité passive, Pour les structures primaires métalliques actuellement utilisées, les

\* Corresponding author: [abdessamed300@yahoo.fr](mailto:abdessamed300@yahoo.fr)

solutions de réparation sont matures et optimisées. Cependant, le recours à des solutions en matériaux composites directement exposées à ces agressions extérieures (fuselage par exemple) induit d'adapter ces méthodes à ces matériaux. Cela est d'autant plus vrai que les matériaux composites sont connus pour être très sensibles à ce type d'agressions impliquant des endommagements pouvant réduire de manière notable leurs performances mécaniques. Un des enjeux de ces futures années, sera notamment la mise en place d'une maintenance adaptée à ces nouveaux matériaux pour l'aéronautique civile avec pour objectif la diminution du coût de possession associé à l'appareil et notamment le coût de maintenance [6].

L'impact est identifié comme le mode de chargement le plus critique pour les matériaux composites [7]. Depuis le milieu des années 1980, ces matériaux ont vu leurs applications s'étendre aux structures aéronautiques dites primaires telles que les ailerons et les stabilisateurs horizontaux des AIRBUS A310, A300/600, A320 et A340 ou le caisson de voilure de l'avion militaire français RAFALE. À titre indicatif, ces matériaux représentent 22,6 % de la structure totale de L'ATR 72. Leur utilisation sur cet avion de transport régional concerne les caissons extrêmes de voilure dont la longueur avoisine 8,5m chacun ainsi que la quasi-totalité des capotages externes [8]. Les matériaux composites en général sont caractérisés par une meilleure résistance spécifique que les métalliques et ont une dissipation d'énergie particulièrement élevée [9] mais la problématique aujourd'hui réside dans le couplage des aspects expérimentaux, analytiques et numériques afin de fournir une analyse détaillée du comportement des structures sous sollicitations dynamiques rapides. Ceci notamment pour une meilleure maîtrise de l'absorption d'énergie pour la protection des personnes et des structures contre les catastrophes naturelles ou pour la sécurité passive. Beaucoup d'études ont été publiées traitant du problème de l'impact et des réponses mécaniques et dynamiques y associées. Néanmoins, avec des matériaux et des procédés émergents en permanence, il y a un manque de connaissances approfondies liées à ce phénomène et les relations entre propriétés/performances/endommagements qui peuvent fournir des informations sur le comportement des composites soumis à un des impacts dynamiques [10].

Cependant, l'utilisation de ces matériaux est assujettie à la connaissance de leur comportement mécanique, aussi bien en statique qu'en dynamique, également à la possibilité de les simuler. Néanmoins, les résultats de simulation sont loin d'être satisfaisants à moins de rechercher des modèles numériques au cas par cas. Cela entraîne un surdimensionnement des structures et une perte des avantages liés à l'utilisation de matériaux composites.

Cette étude rentre dans ce contexte et a pour objectif l'analyse du comportement des structures des aéronefs aux chocs mécaniques rapides afin d'améliorer la résistance à l'impact d'un projectile. Pour ce faire, l'effet de la forme géométrie du projectile, de sa masse sur le processus d'endommagement et de perforation a notamment été étudié.

## 2. Propriétés des matériaux utilisés

Sur les tableaux 1 et 2 sont regroupés les caractéristiques mécaniques et physiques de projectile et de la cible utilisée dans cette étude.

**Table 1 : Caractéristiques de l'alliage d'aluminium 2024-T3 [11].**

Paramètres	Symbole	Valeur	Unité
Module d'élasticité	E	72400	MPa
Module de rigidité	G	28000	MPa
Coefficient de poisson	$\nu$	0.33	-
Chaleur spécifique	$C_p$	875	J kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Coefficient de dilatation	$\alpha$	23.2	$\mu\text{m m}^{-1} \text{K}^{-1}$
Densité	$\rho$	2780	kg m <sup>-3</sup>
Conductivité thermique	$\lambda$	120	W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Limité élastique	$R_{\epsilon}$	345	MPa
Limite de traction	$R_t$	485	MPa

**Table 2 :Caractéristiques de l'acier E360 [11].**

Paramètres	Symbole	Valeur	Unité
Module d'élasticité	E	210000	MPa
Module de rigidité	G	79000	MPa
Coefficient de poisson	$\nu$	0.28	-
Chaleur spécifique	$C_p$	460	J kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Coefficient de dilatation	$\alpha$	13	$\mu\text{m m}^{-1} \text{K}^{-1}$
Densité	$\rho$	7700	kg m <sup>-3</sup>
Conductivité thermique	$\lambda$	50	W m <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup>
Limité élastique	$R_{\epsilon}$	620.422	MPa
Limite de traction	$R_t$	723.8256	MPa

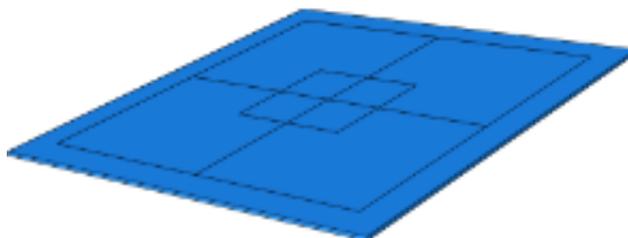
### 3. Définition du modèle

Il s'agit donc de comprendre et de maîtriser les phénomènes de réponse des matériaux à des sollicitations mécaniques instantanées. Ceci notamment pour une meilleure maîtrise des mécanismes d'endommagement, de la rupture et de l'absorption d'énergie pour la protection des personnes et des structures contre des catastrophes dans le domaine des transports aériens, maritimes ou terrestres. Autrement dit maîtriser les mécanismes de l'absorption d'énergie et ceux de rupture pour des chargements de type impact et perforation. Ce n'est pas toujours facile, car cela nécessite le développement de moyens expérimentaux et numériques adaptés. De nombreuses études expérimentales, analytiques et numériques sont aujourd'hui disponibles dans la littérature internationale. Des travaux sur la pénétration et la perforation des structures par des projectiles ont été menés par des chercheurs comme Goldsmith [12].

Cette étude rentre dans ce contexte et a pour objectif l'analyse de l'effet d'impact d'un projectile sur le comportement d'une structure des avions au choc mécanique rapide (résistance à l'impact). Cette analyse permet donc la prédiction du comportement de ces structures aux chocs mécanique. Pour ce faire, une plaque, en aluminium 2024-T3, de module de Young  $E=73000\text{MPa}$ , de coefficient de poisson  $\nu=0.33$ , de forme carrée, de dimensions  $150 \times 150 \times 1 \text{ mm}^3$ (fig.2) est analysée. Cette plaque est un élément d'une aile d'un avion "Avion supersonique concorde" (fig.1).



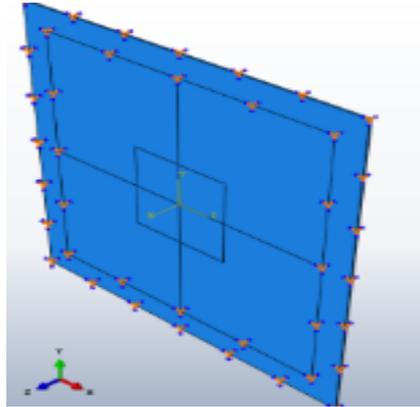
*Figure 1– Aile d'avion supersonique concorde.*



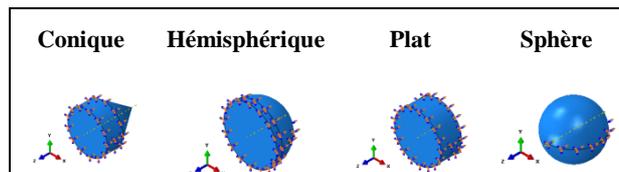
*Figure 2– Plaque en Al 2024T3 analysée.*

L'effet de la forme géométrique du projectile et de sa masse, sur le comportement mécanique de la cible a notamment été étudié. Cette analyse a donc pour but la compréhension des mécanismes d'endommagement des structures soumises à des sollicitations statiques rapides.

Les conditions aux limites de la structure analysée sont indiquées sur la figure.3. La plaque est donc supposée encadrée sans aucun déplacement, ni rotation suivant les trois axes et le projectile présente un seul déplacement selon l'axe z (Fig.4)



*Figure 3– Conditions aux limites de la plaque.*

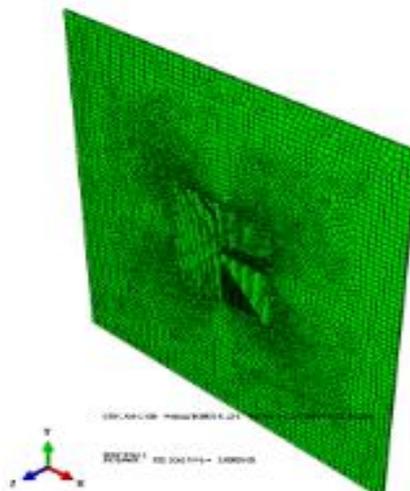


*Figure 4– Conditions aux limites du projectile.*

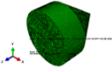
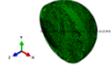
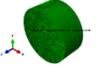
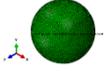
La simulation numérique, par éléments finis envisagé ici, est destinée à une analyse tridimensionnelle "3D" du problème d'impact et de perforation en vue de prédire les condition d'endommagement.

La déformation globale de la plaque n'étant pas forcément symétrique, nous avons donc choisi de modéliser le problème entier. La plaque et le projectile ont été modélisés à l'aide des éléments cubiques (hexaèdres) à huit nœuds. Pour la fiabilité et la reproductibilité des résultats, le maillage utilisé sur la zone ciblée (centre du la plaque) a été particulièrement raffiné, La plaque a été modélisée par 498322 éléments (Fig.5).

La figure 6 représente le maillage des projectiles avec un nombre des éléments bien déterminé pour chaque forme.

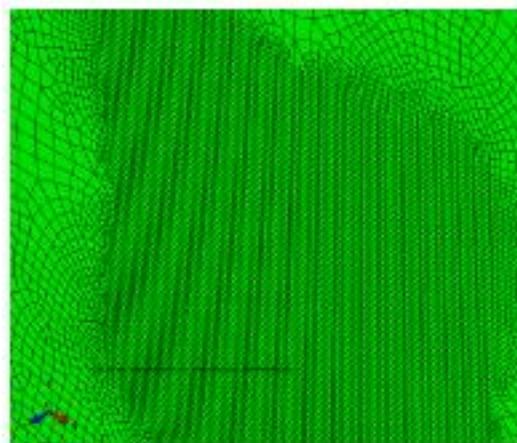


*Figure 5– Maillage de la structure analysée.*

Conique	Hémisphérique	Plat	Sphère
			
192580 élément	40155 élément	54956 élément	150250 élément

*Figure 6– Maillage des projectiles.*

Le projectile et la plaque ont été modélisés comme deux corps tridimensionnels déformables. Le contact entre le projectile et la plaque a été modélisé en utilisant la méthode de pénalisation avec une formulation de glissement réduit. Dans le but d'optimiser le maillage et en tenant compte du type d'élément, de la densité du maillage et du temps de calcul, nous avons choisi, après avoir essayé plusieurs approches, de partitionner la géométrie de la plaque en deux parties : une partie centrale carrée (Fig.3) et une partie extérieure qui vient compléter la structure parallélépipédique de dimensions. La figure 7 représente la modélisation de cette partie centrale carrée.



*Figure 7– Maillage de la partie centrale carrée.*

## 4. Analyse des résultats numériques

### 4.1 Effet de la forme du projectile

Dans cette partie de travail, une analyse de l'effet de la forme du projectile sur le comportement de la plaque aux chocs mécaniques rapides a été réalisée. Ce comportement est analysé en termes de distribution et d'amplitude des contraintes induites dans la cible. Pour ce faire, un projectile de forme variable, en acier E360, de masse 2.65 g, est éjecté avec une vitesse de 18m.s-1 sur une plaque en aluminium 2024-T3. Quatre formes ont été retenues pour cette étude : Cylindrique à bout plat, cylindrique à bout sphérique, cylindrique à bout conique, sphérique comme le montre la figure 6.

La répartition des contraintes sur la zone ciblée est représentée sur la figure 8. Cette figure montre que le niveau de ces contraintes est d'autant plus élevé lorsque le bout de l'impacteur est de forme géométrique aigüe. En effet, dans les conditions utilisées, la zone impactée est d'autant plus déformée que le projectile présente un bout conique. Cette figure illustre clairement, que lors du processus du choc, la limite de rupture de la plaque a été franchie. Ceci montre que les limites de perforation de la cible ont été atteintes. Dans de telles conditions, la structure ciblée est totalement endommagée. Ce comportement est illustré en termes de contraintes localisées dans la plaque lors du choc mécanique (Fig.8.d). Il est à noter cependant que les formes cylindriques, à bout sphérique et hémisphérique, induisent dans la cible, lors du processus de collision projectile-plaque, des contraintes pratiquement de niveau et de distribution comparables (Fig.8.b et c). Ces contraintes, localisées dans la zone de choc, dépassent la limite d'écoulement de la cible et sont emmagasinées dans la plaque 2024-T3, sous forme de déformation plastique. Autrement dit, lors du choc mécanique, une partie de l'énergie de l'impactant est absorbée par la plaque par déformation.

Les figures 8.b et 8.c montrent que la géométrie projectile et plus particulièrement la forme du bout impactant a une influence sur le niveau et la répartition des contraintes dans la cible et donc elle détermine le comportement des structures des aéronefs aux chocs mécaniques rapides.

Les résultats indiqués sur la figure 8.a montrent que, lors de la collision avec la structure en Al 2024-T3, le projectile cylindrique à bout plat induit des contraintes d'intensité beaucoup plus faible que les trois autres formes. Ces contraintes, d'un niveau beaucoup plus bas que le seuil de plastification, ne constituent aucun risque d'endommagement pour la cible.

Les résultats obtenus montrent que, dans les conditions utilisées dans cette étude, la forme du projectile détermine le comportement de la plaque au choc mécanique. En effet, l'impacteur à bout non plat, engendre, lors du processus de choc, dans la cible des contraintes, dont le niveau conduit, en fonction de la géométrie du bout, à un endommagement de la structure par plastification ou par rupture (perforation).

Pour une meilleure illustration de l'effet de la forme du projectile sur le comportement aux chocs mécanique instantanées, la figure 9 montre l'étendu de la zone sous contraintes (zone plastiquement déformée) en fonction de la forme du projectile. Cette figure montre nettement que la zone endommagée plastiquement par un projectile à bout sphérique est environ deux fois plus étendue que celle engendrée par un impacteur à bout conique. La forme aigue du bout impactant engendre des contraintes plus fortes très localisées et des zones plastiques très restreintes. Rappelons que le niveau de ces contraintes a franchi la limite de rupture de la plaque ce qui mène à la perforation de la cible.

Les deux autres formes du bout impactant sphérique et hémisphérique induisent dans la plaque, pendant la collision projectile-cible, des zones plastiquement déformées de taille comparables. Le choc mécanique rapide projectile-cible conduit à un endommagement de la structure par déformation plastique.

Sur la figure 10, est représentée la variation de la contrainte équivalente de von Mises le long de la zone endommagée. Les résultats illustrés sur cette figure confirment ceux indiqués sur la figure 9. En effet, les contraintes sont localisées sur des zones très restreintes de la plaque lorsque celle-ci est impactée avec un impacteur cylindrique à bout conique. Cette zone tend à s'élargir quand elle est impactée à l'aide d'un projectile de géométrie curviligne. Cette figure montre qu'un projectile à bout plat induit dans la plaque des contraintes les plus faibles, largement inférieures à celle de la limite élastique, mais la zone plastique est inexistante puisque la déformation est purement élastique.

Les résultats de cette analyse montrent que la forme du projectile est un facteur géométrique essentiel et déterminant du comportement des structures des avions aux chocs mécaniques instantanés. Les projectiles cylindriques à bout conique conduisent à l'endommagement par perforation de ces structures. Ce risque de ruine est d'autant peu probable que ce bout tend à devenir plat. De ce dernier résultent que des déformations réversibles.

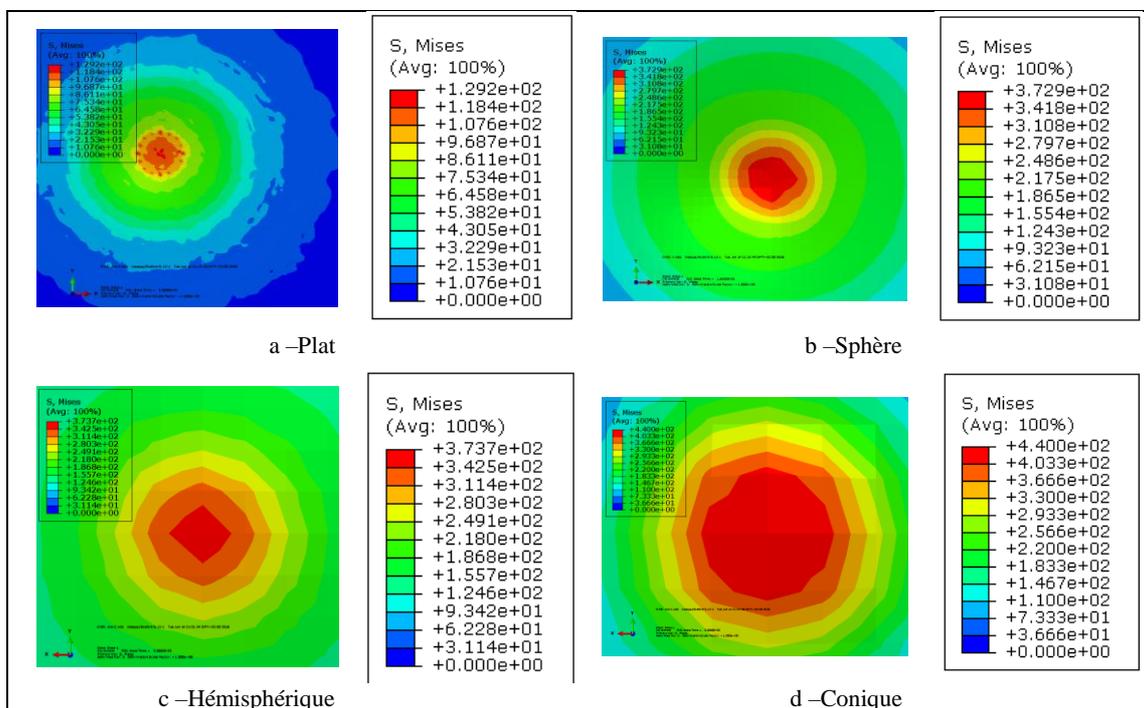


Figure 8– Effet de la forme du projectile sur le niveau et distribution des contraintes de von Mises dans la plaque.

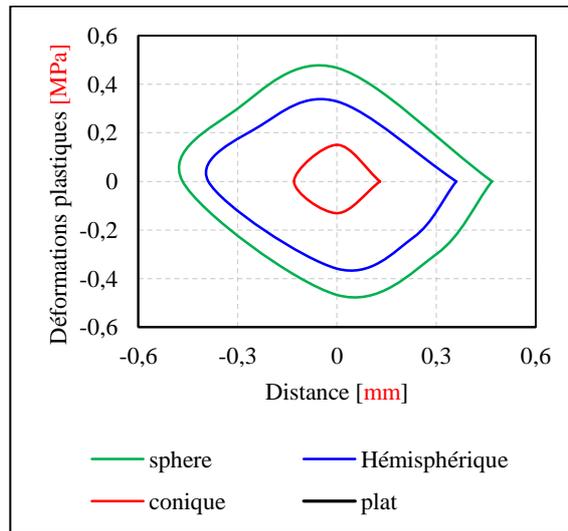


Figure 9– Effet de la forme du projectile sur la taille de la zone endommagée de la plaque.

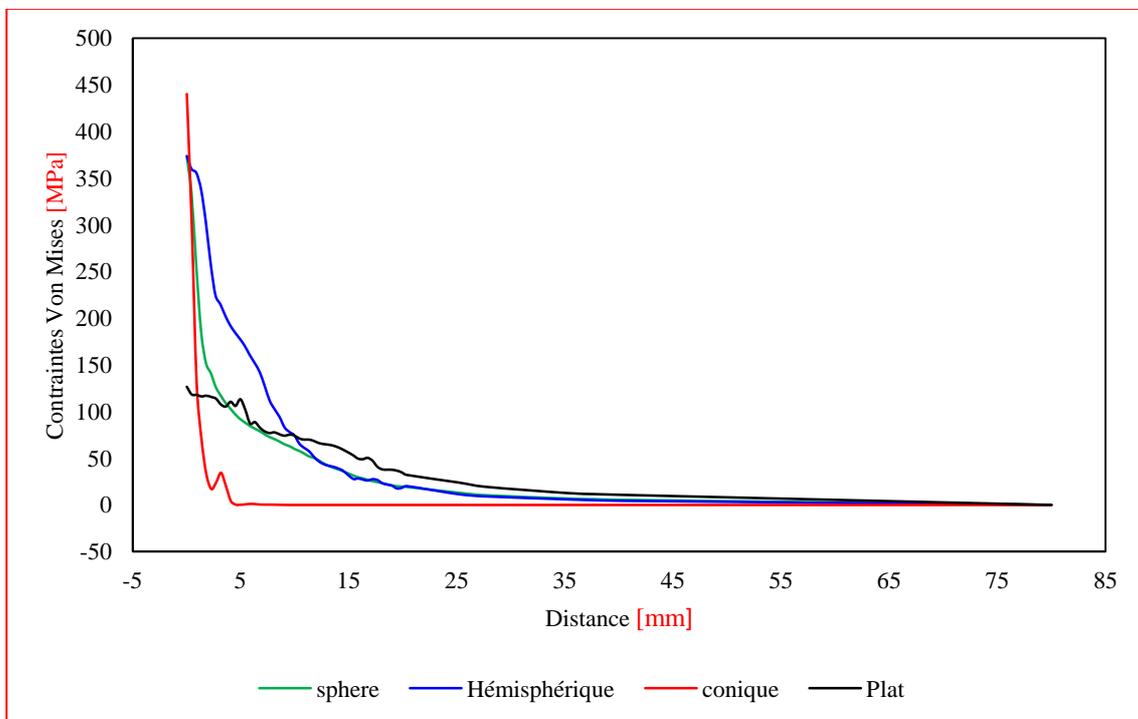


Figure 10– Variation de la contrainte de Von Mises le long de la zone endommagée de la plaque.

#### 4.2 Effet de la masse du projectile

Dans l'étude précédente, il a été montré que le projectile cylindrique à bout conique conduit à un endommagement par perforation de la plaque. C'est donc cette forme de l'impacteur qui a été retenue pour cette analyse. Dans cette partie de travail l'effet de la masse du projectile sur le comportement de la plaque aux chocs mécaniques rapides, a été examiné. Ce comportement est analysé en termes de répartition et d'intensité des contraintes induites dans la cible. Pour ce faire, un projectile de masse variable, en acier E360, est éjecté avec une vitesse de 11 m.s-1 sur une plaque en aluminium 2024-T3. La répartition des contraintes engendrées dans la structure par le choc mécanique rapide du projectile est représentée sur la figure 11.d. Cette figure montre que le niveau de ces contraintes est d'autant plus élevé que l'impacteur est de masse plus importante. Dans les conditions utilisées, la zone sous contraintes est plus étendue lorsque le projectile est plus lourd. Sous

l'effet d'un impacteur de masse importante, les zones endommagées (déformées plastiquement) sont plus large (Fig.12). En effet, les contraintes localisées dans la plaque ont franchi la limite d'écoulement. Il en résulte une plastification de la structure. Pour des masses plus grandes le seuil de rupture de la cible est dépassé ce qui conduit à un endommagement par perforation de la plaque.

Pour une meilleure représentation de la distribution des contraintes engendrées dans la cible par l'impacteur de masse "m", la figure 13 illustre la variation de la contrainte équivalente de von Mises le long de la zone impactée en fonction de la masse du projectile. Cette figure montre que, vue la géométrie du projectile cylindrique à bout impactant de forme conique en acier E360, les contraintes de forte intensité sont localisées au niveau des zones extrêmement restreintes et ce, quelle que soit la masse du projectile. Le niveau de contrainte équivalente dépend de l'énergie cinétique du projectile et son niveau croît avec l'accroissement de sa masse.

Les résultats obtenus montrent que la masse du projectile est un paramètre déterminant du comportement de la plaque au choc mécanique. Les zones déformées, plastiquement, sont plus étendues lorsque la cible est impactée avec un impacteur de masse importante. Il est clair que la vitesse et la masse du projectile sont deux paramètres étroitement liés, effectivement une partie de l'énergie cinétique du projectile est emmagasiné dans la cible, ce qui donne naissance à un champ de contraintes dans la structure impactée. L'énergie cinétique de l'impacteur détermine la prédiction de la résistance aux chocs mécaniques instantanés.

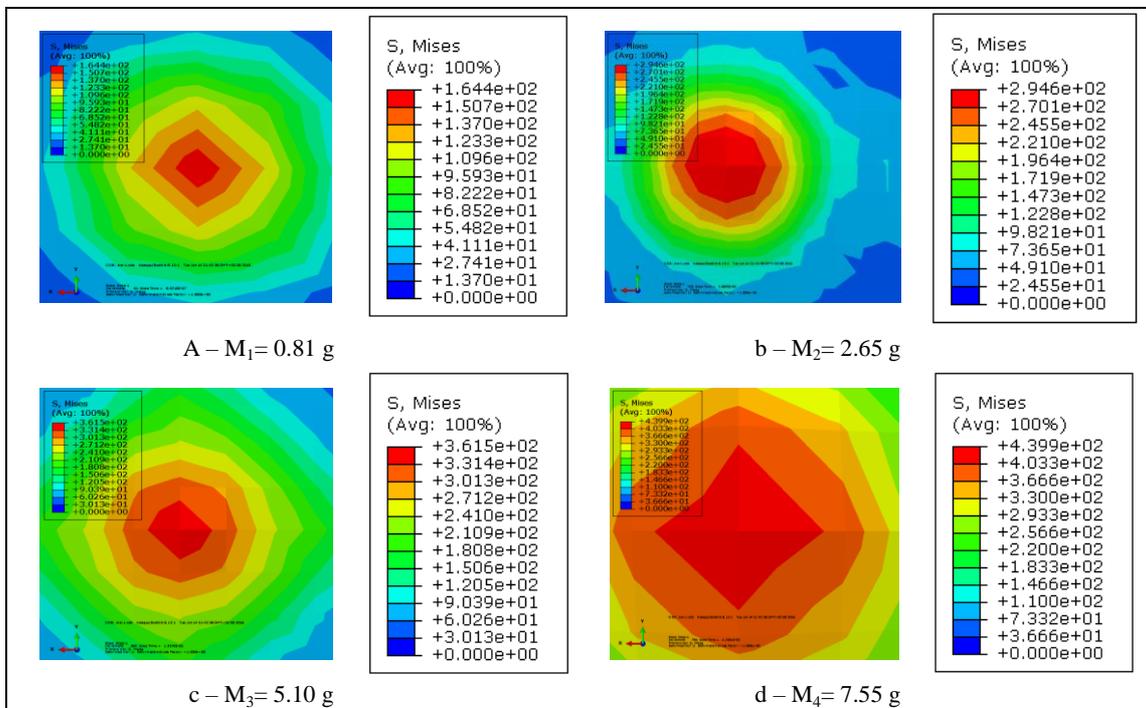
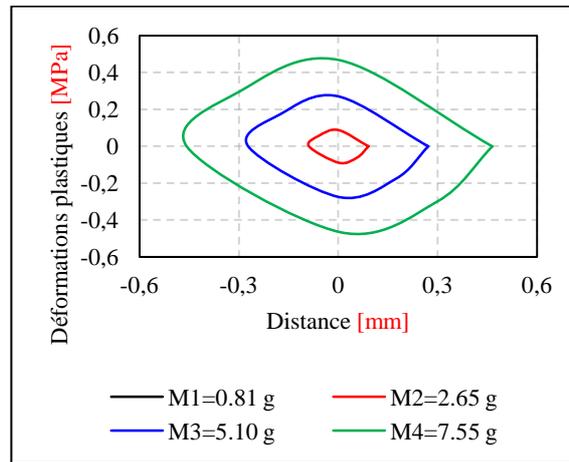
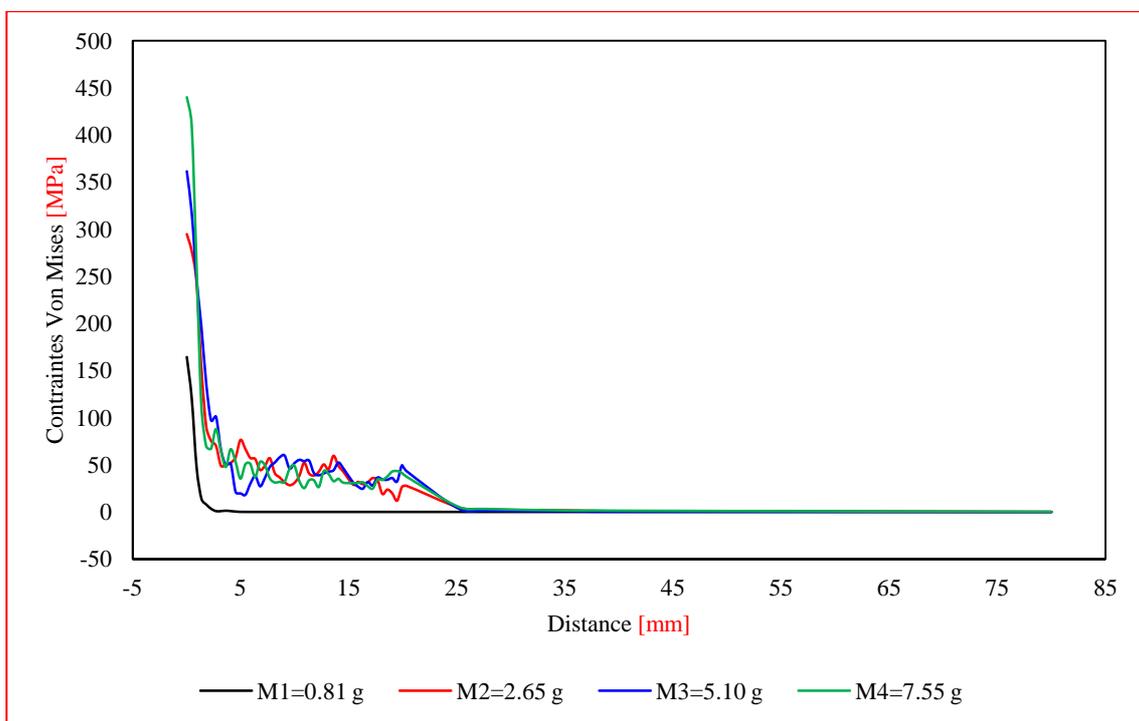


Figure 11– Effet de la masse du projectile sur le niveau et distribution des contraintes de von Mises dans la plaque.



**Figure 12– Effet de la masse du projectile sur la taille de la zone endommagée de la plaque.**



**Figure 13– Variation de la contrainte de von Mises le long de la zone endommagée de la plaque.**

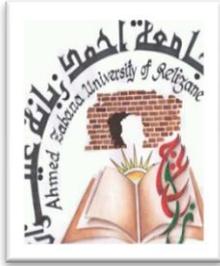
## Conclusion

Les résultats obtenus dans cette étude montrent que:

- ❖ La forme du projectile est un facteur géométrique essentiel et déterminant du comportement des structures des aéronefs aux chocs mécaniques instantanés. Les projectiles cylindriques à bout impactant de forme conique conduisent à l'endommagement par perforation de ces structures. Ce risque de ruine est d'autant peu probable que ce bout tend à devenir plat. De ce dernier résultent que des déformations réversibles;
- ❖ La masse du projectile est un paramètre déterminant du comportement de la plaque au choc mécanique. Les zones déformées plastiquement sont plus étendues lorsque la cible est impactée avec projectile de masse importante. L'énergie cinétique varie proportionnellement à la masse du projectile, une énergie cinétique importante conduit à la perforation de la cible.

## Références

- [1]- KokouviMawuli KPENYIGBA. 2013. Etude du comportement dynamique et modélisation thermoviscoplastique de nuances d'acier soumises à un impact balistique. Thèse doctorat, Université de LORRAINE.
- [2]- Roland FORTUNIER. 2015. Comportement Mécanique des Matériaux. Ecole Nationale Supérieure des Mines. Saint-Etienne.
- [3]- F. Montheillet and F. Moussy. Physique et mécanique de l'endommagement. Editions de physique, 1986. Travaux du GRECO grandes déformations.
- [4]- F. Cristini. 2014. Amélioration de la résilience de systèmes spatiaux soumis à des menaces : vers des réseaux de satellites autonomes. Thèse doctorat, Université de Toulouse.
- [5]- Georges Menahem. 1986. La direction de l'effort scientifique français l'armée. Editions Le Seuil. pp. 45-75.
- [6]- HAUTIER. M. 2010. Analyse des réparations des matériaux composites : mise en oeuvre d'un procédé par infiltration et étude du comportement mécanique. thèse doctorat, Université Toulouse III - Paul Sabatier.
- [7]- Kim J.-H. 2008. Identification de cartes d'endommagement de plaques composites impactées par la méthode des champs virtuels. Thèse. Présentée à l'École Nationale Supérieure des Arts et Métiers.
- [8]- J. Rouchon. 1995. Fatigue and damage tolerance aspects for composite aircraft structures. Fatigue and damage tolerance of aircraft structures Delft, pp.1-11.
- [9]- Z. Jendli, F. Meraghni, J. Fitoussi, D. Baptiste. 2004. Micromechanical analysis of strain rate effect on damage evolution in sheet molding compound composites. Composites, Part A 35, pp. 779-785.
- [10]- Abrate S. 2001. Modeling of impacts on composite structures. Composite Structures, Vol. 51, pp.129-138.
- [11]- Bibliothèque "pppts des matériaux" en SolidWorks (2016).
- [12]- Werner Goldsmith. Impact: the theory and physical behaviour of colliding solids. Book (2018).

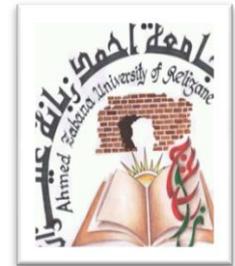


## Revue des Matériaux & Energies Renouvelable

Journal home: <https://www.univ-relizane.dz>

ISSN : 2507-7554

E- ISSN : 2661-7595



FACULTE DES SCIENCES ET DE LA TECHNOLOGIE, UNIVERSITE DE RELIZANE.

### Modélisation tridimensionnelle de scénarios d'instabilité du sol retenu par un rideau de palplanches corrodé

Open  
Access

BALEGH Benamar<sup>1\*</sup>, SELRAF Hamid<sup>2</sup>, HADJ MOSTEFA Adda<sup>3</sup>

<sup>1</sup> Civil Engineering and Environmental Laboratory, Department of technology science, University of Adrar, 01000, Algeria

<sup>2</sup> Civil Engineering and Environmental Laboratory, Department of civil engineering and hydraulic, University of Saida, 20000, Algeria

<sup>3</sup> Industrial Engineering and Sustainable Development Laboratory, Department of Civil Engineering, University of Relizane, 48000, Algeria

#### RESUME

Cet article vise à étudier les différents types de rideau de palplanches et leurs utilisation dans le domaine de génie civil ainsi que leur durabilité durant leur durée de service également l'effet du phénomène de corrosion sur les ouvrages en palplanches. Une modélisation tridimensionnelle du modèle et une analyse du comportement d'une structure de rideau de palplanches corrodée soutenant le sol à l'aide d'un logiciel d'éléments finis pour une simulation en 3D a été élaborée. Les scénarios de comportement, mouvement et déformations du sol et rideau de palplanches sous l'effet de corrosion sont analysés et comparés en tenant compte du déplacement horizontal et vertical et des contraintes des sols et palplanches. Enfin, quelques suggestions et recommandations pour l'étude et le suivi de surveillance des ouvrages en palplanches ont été obtenues.

#### Article history:

Received 28 December 2020.

Received in revised form 22 June 2021.

Accepted 05 July 2021.

**Keys word:** Sol; Rideau de palplanches;  
Corrosion; Durabilité; Déformation

Copyright © 2021 ..... - All rights reserved

### 1. Introduction

Les palplanches sont utilisées pour fournir un support de terre latéral, elles peuvent être soit en porte-à-faux, soit ancrées en fonction de la hauteur du mur. Les structures de palplanches sont classées comme des murs en acier flexibles, il a été constaté qu'elles avaient une rigidité du système relativement plus faible que d'autres murs in situ tels que les murs en béton [1]. Les recherches ont été étudiées comment prédire la durée de vie des structures en acier corrodées dans l'eau de mer afin de prendre des précautions contre leur instabilité, ainsi que pour éviter les défaillances incertaines et imprévisibles d'une structure [2]. Les murs de palplanches subissent des déformations relativement plus importantes. De nombreux efforts ont été faits dans la recherche de l'analyse de stabilité des structures de palplanches et de nombreuses théories systématiques et méthodes numériques sont apparues [3]. La flexibilité des murs a un effet sur les sols meubles plutôt que sur l'interaction sol-structure [4]. Cependant, certaines méthodes sont basées sur des pressions de sol actives et passives et concernent le critère de rupture de Mohr-Coulomb. Les méthodes des éléments finis permettent l'exploration des contraintes et des déplacements en fonction d'une gamme de charges anticipées pour l'ensemble du champ de contraintes et de déformations pour une interaction sol – structure. L'étude paramétrique numérique réalisée et les analyses comparatives des murs de palplanches ancrés construits par différentes méthodes ont été élaborées [5]. L'ampleur du mouvement du sol est liée à de nombreux facteurs tels que les propriétés du sol et structurelles. Un certain nombre de cas ont été rapportés dans la littérature, ce qui illustre la relation entre ces facteurs et la déformation du mur, Tung et al ont étudié le mur de soutènement pour stabiliser l'excavation à l'aide de la méthode d'ancrage [6-7]. avec les résultats

du suivi et l'analyse contrainte-déformation, de plus, des analyses paramétriques ont été étudiées sur le déplacement horizontal de la paroi [8]. La durée de vie de la structure de palplanches est généralement satisfaite en surdimensionnant l'épaisseur de l'acier dans le profilé en feuille. La connaissance du taux de corrosion est également importante lors de la vérification de la sécurité et de la capacité portante des [9]. Les valeurs des taux de corrosion dans ce rapport sont également données en référence à l'Eurocode 3 [10] et sont utilisées aujourd'hui par les ingénieurs en exercice lors de la conception de nouvelles structures en acier. Afin d'étudier le modèle numérique, une analyse du comportement de soutènement du sol par rideau de palplanche corrodée en appliquant des limites inférieures et supérieures rigoureuses résulte de données de contraintes et de déplacements. Un logiciel de méthode par éléments finis Comsol a été utilisé pour élaborer le modèle en 3D [11]. Par ailleurs, l'analyse paramétrique a été réalisée pour les déplacements horizontaux et verticaux de la paroi et les contraintes des sols.

## 2. Méthode d'analyse

Le comportement des murs de palplanches et du sol environnant, comme indiqué dans la figure 1, a été étudié par une étude paramétrique utilisant des méthodes numériques de la mécanique du continuum. La méthode des éléments finis a été utilisée pour les analyses des critères de rupture des conditions du sol.

L'élément fini Comsol Multiphysics est utilisé comme cadre pour la mise en œuvre du modèle proposé et la réalisation du couplage entre la palplanche et le sol, pour ces matériaux structuraux non linéaires, des modules de géomécanique et de corrosion sont utilisés [11].

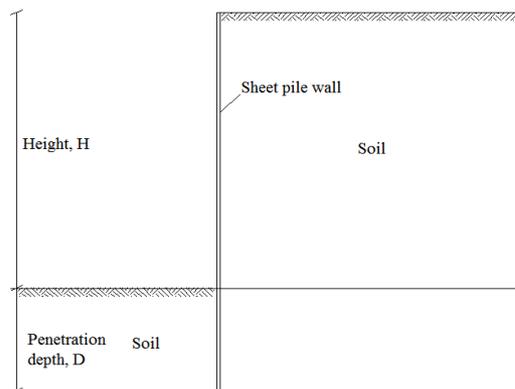


Figure 1– Modèle étudié

## 3. Modèle étudié

### 3.1 Propriétés des matériaux

La paroi de palplanche étudiée est en porte-à-faux avec une épaisseur de 19,00 mm, 10 m de hauteur et s'enfonce à une profondeur  $D = 5$  m dans le sol comme illustré sur la figure 1. Ainsi les propriétés des palplanches utilisées pour le modèle sont données dans le tableau 1.

Tableau 1. Propriétés du sol

Propriétés	Sol
Densité $\gamma$	19 kN/m <sup>3</sup>
L'angle de frottement $\phi$	35°
Cohesion C	0 kPa
$\Psi$	0
Module de Young E	20000 kPa
Coefficient de Poisson $\nu$	0.3
Interface $R_{int}$	0,67

Le critère de Mohr-Coulomb est utilisé, les propriétés du sol sont données dans le tableau 2. La palplanche corrodée est constituée d'un matériau élastique linéaire. La couche de sol inférieure est soutenue par une base rugueuse rigide et parfaite. Par conséquent, une contrainte fixe sur la limite horizontale inférieure est appliquée. Des contraintes in situ sont ajoutées à la fonction de contrainte et de déformation initiale. Notez que les contraintes causées par la gravité sont compressives, ce qui est dans la convention utilisée dans le module de mécanique structurelle signifie signe négatif. La contrainte horizontale  $\sigma_{xx}$  est utilisée sur la charge limite appliquée à la palplanche, la contrainte verticale  $\sigma_{yy}$  est également utilisée sur la charge limite et appliquée comme surcharge.

**Tableau 2. Propriétés du Rideau de palplanches**

Propriété	Rideau de palplanches
Densité $\gamma$	78,5 KN/m <sup>3</sup>
Module de Young E	210.10 <sup>6</sup> kPa
Coefficient de Poisson $\nu$	0,3

Les définitions et paramètres globaux sont donnés dans le tableau 3 en plus d'une paire d'identité pour la modélisation du contact entre le sol, la paroi de palplanches et la charge limite sur la palplanche diminuent progressivement. Au fond du sol, il assure des déplacements initiaux nuls.

**Tableau 3. Paramètres globales et définitions**

Paramètre	Valeur
Contrainte Horizontale	-20 [kPa]
contrainteVerticale $\sigma_{yy}$	-30 [kPa]
Hauteur H	10 m]

### 3.2. Approche de conception

La corrosion de l'acier est un phénomène naturel qui se produit dans certaines conditions, dans le cas des palplanches en acier, le principal facteur ayant une influence sur la corrosion est le sol. Une source acceptable pour estimer la perte d'épaisseur de l'acier peut être trouvée dans la norme européenne EN 1993 Eurocode 3: Calcul des structures en acier - Partie 5: Pieux Eurocode 3 [10].

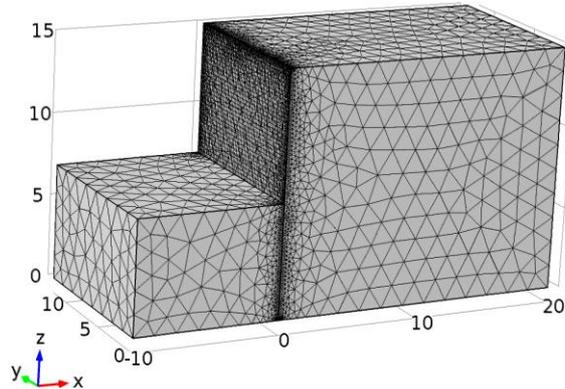
Dans cet article, la palplanche a été étudiée dans un sol naturel sur la face avant et autour de l'air dans la face arrière comme le montre la figure 1 et la méthode d'équilibre limite a été utilisée, il est supposé qu'il n'y a pas besoin de protection de surface et il permet à l'acier de se corroder et d'atteindre un facteur de sécurité pour atteindre plus de 1,5 pour assurer la stabilité du sol. La corrosion est simulée comme une perte d'épaisseur des palplanches.

### 3.3. Analyse

La modélisation par éléments finis composée d'analyses de déformations planes bidimensionnelles est réalisée à l'aide de Comsol [11]. Il a été utilisé pour étudier le comportement du sol de soutènement et pour étudier les déformations induites des murs de palplanches. Lors de l'utilisation d'un sol élastique linéaire dans l'analyse par éléments finis, la profondeur de la limite du modèle sous la ligne de dragage a un effet linéaire sur le mouvement vertical de la surface du sol au sommet du mur de palplanches pendant la simulation constructive, mais influence relativement très peu sur le mouvement horizontal de la face du mur. Le mur de palplanches a été modélisé en utilisant les dimensions de rectangles d'éléments en plaques

élastiques.

La figure 2 présente un maillage de modèle d'éléments finis typique composé d'éléments de nœuds. En raison d'une concentration de contraintes autour du mur, un maillage d'éléments finis plus fin a été utilisé dans ces zones et le maillage est devenu plus grossier dans les zones éloignées de la paroi de palplanches. 3600 éléments quadrilatères sont utilisés comme maillage plus fin et 9526 éléments triangulaires comme plus gros. Pour les conditions aux limites, les supports fixes ont été considérés au bas de la géométrie, les supports de rouleaux se trouvaient sur les limites verticales et les conditions de palplanches dans ce modèle seront libres.



*Figure 2– Maillage du modele*

Un modèle élastique-plastique est utilisé pour décrire le comportement du sol. Le modèle constitutif des sols de Mohr-Coulomb a été couramment utilisé dans la modélisation par éléments finis du mur de soutènement [12-15]. Le modèle de Mohr-Coulomb a été utilisé avec succès pour les sols granulaires et a donc été également utilisé dans cette étude pour modéliser le comportement contrainte-déformation du sol. Il s'agit également d'un modèle constitutif linéairement élastique et parfaitement plastique. Les paramètres nécessaires pour le modèle de Mohr-Coulomb sont le module d'Young et le coefficient de Poisson, pour la composante de déformation élastique du comportement du sol et pour les paramètres de résistance effective, la cohésion et l'angle de frottement sont utilisés.

L'interface entre la paroi de palplanches et le domaine du sol environnant est définie à l'aide d'éléments de contact poutre-solide bidimensionnels. Le comportement constitutif de l'interface est simulé et défini à l'aide des objets Contact Material 2D nD Material utilisés [16-18]. Ce modèle constitutif utilise une loi de frottement de Coulomb régularisée permettant le collage et le glissement de frottement. Dans cet article, une force d'interface  $R_{int}$  est définie, ce coefficient définit l'amplitude de la force de frottement développée pendant la condition de glissement.

#### 4. Résultats et interprétations

Les résultats obtenus à partir du critère de Mohr-Coulomb pour le modèle de sol dans le cas de palplanches non corrodées d'une épaisseur de 19,00 mm et de palplanches corrodées avec une épaisseur réduite à venir de 18,00 mm, 17,25 mm et 16,75 mm en fonction de la perte de son épaisseur recommandée par Eurocode 3 (2007) en raison d'une corrosion en face avant avec un sol naturel qui sont respectivement:  $dt = 1$  mm, 1,75 mm, 2,25 mm

La figure 5.3 montre les déplacements totaux du modèle étudié avec différentes épaisseurs de palplanches réduites (sans corrosion à  $t = 19$  mm et avec corrosion à  $t = 18$  mm, 17,25 mm et 16,75 mm consécutivement). Toutes les propriétés du sol et des palplanches sont constantes. On voit qu'il y a une augmentation relative des déplacements totaux depuis le début du service de rideau de palplanches, après que les déplacements totaux reviennent se stabilisent malgré que l'épaisseur se

reduit avec le temps, ce qui signifie que le sol se stabilisera après plusieurs années. Comme illustré sur la figure 5.3, le déplacement horizontal a augmenté avec une perte d'épaisseur de palplanches, et un déplacement horizontal maximal s'est également produit en haut du mur.

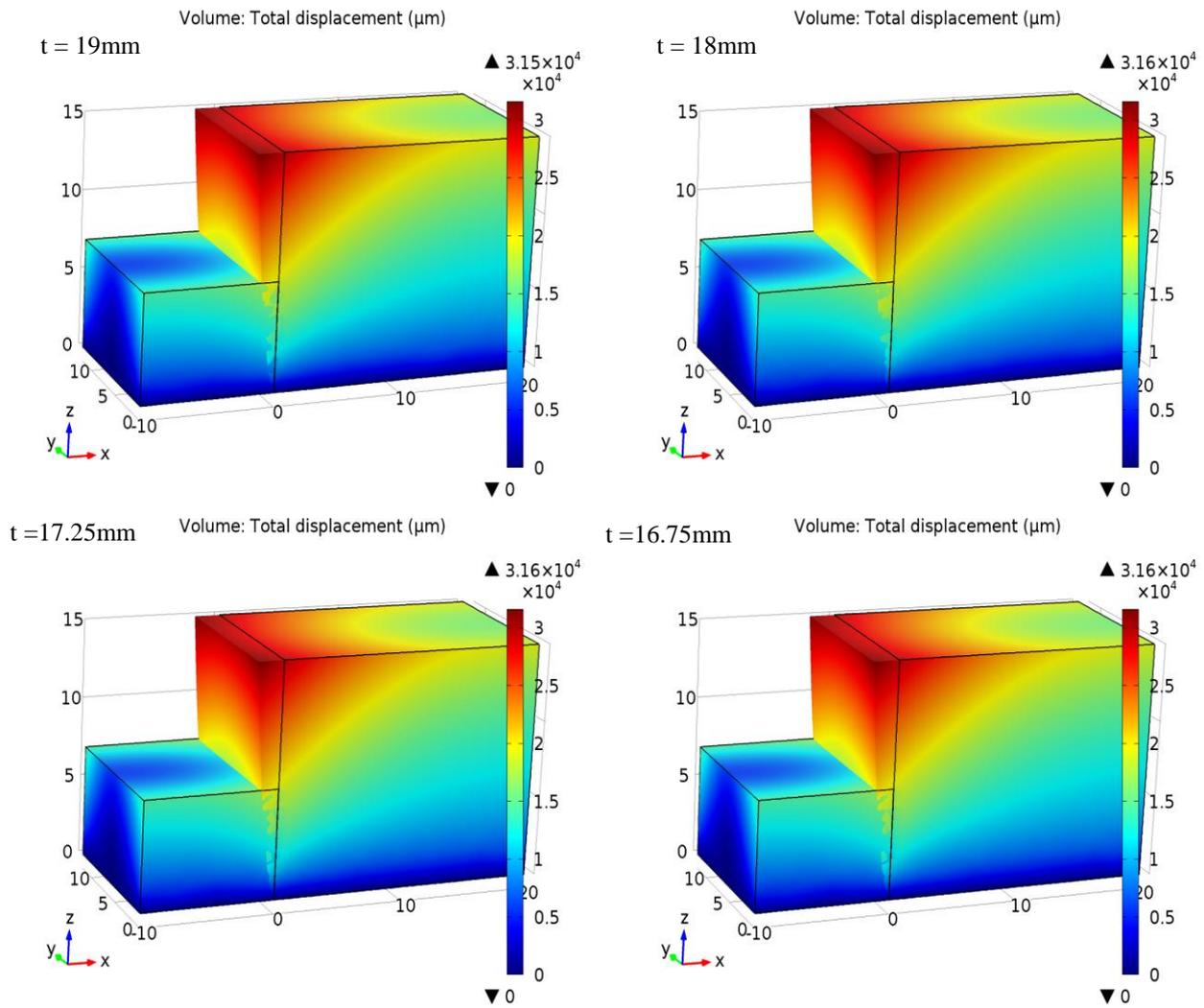
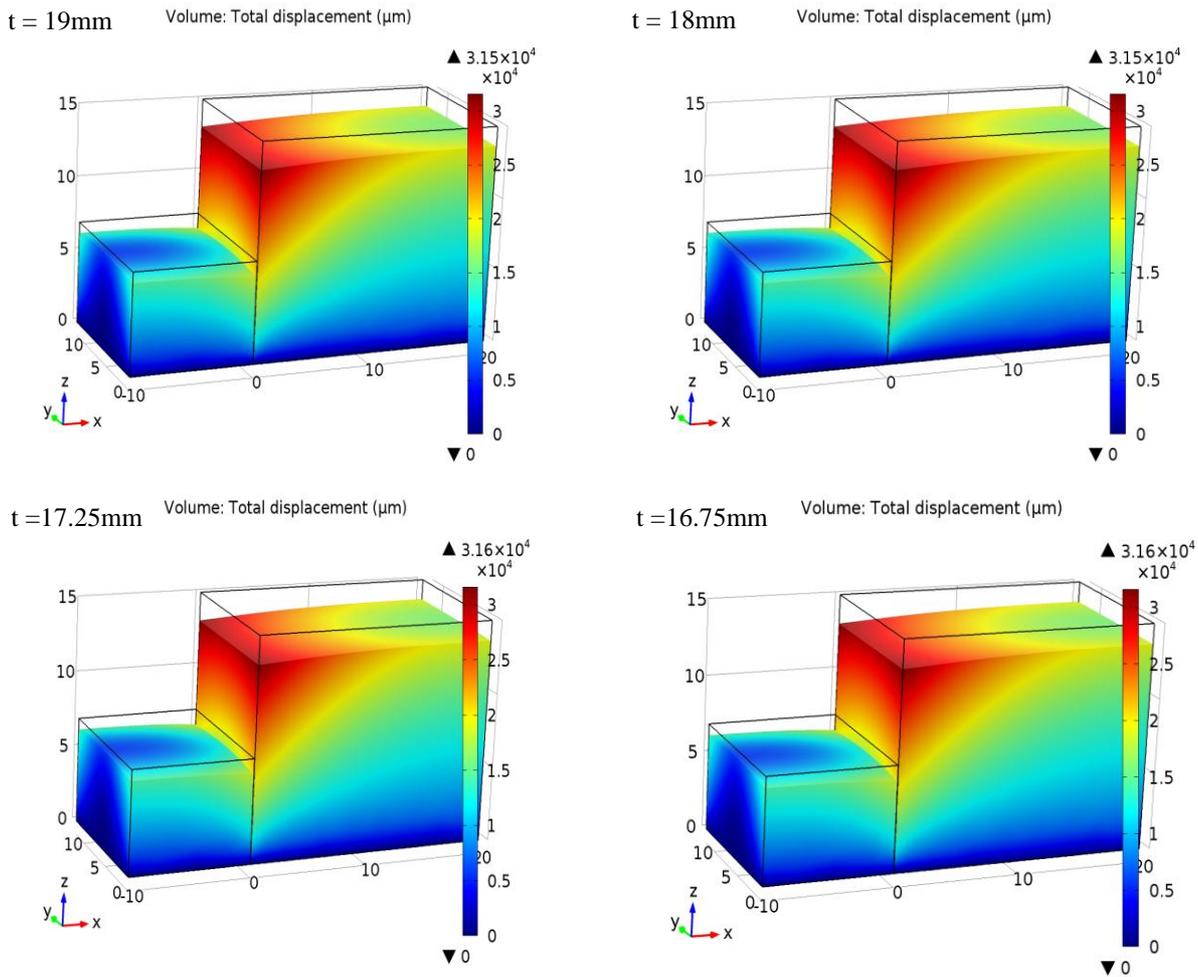
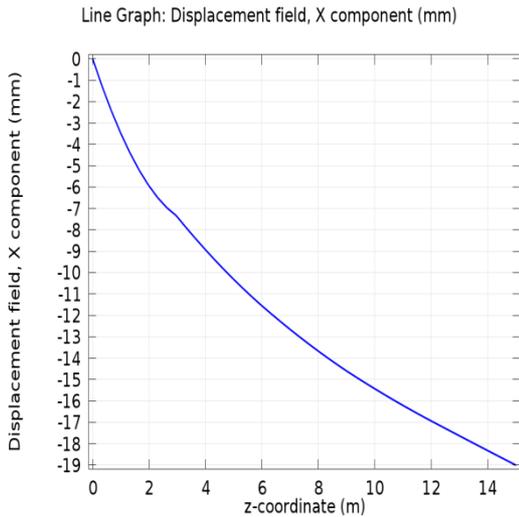


Figure 3– Déplacement horizontal total de modèle (rideau de palplanches+sol)

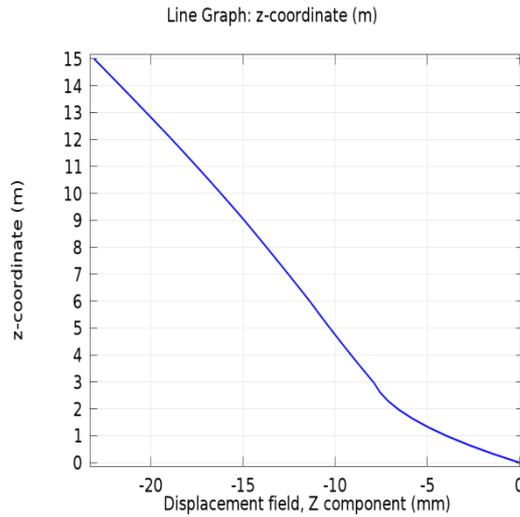


**Figure 4– Déplacement vertical total de modèle (rideau de palplanches+sol)**

Comme le montre également la figure 4, le déplacement vertical a augmenté avec la perte d'épaisseur des palplanches, et un déplacement vertical maximal s'est produit au sommet du mur. Comme il est évident sur les figures 5, 6, des déplacements horizontaux et verticaux maximaux se sont produits en haut du mur de palplanches. Comme il est montré, l'analyse par éléments finis pourrait prédire le comportement du déplacement du mur.

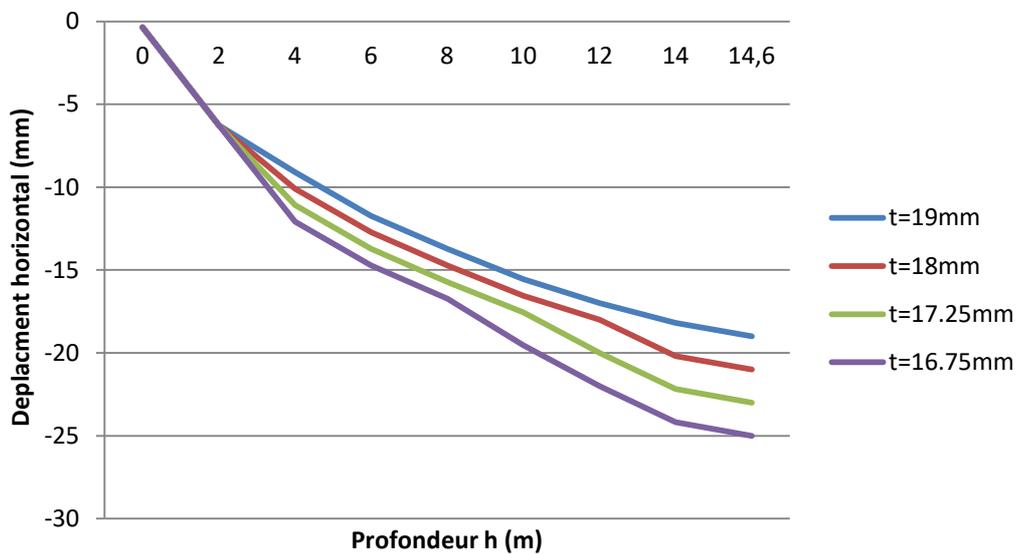


**Figure 5– Déplacement horizontal du sol et rideau de palplanches non corrodées en fonction de la profondeur**



**Figure 6– Déplacement vertical du sol et rideau de palplanches non corrodées selon la profondeur**

La figure 7 illustre les changements de déplacement horizontal sous l'effet de la perte d'épaisseur de rideau de palplanches corrodées. La perte d'épaisseur du mur de palplanches entraîne une augmentation de la variation du déplacement horizontal. Les valeurs des déplacements horizontaux sont également affectées par la perte d'épaisseur des palplanches sous l'effet de la corrosion. Le même phénomène est apparu à travers les changements de déplacement vertical sous l'effet de l'épaisseur réduite des palplanches comme le montre la figure 8.



**Figure 7– Effet de l'épaisseur réduite de rideau de palplanches sur le déplacement horizontal de mur et du sol en fonction de la profondeur**

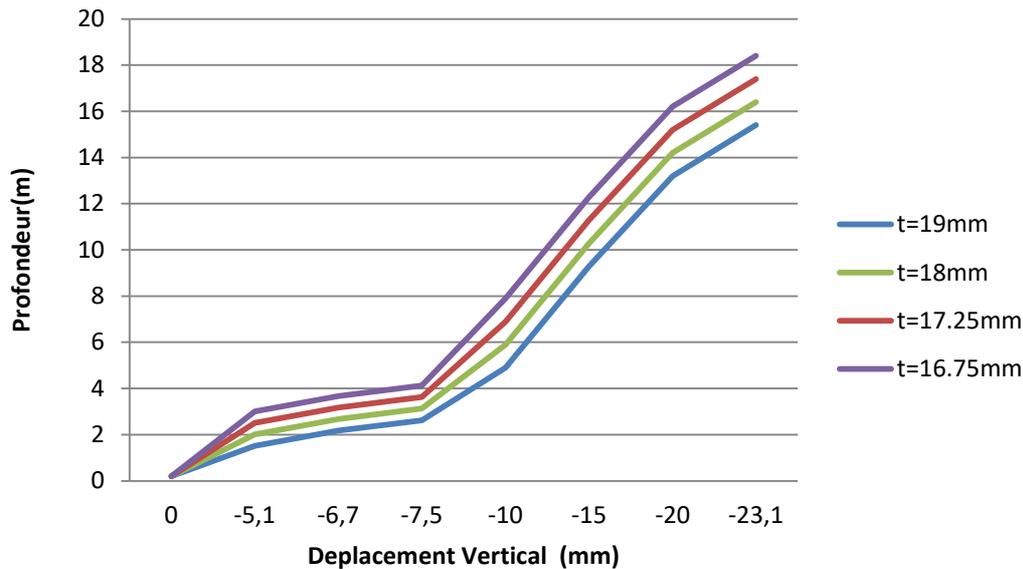


Figure 8– Effet de l'épaisseur réduite de rideau de palplanches sur le déplacement vertical de mur et du sol en fonction de la profondeur

## 5. Conclusion

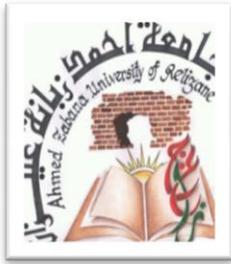
De l'étude, les conclusions suivantes peuvent être tirées:

- Les déplacements horizontaux et verticaux ont été augmentés en raison de la perte d'épaisseur de la palplanche. Les déplacements totaux et le mode de ruine (région plastique) montrent que les variations possibles du poids du sol, des forces actives et de la surcharge ont une influence sur stabilité et résistance de la palplanche.
- Les déplacements totaux et le mode de ruine (zone plastique) montrent que les variations possibles du poids du sol, des forces actives et de la surcharge ont une influence sur la stabilité et la résistance de la palplanche. Le mode de ruine est sensiblement modifié pendant les périodes de service mais la durée au bout de laquelle les déplacements totaux deviennent importants pendant les années de leur service en raison de la réduction de l'épaisseur de la palplanche et par conséquent de son influence sur la ductilité et la résistance de rideau de palplanche
- Les déformations autour du mur de palplanches semblent ne pas être physiques. Au lieu de cela, une raison possible de la déformation pourrait être que le critère de Mohr-Coulomb permet des forces de traction dans le sol qui n'apparaissent pas dans la plupart des sols.
- La comparaison avec les résultats expérimentaux, sert à évaluer la précision des modèles numériques comme directions de validation, de test et de diagnostic pour éviter les erreurs numériques qui peuvent survenir dans le logiciel de simulation
- Dans les modèles étudiés, selon le critère de rupture de Mohr-Coulomb, la région plastique de déformation du sol s'élargit profondément et largement dans la durée de service des palplanches en raison de la perte de son épaisseur sous corrosion aussi elle s'élargit plus profondément et largement. Les déformations plastiques sont probablement le résultat du fait que les deux modèles de Mohr-Coulomb tiennent compte des contraintes de traction dans le sol qui se sont propagées le long de la surface dans le présent modèle.
- Une autre caractéristique qui pourrait être intéressante à observer est l'endroit où le sol a atteint l'état limite pour le critère de Mohr-Coulomb. Les zones plastiques développées après la dernière étape de calcul qui peuvent être observées.
- On peut voir qu'il existe des différences dans le cas où Comsol (2016) a atteint la limite d'élasticité, il a également généré des déformations plastiques sur la surface du sol à une certaine distance de la palplanche.

- Généralement, ces résultats peuvent être utiles aux chercheurs afin de concevoir des murs de palplanches résistants. De plus, la modélisation en méthode FEM serait une solution appropriée pour prédire le scénario de corrosion du sol supporté par des palplanches par son temps de service.
- Une étude par éléments finis a été menée pour étudier le comportement du sol soutenu par des palplanches. En raison du manque et de la difficulté des tests expérimentaux, nous nous sommes intéressés à la prise en compte des effets tridimensionnels afin de trouver les conditions optimales d'une modélisation qui pourra donner des résultats et des conclusions satisfaisants économiquement et pratiquement en mécanique des sols.

## Références

- [1]- Qiu, G. and Grabe, J, 2012, “Active earth pressure shielding in quay wall constructions: Numerical modelling”, *Acta Geotechnica*; Vol 7, p 343–355.
- [2]- Paul, S, 2016, "Modeling unpredictable failures of 304 construction material in seawater by pitting corrosion and simulate chloride ion distribution by finite element method", *Multidiscipline Modeling in Materials and Structures*; Vol 12 (3), p 543-557.
- [3]- Shooshpasha, I and Amirdehi, H.A, 2015, “Evaluating the stability of slope reinforced with one row of free head piles”, *Arabian Journal of Geosciences*; Vol 8, p 2131–2141.
- [4]- Maedeh, P.A., Ghanbari, A and Wu, W, 2016, “Investigation of Soil Structure Interaction and Wall Flexibility Effects on Natural Sloshing Frequency of Vessels”, *Electronic Journal of Geotechnical Engineering*; Vol 21 (20), p 6699-6713.
- [5]- Emarah, D.A and Seleem, S.A, 2018, “A numerical study of anchored sheet piles subjected to different types of sandy soils backfill”, *HBRC journal*; Vol 14(3), p 422-430
- [6]- Tung, S., Bhandari, G., and Mukherjee, S, 2016, “Behavior of sheet pile as seepage cutoff below earthen dam”, *International Journal of Geotechnical Engineering*; Vol 10 (2) p 162-173.
- [7]- Zahmatkesh, A. and Choobbasti, A.J, 2015, “Evaluation of wall deflections and ground surface settlements in deep excavations”, *Arabian Journal of Geosciences*; Vol 8, p 3055–3063
- [8]- Rashidi, F., Arefzadeh, H, and Mansouri, M, 2017, “Numerical Modeling of Stabilized Excavation by Anchorage Method and Investigation on Parametric Results—A Case Study”, *Electronic Journal of Geotechnical Engineering*; Vol 22 (6), p 1691-1702.
- [9]- Wall, H. and Wadsö, L, 2013, “Corrosion rate measurements in steel sheet pile walls in a marine environment”, *Marine Structure*; Vol 33, p 21–32.
- [10]- European Committee for Standardization. Eurocode 3, 2007, Design of steel structures – part 5: piling.
- [11]- Comsol, Version 5. (2016), Comsol Multiphysics User’s Guide.
- [12]- Singh, A.P , Chatterjee, K, 2020, “ Ground Settlement and Deflection Response of Cantilever Sheet Pile Wall Subjected to Surcharge Loading”, *Indian Geotechnical Journal*; Vol 50, p 540–549.
- [13]- Tan, Y. and Lu, Y, 2009, “Parametric studies of DDC-induced deflections of sheet pile walls in soft soils”, *Computers and Geotechnics*; Vol 36, p 902– 910.
- [14]- Bilgin, Ö., and Erten, M.B, 2009, “Analysis of anchored sheet pile wall deformations. In: Contemporary topics in ground modification, problem soils, and geo-support (GSP 187)”, *International foundation congress and equipment expo*, p 137–144.
- [15]- Tan Y. and Paikowsky S.G. 2008, “Performance of sheet pile wall in peat”, *ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*; Vol 134 (4), p 445–58.
- [16]- Neher, H.P. and Lachler, A, 2006, “Numerical modelling of a diaphragm wall production process in Rotterdam compared to monitoring data”, *In: Sixth European conference on numerical methods in geotechnical engineering*; Graz, Austria, 417–422.
- [17]- Schweiger, H, 2002, “Results from Numerical Benchmark Exercises in Geotechnics”, *Proc, 5th European Conference in Numerical Methods in Geotechnical Engineering*, p 305–314.
- [18]- Tang, L, Cong, S, Xing, W, Ling, X, Geng, L, Nie, Z and Gana, F. 2018, “ Finite element analysis of lateral earth pressure on sheet pile walls”, *Engineering Geology*; Vol 244 (3) p 146-158.



## Revue des Matériaux & Energies Renouvelable

Journal home : <https://www.univ-relizane.dz>

ISSN : 2507-7554

E-ISSN : 2661-7595



FACULTE DES SCIENCES ET DE LA TECHNOLOGIE, UNIVERSITE DE RELIZANE.

### Identification de mécanisme de fissuration dans une structure rivetée sollicitée en traction.

Open  
Access

BOUALAMALLAH Djama<sup>1</sup>, GHAZI Abdelkader<sup>1-2\*</sup>, MILOUDI Abdelkader<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Laboratoire de Matériaux et Systèmes Réactifs LMSR - Université Djillali Liabes de Sidi Bel Abbès, BP 89, cité Ben M'hidi, 22000 Sidi Bel Abbès, Algérie

e-mail: Djama.boualamallah@yahoo.com.

<sup>2</sup> Université de Mascara Bp 305 route de Mamounia, 29000 Mascara, Algérie.

e-mail: ghaziaek@yahoo.fr.

e-mail: miloudidz@yahoo.fr

#### RESUME

##### Article history:

Received 26 October 2020.

Received in revised form 17 November 2020.

Accepted 05/July 2021.

**Keys word:** rivetage – trou - contrainte – fissure – propagation – fatigue.

Les départements de conception de pièces industrielles ont de plus en plus de difficultés pour modéliser de grandes structures contenant un nombre important de points d'assemblage (ex : avion, pont, rails, etc.). En effet, exécuter des simulations avec une représentation explicite de chaque point d'assemblage reste à ce jour inenvisageable : problèmes numériques liés aux nombreux problèmes non-linéaires locaux à résoudre (contact, plasticité, endommagement, temps de calculs et besoins de mémoires trop importants, etc.). Les travaux de cette communication portent sur la mise au point d'une méthodologie basée sur une méthode innovante en éléments finis pour représenter de manière précise un point d'assemblage par déformation plastique (rivet).

Le but d'un tel élément équivalent est de modéliser le comportement mécanique du point d'assemblage aussi précisément que possible selon les sollicitations mécaniques de base.

Copyright © 2021 ..... - All rights reserved

## 1. Introduction

Le rivetage est un mode d'assemblage mécanique, apparenté au sertissage (puisque'il y a déformation permanente) mais dans lequel un élément intermédiaire écrasé convenablement par matage, le rivet, maintient entre elles les pièces à assembler de façon permanente.

Le rivetage reste très utilisé pour les assemblages définitifs, les pièces à assembler sont généralement à faible épaisseur (tôles, profilés).

Il existe plusieurs types d'assemblage par rivets :

- assemblage par recouvrement ;
- assemblage à couvre-joint simple ;
- assemblage à couvre-joint double.

Pour chacun de ces types, des règles technologiques et de résistances doivent être respectées.

On peut définir le rivetage comme une liaison complète indémontable plus utilisée dans les diverses constructions métalliques telles que : la charpente métallique, l'aviation, la chaudronnerie, navires.

\* Corresponding author. E-mail address: ghaziaek@yahoo.fr.

## 2. Caractéristiques des Matériaux

Pour étudier des assemblages rivetés, le matériau choisi est un alliage d'aluminium 2024 T351 (série 2000). Les tôles sont obtenues par laminage ce qui leur confère des caractéristiques particulières dans les deux directions. Seule une direction sera privilégiée : celle du sens long (sens de laminage) [1]. La composition chimique de l'alliage d'aluminium est donnée par le Tableau 1. [2].

*Composition chimique en pourcentage de poids de l'alliage d'aluminium 2024-T351.*

Cu	Mg	Mn	Cr	Si	Fe	Ti	Zn	Zr
4.31	1.47	0.64	0.01	0.09	0.19	0.02	0.14	0.01

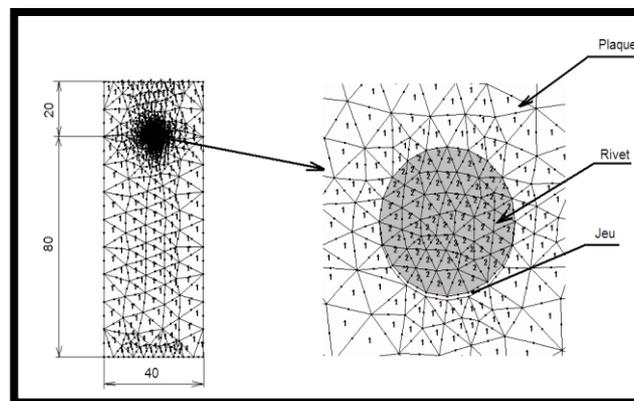
Les différentes caractéristiques mécaniques sont rassemblées dans le tableau 2.

*Tableau 1. Propriétés mécaniques de l'alliage 2024-T351[3].*

E (Mpa)	$\sigma_e$ (Mpa)	$\sigma_m$ (Mpa)	$\nu$
73084.4	358.527	468.84	0.33

## 3. Simulation numérique d'une fixation

La simulation numérique des tôles assemblées par fixation rivetés présente une difficulté au niveau de la mise en œuvre du comportement réel de la structure avec toutes les variantes qui rentrent en jeu. Il existe une modélisation simplifiée présentant la structure en 2D (perforation dans les tôles métalliques). Le degré de complexité dans la modélisation (même simplifiée) d'un assemblage riveté est fonction de l'importance de son rôle sur le comportement de structure. En effet deux cas de figure peuvent être dissociés, dans un premier cas, l'assemblage ne se situe pas dans une zone de la structure fortement sollicitée. On considère qu'il ne présente pas de risque de rupture ou qu'il influe peu sur le comportement d'ensemble de la structure. La méthode consiste alors à modifier lancement des géométries en fusionnant par exemple les pièces assemblées [4-5]. L'analyse par éléments finis de la configuration représentée par la figure (1) a été réalisée en utilisant le code Franc 2DL.



*Figure 1–Maillage par éléments finis de la structure (plaque/rivet).*

La figure (2) présente une plaque mince ( $e=3\text{mm}$ ), cette dernière soumise à un effort de traction longitudinale avec une contrainte uniformément répartie au voisinage du rivet d'amplitude  $\sigma = 50 \text{ Mpa}$ .

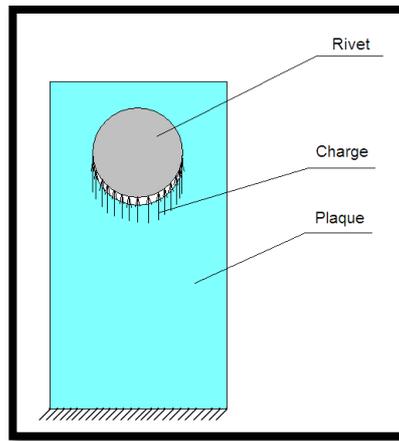
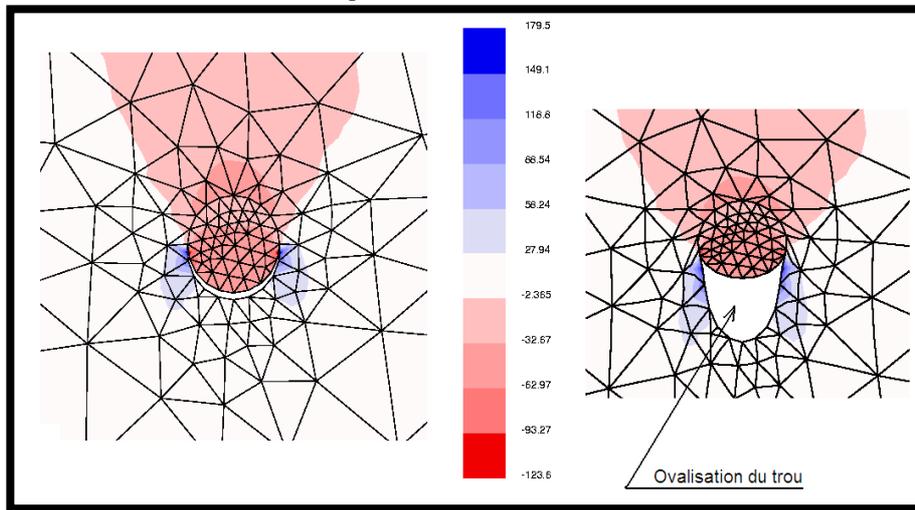


Figure 2–Modèle géométrique et les conditions aux limites.

#### 4. Résultats et discussion

Le rivet utilisé dans cette étude est un rivet en alliage de Titan de module de Young  $E=110316\text{Mpa}$  [6].

Les figures (3) représentent la répartition des contraintes normale selon la direction des sollicitations on remarque que les contraintes sont localisées au niveau des trous comportant les rivets à cause de l'effet d'entaille c'est-à-dire le trou du rivet.



(a)



(b)

Figure 3– a) Niveau des contraintes au niveau du trou de rivet.  
b) Rupture d'une structure rivetée [7].

La pression latérale est importante sur le bord de la plaque pouvant se manifester en ovalisation de trou de rivet.

Pour chacun des domaines (figure 4), la déformation varie en fonction de la position du point de mesure sur l'axe. On est en présence de deux effets de bord, l'un du à la perforation, l'autre au bord de la plaque. En effet, la déformation mesurée sur l'axe vertical est minimal en bordure de perforation (elle devient même négative en plasticité car il y a une compression local en bordure de trou).

Des observations similaires peuvent être faites le long du chemin de rupture. La déformation mesurée le long du chemin de la rupture est tout d'abord maximale au bord du trou. Puis, au fur et à mesure que l'on s'en éloigne, la déformation diminue jusqu'à atteindre un palier :

L'effet de trou s'estompe. Les effets de bord de plaque semblent cette fois-ci quasi inexistant. Il semble donc exister une zone, assez limitée, où la déformation locale subit peu les effets de bord et de trou. Dans cette zone, fonction de l'axe observé, la déformation est quasiment constante [8].

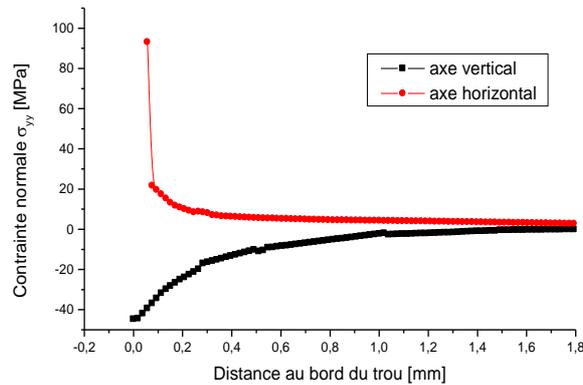


Figure 4 – Niveaux des contraintes.

## 5. Étude de la propagation

Dans le but de comparer les vitesses de fissuration observées dans les éprouvettes trouées avec le comportement classique des fissures longues, il est nécessaire d'estimer le facteur d'intensité de contrainte. Malheureusement, il n'existe pas de solution exacte pour ce type d'éprouvette permettant de calculer directement  $k$ .

$$k = k_t s \sqrt{\pi a} \quad (1).$$

L'analyse de la littérature a montré que le facteur d'intensité de contrainte dans une éprouvette entaillée s'exprime généralement sous la forme :

$$k = \beta s \sqrt{\pi l} \quad (2).$$

Où  $l$  représente la taille de l'entaille ( $a + c$ ) et  $\beta$  est une fonction de la longueur de fissure dépendante de la géométrie de l'éprouvette et de la forme de l'entaille. Newman dans [9] propose une solution numérique (calcul par EF) pour le facteur  $\beta$  dans une éprouvette à trou central fissurée. Notons que l'on ne considère dans ces calculs que des fissures droites (amorcées  $\theta = 0$ ), ce qui est une approximation par rapport aux observations expérimentales. Les dimensions de l'éprouvette étant différentes, il convient de modifier légèrement la courbe de Newman pour l'ajuster aux dimensions de nos éprouvettes. Malheureusement l'expression littérale n'ayant pas pu être obtenue, cet ajustement passe obligatoirement par quelques calculs éléments finis préalables [10]. La figure (5) représente le modèle d'élément fini de la plaque rivetée avec la propagation de fissure.

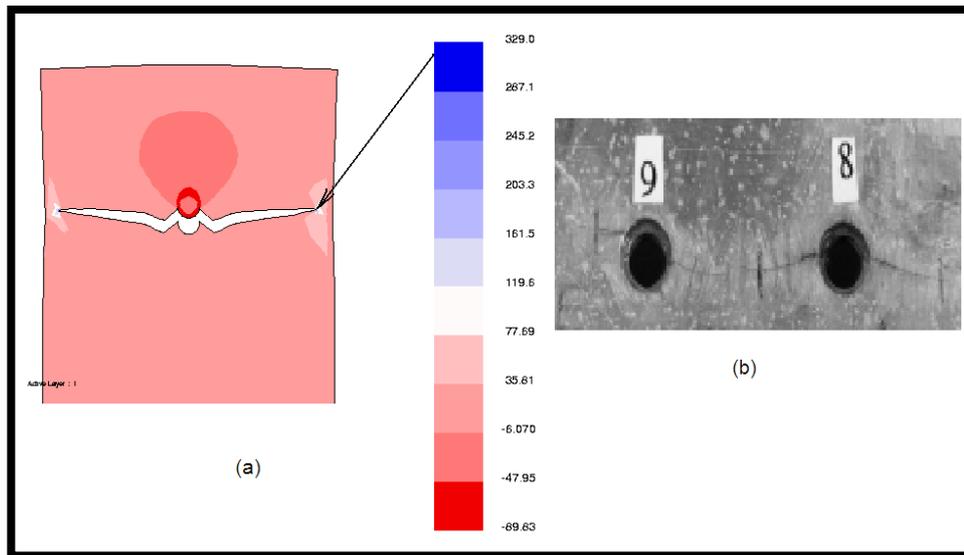


Figure 5 – a) Niveau des contraintes d'une plaque rivetée fissurée  
 b) Fissure au niveau des trous de rivets [6].

La figure (6) regroupe la trace du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la longueur de fissure, on constate qu'il y a deux stades (1) et (2), ceci à cause du changement de direction pendant la propagation de la fissure.

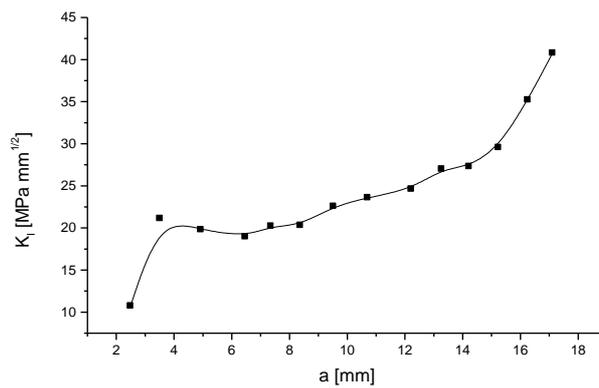


Figure 6 – Variation du facteur d'intensité de contrainte en fonction de la longueur de fissure.

On remarque que notre calcul est comparable que l'équation (2) (équation de Newman) figure (7).

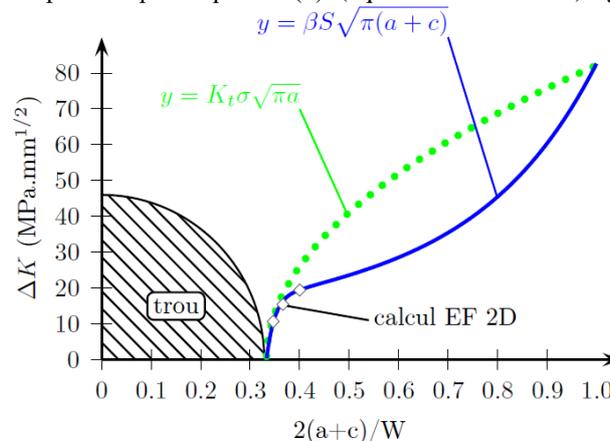


Figure 7 – Tracé du  $\Delta K$  calculé dans une éprouvette trouée ; comparaison entre le calcul simple avec le facteur de concentration de contrainte (eq. (1)) et l'analyse de Newman (eq. (2)) avec  $\beta$  réajustée pour les dimensions de l'étude [6].

La figure (8) représente le tracé de la propagation des fissures, on constate que la durée de vie de notre structure est de 277002 cycle pour une fissure de longueur  $a=17.11\text{mm}$ .

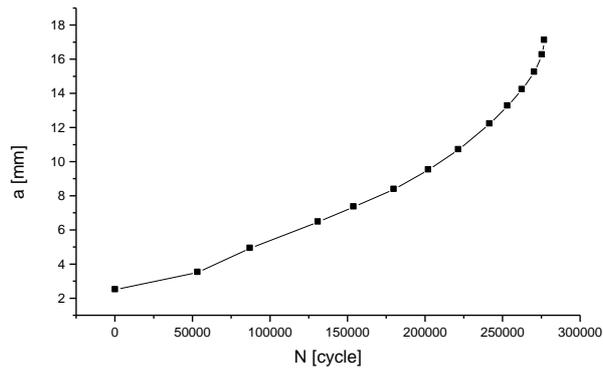


Figure 8 – Évolution de la longueur de fissure en fonction de nombre de cycle.

### 6. Effet de la géométrie du rivet

Dans cette étude nous avons choisi cinq rivets de diamètre différents, tel que ( $d = 3 - 4 - 5 - 6 - 7mm$ ) pour voir l'effet du diamètre sur le comportement d'une structure rivetée.

La figure (9) représente les niveaux des contraintes normales  $\sigma_{yy}$ .

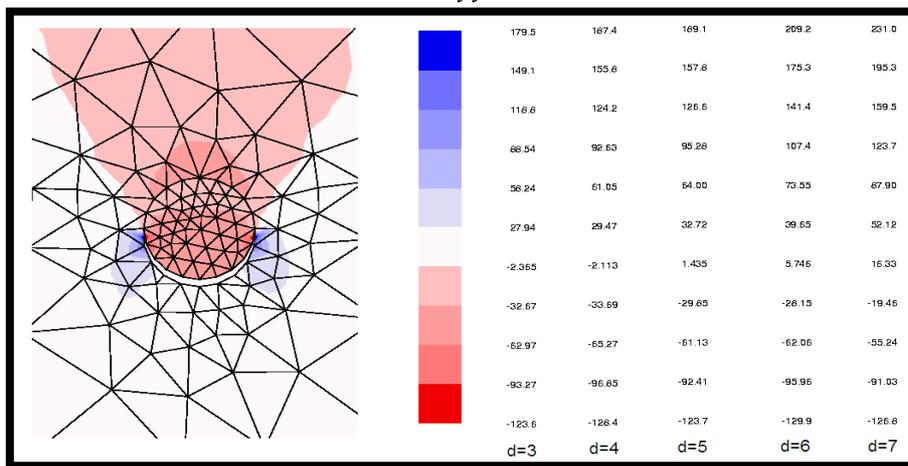


Figure 9 –Niveaux des contraintes normales  $\sigma_{yy}$

On remarque qu'une diminution du diamètre du rivet entraîne une diminution des contraintes. Donc plus le diamètre du rivet diminue, plus les contraintes sont faibles au niveau de la tôle. Ce comportement peut s'expliquer par le fait que des plaques sont soumises à des déformations plus importantes et par conséquent à des déplacements plus élevés ce qui engendre des contraintes importantes, donc les rivets de grand diamètre sont plus dangereux et risquent d'induire l'amorçage des fissures [11].

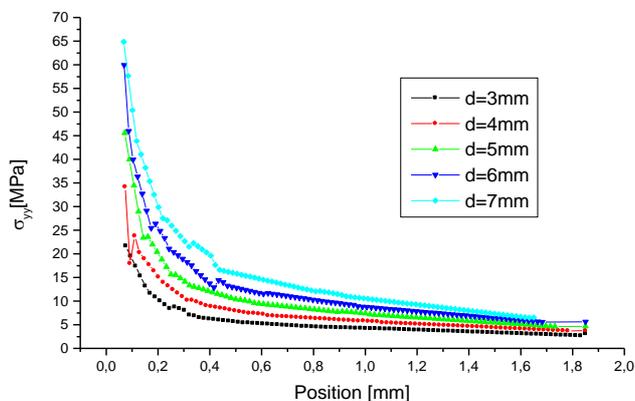


Figure 10– Variation du champ de contraintes sur le ligament de la plaque.

La figure (10) présente la variation des contraintes normales sur le ligament de la plaque.

On remarque que les contraintes sont maximales au voisinage de l'entaille puis diminuent progressivement pour se rapprocher asymptotiquement de la valeur de la contrainte appliquée.

Les résultats obtenus nous permettent de conclure que la réduction de la section due à la présence de l'entaille (grand diamètre du rivet) peut être une zone effective d'amorçage de fissure. Ce danger est dû essentiellement à la concentration de contraintes dans ces zones. Le niveau de concentration de contraintes dépend de la géométrie de l'entaille (diamètre du rivet).

### 7. Propagation de fissure

Le facteur d'intensité de contraintes caractérise les champs de contraintes et de déplacement en tête de fissure en mécanique linéaire de la rupture. Ce facteur est considéré comme critère de propagation de fissures en chargement monotone ou cyclique [10-11]. Pour comparer le comportement des fissures émanant des entailles circulaire, on présente sur la figure (11) la variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la longueur de la fissure pour une structure rivetée et en fonction du changement du diamètre du rivet.

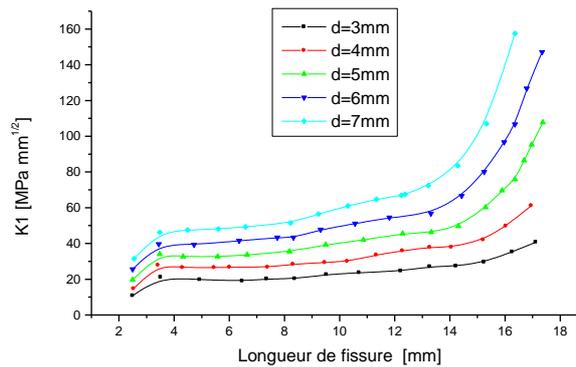


Figure 11– Variation du facteur d'intensité de contraintes en fonction de la longueur de la fissure émanant du fond d'entaille.

On note d'abord que le facteur d'intensité de contraintes augmente avec la longueur de la fissure.

On remarque que le facteur d'intensité de contrainte pour la structure de diamètre d=3mm est faible par rapport au diamètre d=7mm. On constate que les structures de grand diamètre ont des durées de vie moins longues, Figure (13).

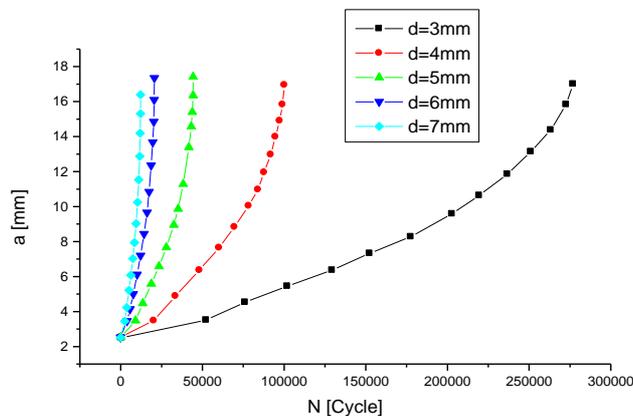


Figure 12– Variation de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycle.

### 8. Effet du module de Young

Dans cette étude nous avons choisi trois matériaux différents de la plaque c'est-à-dire la variation du module de Young de la plaque :

Acier :  $E = 210000\text{MPa}$ .

Alliage d'Aluminium :  $E = 73000\text{MPa}$ .

Alliage de Magnésium :  $E = 44816\text{MPa}$ .

Pour voir l'effet du module de Young sur le comportement en fatigue d'une structure rivetée.

La figure (13) représente la variation de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycle pour différents matériaux de la plaque pour un rapport de charge  $R = 0$  et une pré-fissure  $a = 2\text{ mm}$  dans cette étude nous nous intéressons particulièrement au régime de propagation dans lequel la relation de PARIS  $da/dN = C\Delta K^m$  est applicable.

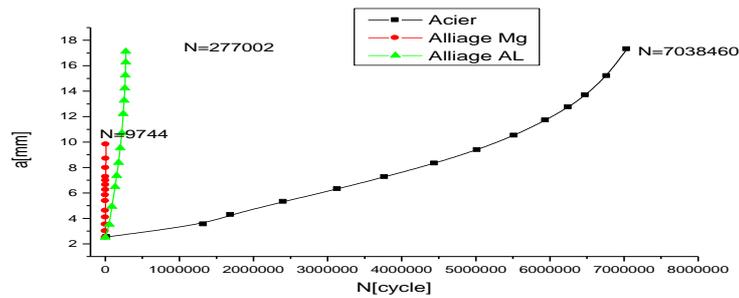


Figure 13 – Variation de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycle.

On constate que l'avancée de la fissure se comporte différemment dans les trois matériaux. Elle avance plus lentement dans l'acier que dans l'alliage d'aluminium et l'alliage de magnésium. Certains auteurs ont tenté d'expliquer cette variation par la différence existante dans les caractéristiques mécaniques des matériaux (le module de Young).

## 9. Conclusion

Cette étude nous a permis d'avoir une vaste idée sur les modes d'assemblage mécanique et précisément sur le rivetage. La simulation d'un modèle riveté est aussi l'une des objets de ce thème. L'étude s'est basée sur l'évolution des contraintes tangentielles pour différentes sollicitations dont le but était la prédiction du cisaillement des assemblages rivetés. Le matériau des plaques et du rivet a été considéré comme homogène, isotrope.

L'objectif principal de ce travail était d'analyser les mécanismes prépondérants pouvant intervenir dans l'endommagement sous sollicitation cyclique de pièces assemblées en alliage d'aluminium 2024T351. La sollicitation mécanique a été séparée en deux grandes contributions :

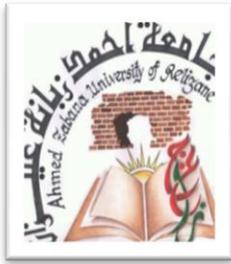
- le contact entre les pièces qui peut induire un phénomène de fretting. Celui-ci est connu comme capable de générer rapidement de petites fissures susceptibles de mener à une rupture catastrophique ;
- la propagation de fissures dans la structure qui est fortement influencée par les concentrations de contraintes dues à la géométrie des pièces.

Un dimensionnement cherchant à intégrer la notion de tolérance aux dommages doit obligatoirement tenir compte de ces phénomènes, l'identification des conditions d'amorçage et de propagation des fissures par des essais classiques de fatigue uni-axiale n'étant pas représentatifs dans ce cas. Conformément à cette analyse, ces deux points ont été les principaux sujets abordés au cours de ce travail.

L'analyse s'appuie sur une large partie expérimentale, tant au niveau de la caractérisation du fretting que de la propagation des fissures en présence de concentration de contraintes. Enfin, basée sur les phénomènes mis en évidence, une modélisation a été entreprise dans le but de prédire le comportement des fissures courtes.

## REFERENCES

- [1]- TAKTAK. R, 2008, Etude de la rupture ductile basée sur un modèle de croissance des cavités, thèse de doctorat de l'université de Lille.
- [2]- WILSUS, J., 1999, Etude expérimentale et numérique de la déchirure ductile basée sur des approches locales en mécanique de la rupture, Thèse de doctorat, Université des Sciences et Technologies de Lille.
- [3]- Base de données logiciel AFGROW.
- [4]- MALHERBE. B., LANGRAND .B, J-L., CHARLES .J-F. SOBRY, 2000. Improvement of crash models of large aeronautical structures. 22<sup>nd</sup> ICAS Congress, Harrogate (Angleterre) .
- [5]- LANGRAND .B , 1998, Contribution à la caractérisation numérique et expérimentale d'assemblages structuraux rivetés sous sollicitation dynamique. Thèse de doctorat, Université de Valenciennes.
- [6]- Newman .J. C., 2000, Jr. Langley Research Center, Hampton, Virginia Advances in Fatigue and Fracture Mechanics Analyses for Metallic Aircraft Structures, NASA/TM- 210084-.
- [7]- Mohamad A, Bernard. L, Moussa .K, Bernard. P, 2007, Caractérisation des assemblages rivetés et visées en fatigue, 8<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique Grenoble.
- [8]- Anne-Sophie .B, 2005, Modélisation multi-échelle d'un assemblage riveté aéronautique – vers un modèle de fragilisation structurale-, thèse doctorat de l'université de Valenciennes.
- [9]- Schijve. J, 2001, Fatigue of Structures and Materials, Kluwer Academic Publishers, ISBN 792370147, p 513.
- [10]- HENRY PROUDHON, Identification des mécanismes de fissuration dans un alliage d'aluminium sollicité en fretting et en fatigue, thèse, école doctorale : matériaux de Lyon, 2005
- [11]- Paris .P. C., Erdogan .F, 1963, A critical analysis of crack propagation laws, Trans.ASME, Series D, vol. 85, pp. 528–535.



## Revue des Matériaux & Energies Renouvelable

Journal home: <https://www.univ-relizane.dz>

ISSN : 2507-7554

E- ISSN : 2661-7595



FACULTE DES SCIENCES ET DE LA TECHNOLOGIE, UNIVERSITE DE RELIZANE.

### Etude des propriétés électroniques et structurales des composés InX (X=As, Sb, P)

Open  
Access

Toufik Dilmi<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Département de physique, Faculté des Sciences, Université Mira Abderahman, Bejaia, Alegria

<sup>2</sup> Laboratoire des matériaux inorganiques, Département de chimie, Faculté des sciences, Université Mohamed Boudiaf, M'sila, Alegria

#### RESUME

#### Article history:

Received 22 August 2020.

Received in revised form 04 November 2020.

Accepted 05 July 2021.

**Keys word:** Ionicité; Pseudopotentiel;  
Semiconducteur; Indium

Dans ce travail, nous avons étudié les propriétés électroniques (la structure de bande électronique, densité de charge) et structurales (la polarité, la facteur d'ionocité) de trois composés de types III-V à base de l'Indium (InAs, InSb, InP) dans la phase zinc blende. Dans toute l'étude, nous avons utilisé la méthode des pseudopotentiels empiriques EPM. Le but de ce travail est d'étudier la variation des facteurs de forme symétriques  $V_s(3)$ ,  $V_s(8)$ ,  $V_s(11)$ , et antisymétriques  $V_a(3)$ ,  $V_a(4)$ ,  $V_a(11)$ , des pseudopotentiels en fonction de l'ionocité dans les semiconducteurs suivants : InSb, InAs, InP. Dans cette étude, Nos calculs ont montré que le gap antisymétrique dans des résultats plus proches à ceux de littérature.

Copyright © 2021 ..... - All rights reserved

## 1. Introduction

L'étude des structures de bandes permet d'interpréter plusieurs phénomènes physiques, qui se déroulent dans les corps solides. Dans ces corps, cette structure peut être obtenue en tenant compte de toutes les interactions existant entre les noyaux et les électrons. Les résolutions des équations générales sont impossibles, mais on peut toujours adopter des modèles simplifiés pour pouvoir obtenir des solutions approchées.

Vu l'épanouissement de la technologie, de l'information et les besoins de l'industrie, les composés semi-conducteurs III-V cristallisant dans la structure Zinc blende ont été un sujet de spéculation et extrapolation, en particulier à cause de leurs applications potentielles dans la réalisation et le développement des dispositifs optiques et optoélectroniques. Par exemple, haute électron mobilité, transistors bipolaires à hétérojonction, modulateurs électro-optiques, photodétecteurs, diode laser et diode électroluminescente [1].

Plusieurs méthodes théoriques ont été développées pour l'étude des propriétés chimiques et physiques des matériaux. Cependant la méthode empirique des pseudopotentiels reste la méthode la plus simple qui offre les résultats les plus compatibles à l'expérience.

\* Corresponding author. E-mail address: [dilmi2826@gmail.com](mailto:dilmi2826@gmail.com)

Cette étude à pour but de contribuer a la détermination des propriétés structurales et électroniques de composés binaires (InAs. InSb. InP) de type zinc blende. En utilisant la méthode empirique des pseudopotentiels EPM qui donne des résultats raisonnables avec ceux trouvés par l'expérience [2, 3].

## 2. Etude des propriétés électroniques :

Le pseudopotentiel empirique est définie comme étant la superpositon des pseudopotentiels atomiques de la forme:

$$V_p(r) = V_L(r) + V_{NL}(r) \tag{1}$$

Ou

$V_L(r)$  et  $V_{NL}(r)$  sont respectivement la partie locale du pseudopotentiel et la partie non local .

Dans notre travail, on a pris en considération que la partie locale de telle sorte que la relation (III- 1) devient :

$$V_p(r) = V_L(r) = \sum_G V(G) S(G) \exp(iGr) \tag{2}$$

Avec

$S(G)$  sont les facteurs de structure et  $V(G)$  les facteurs de forme, ces derniers ont été au départ tirés de la littérature, ensuite ajustés par la méthode non linéaire des moindres cares [4], dont tous les paramètres sont optimisés sous un critère consistant à minimiser la moyenne de la racine carrée de l'écart des gaps des niveaux d'énergie calculés par la méthode des pseudopotentiels par rapport à ceux trouves expérimentalement, définie par:

$$\delta = \left[ \sum_{i,j}^m \frac{(\Delta E_{ij})^2}{m-N} \right]^{1/2} \tag{3}$$

Ou

$$\Delta E_{i,j} = E_{i,j}^{exp} - E_{i,j}^{cal}$$

$E_{i,j}^{exp}$ ,  $E_{i,j}^{cal}$  Sont respectivement les énergies observées et calculées entre l' $i^{ième}$  état correspondant au vecteur d'onde ( $k=k_i$ ) et l' $j^{ième}$  état ( $k=k_j$ ) du  $m^{ième}$  paire choisi ( $i,j$ ),  $N$  est le nombre des paramètres du pseudo potentiel empirique à déterminer.

Les valeurs des paramètres induits au départ seront améliorées par itérations successives jusqu'à ce que  $\delta$  soit minimale. Les facteurs de formes symétriques et antisymétriques ajustés en (Ryd) ainsi que leurs paramètres du réseau des composés binaire semiconducteurs InX (X=As,Sb,P) dans la phase zinc-blende sont présentés dans le tableau 1.

**Tableau 1. Les facteurs de forme symétrique et antisymétrique ajustés en (Ryd) des composés binaires semiconducteurs (InAs.InSb.InP) dans la phase zinc- blende.**

composés	Facteurs de formes (Ryd)						a (u. a)
	$V_S(3)$	$V_S(8)$	$V_S(11)$	$V_A(3)$	$V_A(4)$	$V_A(11)$	
InAs	-0.182147	0.00	0.047107	0.094714	0.05	0.03	11.4478
InSb	-0.201822	0.01	0.028443	0.64645	0.03	0.015	12.2641
InP	-0.213862	0.00	0.070499	0.088818	0.06	0.03	11.0906

En utilisant ces facteurs de formes, le calcul des gaps d'énergies pour les composés binaires (InAs.InSb.InP) sont illustrés dans le tableau 2. Nos résultats sont en très bonne accord avec l'expérience.

**Tableau 2 : gap d'énergie des composés binaires (InAs. InSb. InP)**

composés	Gap d'énergie (ev)					
	$E_{\Gamma}^{\Gamma}$		$E_{\Gamma}^X$		$E_{\Gamma}^{\Gamma}$	
	Cal	Exp[5]	Cal	Exp[5]	Cal	Exp[5]
InAs	0.35986	0.36	1.36974	1.37	1.06984	1.07
InSb	0.18517	0.18	1.64328	1.63	0.94008	0.93
InP	1.34992	1.35	2.20996	2.21	2.04994	2.05

### 2-1. Structure de bande d'énergie

Les propriétés essentielles du solide sont déterminées par la répartition des niveaux d'énergie ce qu'on appelle « la structure de bande ».

Les figures 1 représentent les structures de bandes électroniques des composés binaires (InAs.InSb.InP). la référence zéro d'énergie est le maximum de la bande de valence. ces trois figures nous indiquent que le maximum de la bande de valence et au point  $\Gamma$  et que le minimum de la bande de conduction est aussi au point  $\Gamma$ , les binaires InAs. InSb et InP sont au gap direct E ( $\Gamma - \Gamma$ ).

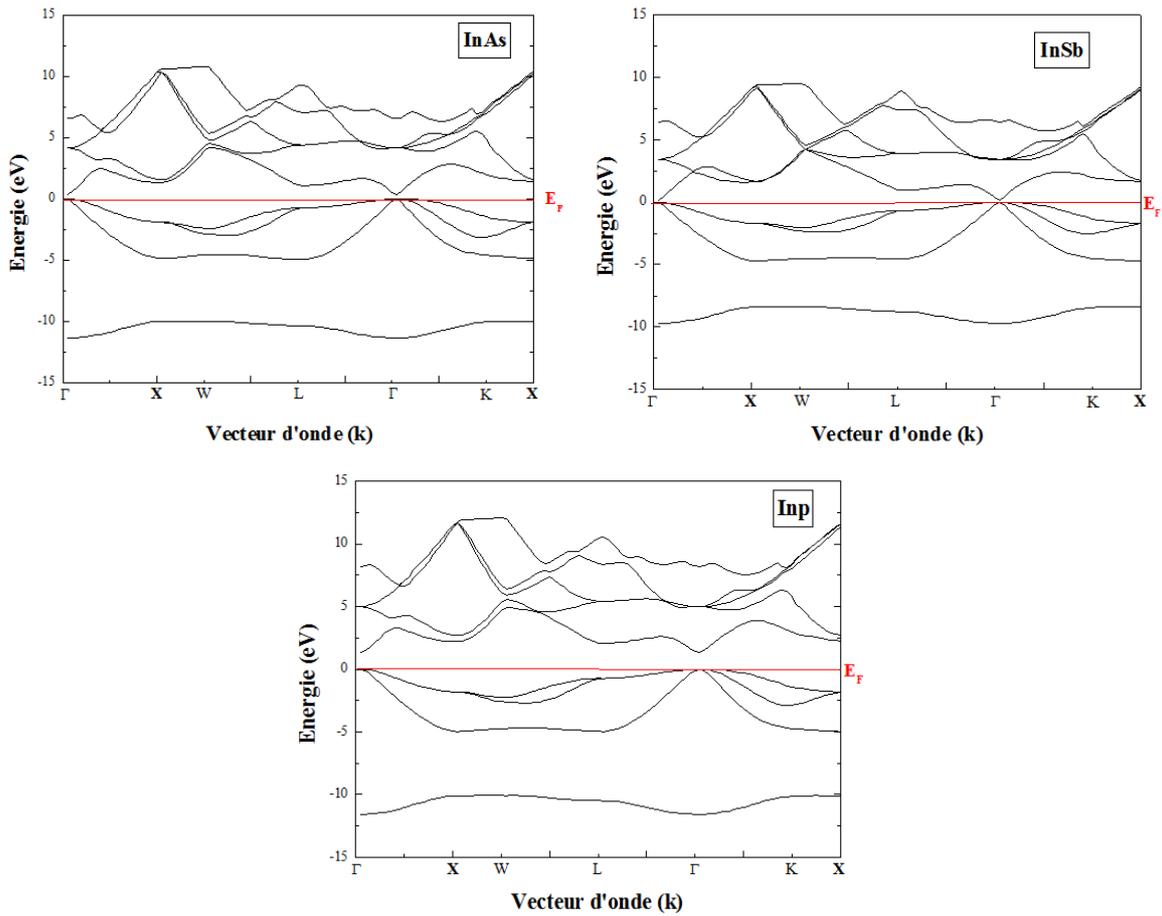


Figure 1 : La structure de bandes électroniques de InX (X=As, Sb, P)

## 2-2.Densité de charge

La densité de charge électronique est l'une des caractéristiques qui découle de la structure de bande, elle est d'une utilité primordiale, lorsque les propriétés chimiques et physiques présentent un intérêt dans les matériaux semiconducteur. Elle nous permet de connaître le type de liaisons établit entre les composants du matériau, d'où les propriétés optiques et électroniques.

Contrairement aux propriétés électroniques un grand intérêt est apporté récemment sur les propriétés structurales, et en particulier sur les propriétés de liaison des semiconducteurs et des isolants.

La fonction de la probabilité des électrons dans une région spatiale du volume  $d\Omega$  est donnée par  $|\Psi_{n,k}(r)|^2 d\Omega$  pour les électrons dans le bande n et état k.la densité de charge pour chaque bande de valence pot être écrite comme,

$$\rho_n(r) = \sum_k e |\Psi_{n,k}(r)|^2 \tag{4}$$

Ou la sommation est portée sur tous les états k dans la zone de Brillouin pour une bande donnée n.

Pour obtenir une convergence adéquate pour  $|\Psi_{n,k}(r)|^2$ , il est nécessaire d'exprimer la fonction d'onde sous forme d'un grand nombre d'onde planes et d'évalue cette fonction d'onde sur beaucoup de point dans la zone de Brillouin.

La densité de charge totale pour un semiconducteur peut être obtenue en ajoutant la densité de charge de toutes les bandes de valence,

$$\rho(r) = \sum_n \rho_n \tag{5}$$

Ou la somme est sur toutes les bandes occupées, Dans ce travail, nous ne somme pas intéressés à toute la densité de charge dans toute la zone de Brillouin, mais seulement au point de haut symétrie  $\Gamma$ .

Ainsi,

$$\rho(r) = e |\Psi_{n,k}(r)|^2, \tag{6}$$

Avec  $k = \frac{2\pi}{a}(0,0,0)$  représente le point  $\Gamma$  (a est la constante de réseau).

Les figures 2 représentent la densité de charges électroniques au point  $\Gamma$  pour la somme des quatre bandes de valence des corps binaires InAs, InSb et InP.

Nous remarquons que ces densités de charges présentent à peu près les mêmes caractéristiques et sont caractérisées chacune par un maximum de charges qui se trouve légèrement déplacé vers le côté de l'anion. Une autre partie de charge significative se trouve localisée au voisinage de l'anion. Au niveau du cation, il existe une charge très faible. Par ailleurs une autre constatation peut être faite, c'est qu'il n'y a presque aucune charge au niveau des régions interstitielles.

La distribution de charge entre l'anion et le cation est le partage des électrons induit par l'effet de la mécanique quantique. La raison pour laquelle la densité de charge des semiconducteurs covalents est ainsi faible et que les plus proches voisins sont liés à travers un recouvrement des orbitales de type  $sp^3$ . Le déplacement du maximum de la densité de charges vers le côté de l'anion est dû à une différence de potentiel du cation et de l'anion dans chaque cas du composé binaire.

Cependant, la densité de charges électroniques est légèrement asymétrique autour du centre de la liaison, ainsi le transfert important de charges du cation vers l'anion indique que l'anion possède un potentiel plus fort que celui du cation. Cette différence de potentiel est responsable du caractère de l'ionicté présent dans la liaison, mais avec un degré variant d'un matériau à un autre.

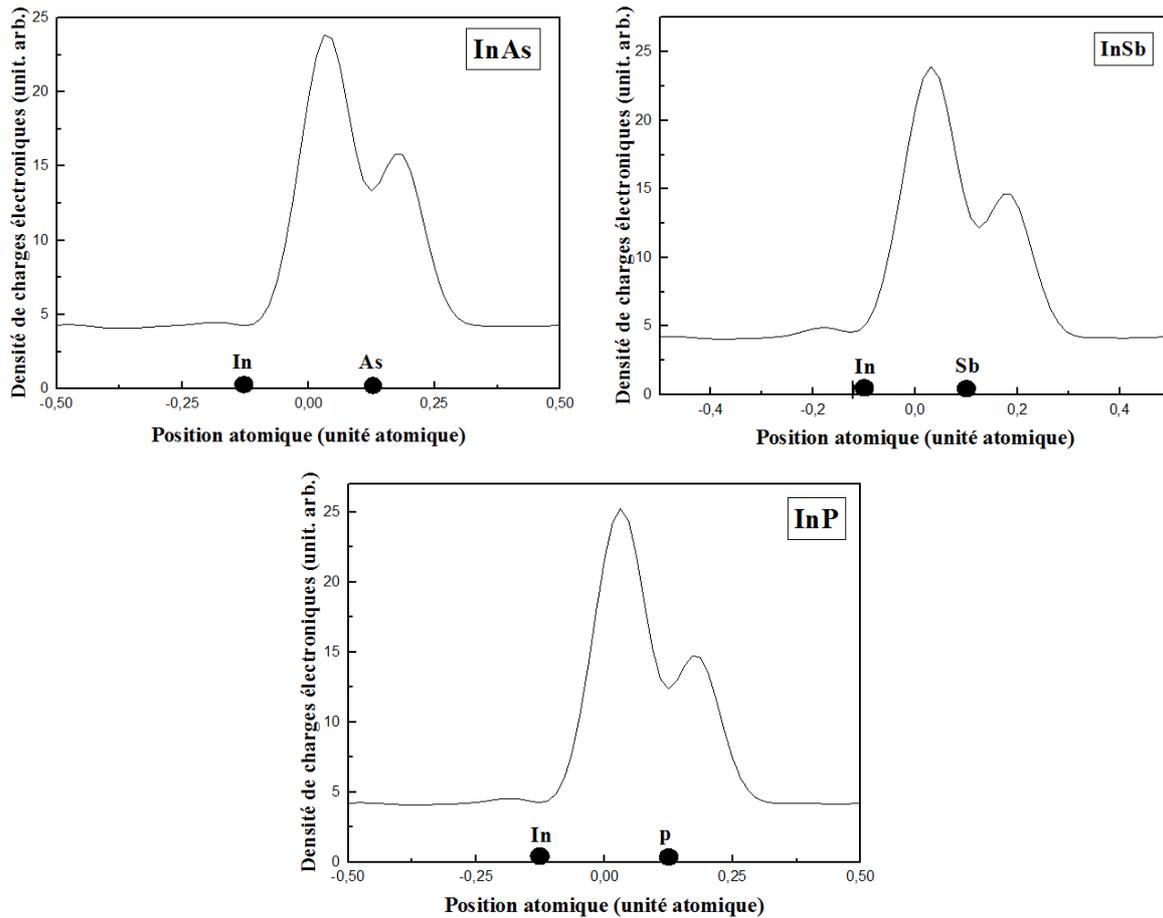


Figure 2 : La densité de charge de InX (X=As, Sb, P) au point  $\Gamma$ .

### 3. Etude des propriétés structurales :

#### 3-1. La Polarité $\alpha_p$

Pour déterminer la polarité  $\alpha_p$  en utilisant la définition de Volg [6],

$$\alpha_p = \frac{-V_A(3)}{V_S(3)} \quad (7)$$

Avec  $V_S(3)$  et  $V_A(3)$  sont respectivement les facteurs de forme symétriques et antisymétriques.

La polarité des composés binaires InAs, InSb et InP est présentée dans le tableau 3.

**Tableau 3 : les valeurs du polarité des composés binaires InAs, InSb et InP**

composé	$\alpha_p$	
	cal	théo[16]
InAs	0.519986	0.53
InSb	0.320307	0.51
InP	0.415305	0.58

**3-2. la charge transverse effective  $e_T^*$** 

La charge effective des ions est une quantité fondamentale dans l'étude de la dynamique de réseau cristallin qui est implicitement en rapport avec la polarité. Cette quantité peut être prise comme une mesure de son ionicité [7].

La charge effective transverse est déterminée par l'expression suivant:

$$2e_T^* = -\Delta Z + \frac{8\alpha_p}{1+\alpha_p^2} \quad (8)$$

Avec

$\alpha_p$  : est la polarité, et  $\Delta Z = -(Z_{In} - Z_X)$  pour X=As, Sb, P.

Où : Z représente le nombre des électrons de valence des matériaux considérés.

Dans le tableau 4, on montre la charge effective transverse calculée [8] et comparée avec d'autres résultats disponibles dans la littérature.

**Tableau 4: les valeurs de la charge effective transverse ( $e_T^*$ ) pour les binaires (InAs, InSb, InP)**

composé	$e_T^*$	
	Cal	Exp[6]
InAs	2.637254	2.53
InSb	2.162010	2.42
InP	2.416845	2.55

**3-3. le facteur d'ionicité  $F_i$** 

Les concepts empiriques, comme l'électronégativité et l'ionicité, sont d'une grande importance pour l'étude et la compréhension des propriétés de base des molécules et des solides. Cependant, l'un des problèmes posé pour évaluer l'ionicité d'une liaison est la difficulté de transformer un concept qualitatif ou verbal en une formule mathématique contenant des grandeurs physiques mesurables. Pour résoudre ce problème, plusieurs méthodes ont vu le jour.

En choisissant deux méthodes pour calculer les facteurs d'ionicité des binaires (InAs, InSb, InP).

**3-3-1. Calcul le facteur d'ionicité a partir le gap  $E_g^x$** 

Il a été rapporté dans la littérature que le gap antisymétrique  $E_g^x$  (le gap entre la première et la deuxième bande de valence au point x) est relié à l'ionicité du matériau [9].

Pour calculer les facteurs d'ionicité des binaires (InAs, InSb, InP) on applique la relation suivante [9]:

$$F_i = \left[ \left( \frac{E_g^x}{E_g^x - 1} \right)^{-1} - 0.75 \right] - \left[ \frac{l}{E_g^x} - 0.66 \right] \quad (9)$$

$$E_g^x = (E_2^x - E_1^x); \text{ Le gap antisymétrique au point x.} \quad l = 1 \text{ eV}$$

**3-3-2. Calcul le facteur d'ionicité a partir la relation de Zaoui**

Afin d'évaluer,  $F_i$ , Zaoui [11]. Récemment utilisé une représentation de l'ionicité basée sur la densité de charge de valence totale. Le facteur d'ionicité étant évalué de la façon suivante :

$$F_i = \left( \frac{S_A}{S_A + \lambda S_C} \right)^\lambda \quad (10)$$

Où :

$S_A$  : la surface anionique       $S_C$  : la surface cationique       $\lambda$  : le paramètre sépare les éléments de forte ionicité des éléments de faible ionicité. Dans notre cas  $\lambda = -1$  pour les composés des groupes III – V.

Nos calculs sont montrés dans le tableau 5. Pour la comparaison on a aussi exposé des résultats disponibles dans la littérature [12].

**Tableau 5: le gap antisymétrique et les facteurs d'ionicté calculés du semiconducteur binaire (InAs,InSb,InP).**

composé	$E_g^x$ (ev)	$F_i$					
		Cal			Exp		
		1 <sup>ère</sup> méthode	2 <sup>ème</sup> méthode	Ionicté de Phillips[13]	Ionicté de Christensen[14]	Ionicté de Garcia[15]	
<b>InAs</b>	5.15709	0.522183	0.486904	0.357	0.553	0.450	
<b>InSb</b>	3.69991	0.410001	0.347411	0.321	0.303	0.294	
<b>InP</b>	5.14557	0.521323	0.454761	0.421	0.534	0.506	

#### 4. CONCLUSION

Dans ce travail, nous avons étudié les propriétés électroniques (la structure de bande électronique, densité de charge) et structurales (la polarité, la facteur d'ionicté) de trois composés de types III-V à base de l'Indium (InAs,InSb,InP) dans la phase zinc blende. Dans toute l'étude, nous avons utilisé la méthode des pseudopotentiels empiriques EPM.

Peut résumer les résultats principaux obtenus dans cette recherche dans les points suivants :

1. Dans les propriétés électroniques :

-nous constatons que les trois binaires (InAs,InSb,InP) on gap direct ou point  $\Gamma$  ce qui en accord avec l'expérience.

-nous avons trouvé que le déplacement des charges de InAs du coté de l'anion est analogue à celui qui avait été observé pour InSb et InP.

2. Dans les propriétés structurales, nous constatons que :

-les valeurs calculées de polarité  $\alpha_p$  dans ce travail de notre façon de les composés semiconducteurs accord avec les calculs théoriques.

-En ce qui concerne la charge effective transverse, les valeurs que nous avons obtenu l'approbation des valeurs de calculs théorique et d'autres expérimentaux.

-Grâce à l'étude du facteur d'ionicté  $F_i$  de composés binaires (InAs,InSb,InP) par deux méthodes :

\*la première méthode :on a utilise le gap antisymétrique (le gap entre la première et la deuxième bande de valence au point X)des matériaux étudiés : InAs(ionique), InSb(covalente), InP(ionique).

\*la deuxième méthode : on a utilisé la méthode de Zaoui : InAs(covalente), InSb(covalente), InP(covalente).

Nous ne constatons que les résultats de facteur d'ionicté dans les deux méthodes plus proche.

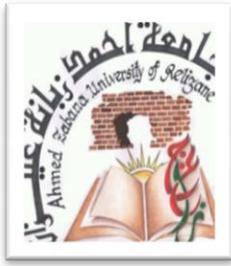
\*les facteurs de forme symétrique  $V_s(3)$ ,  $V_s(8)$ ,  $V_s(11)$  varient d'une manière aléatoire avec l'augmentation de l'ionicté en appliquant la première méthode.

\*le facteurs de forme antisymétrique  $V_A(3)$  varie d'une manière uniforme avec l'augmentation de l'ionicté . Donc on peut dire que le facteur de forme  $V_A(3)$  nous donne une idée sur l'ionicté.

La confrontation des résultats obtenus avec ceux disponibles dans les différentes littératures révèle une bonne concordance. Ce qui nous permet de conclure que la méthode adoptée dans cette étude est très valide dans la description des états électronique des matériaux étudiés dans le cadre de ce travail.

**REFERENCES**

- [1]- Ackland, G. J. (2001). High-pressure phases of group IV and III-V semiconductors. *Reports on Progress in Physics*, 64(4), 483
- [2]- Charifi, Z., & Bouarissa, N. (1997). The effect of the violation of Vegard's law on the optical bowing in Si<sub>1-x</sub>Gex alloys. *Physics Letters A*, 234(6), 493-497.
- [3]- Bouarissa, N. (2003). Compositional dependence of the elastic constants and the Poisson ratio of GaxIn<sub>1-x</sub>Sb. *Materials Science and Engineering: B*, 100(3), 280-285.
- [4]- Bouarissa, N., Kobayasi, T., Nara, H., & Aourag, H. (1995). Pressure dependence of positron annihilation in germanium. *Solid state communications*, 96(9), 689-695.
- [5]- Adachi, S. (1987). Band gaps and refractive indices of AlGaAsSb, GaInAsSb, and InPAsSb: Key properties for a variety of the 2–4- $\mu$ m optoelectronic device applications. *Journal of applied physics*, 61(10), 4869-4876.
- [6]- Vogl, P. (1978). Dynamical effective charges in semiconductors: A pseudopotential approach. *Journal of Physics C: Solid State Physics*, 11(2), 251.
- [7]- Sze, S. M., & Ng, K. K. (1981). *Physics of semiconductor devices* John Wiley and Sons Inc. New York.
- [8]- Charifi, Z., Baaziz, H., Hassan, F. E. H., & Bouarissa, N. (2005). High pressure study of structural and electronic properties of calcium chalcogenides. *Journal of Physics: Condensed Matter*, 17(26), 4083.
- [9]- Chelikowsky, J. R., Wagener, T. J., Weaver, J. H., & Jin, A. (1989). Valence- and conduction-band densities of states for tetrahedral semiconductors: Theory and experiment. *Physical Review B*, 40(14), 9644.
- [10]- Al-Douri, Y., Abid, H., & Aourag, H. (2002). Calculation of bulk moduli of semiconductor compounds. *Physica B: Condensed Matter*, 322(1-2), 179-182.
- [11]- Zaoui, A., Ferhat, M., Khelifa, B., Dufour, J. P., & Aourag, H. (1994). Correlation between the ionicity character and the charge density in semiconductors. *physica status solidi (b)*, 185(1), 163-169.
- [12]- Baaziz, H., Charifi, Z., & Bouarissa, N. (2001). Ionicity and transverse effective charge in GaxIn<sub>1-x</sub>AsySb<sub>1-y</sub> quaternary alloy semiconductors. *Materials chemistry and physics*, 68(1-3), 197-203.
- [13]- Phillips, J. C., & Van Vechten, J. A. (1970). Spectroscopic analysis of cohesive energies and heats of formation of tetrahedrally coordinated semiconductors. *Physical Review B*, 2(6), 2147.
- [14]- Christensen, N. E., Satpathy, S., & Pawlowska, Z. (1987). Bonding and ionicity in semiconductors. *Physical Review B*, 36(2), 1032.
- [15]- García, A., & Cohen, M. L. (1993). First-principles ionicity scales. I. Charge asymmetry in the solid state. *Physical Review B*, 47(8), 4215.
- [16]- Harrison, W. A., & Ciraci, S. (1974). Bond-orbital model. II. *Physical Review B*, 10(4), 1516.



## Revue des Matériaux & Energies Renouvelable

Journal home : <https://www.univ-relizane.dz>

ISSN : 2507-7554

E- ISSN : 2661-7595

FACULTE DES SCIENCES ET DE LA TECHNOLOGIE, UNIVERSITE DE RELIZANE.



### Influence du dosage en vase calcinée sur les performances mécaniques des bétons autoplaçants

Open  
Access

Belas Nadia<sup>1</sup>, Belaribi Omar<sup>1</sup>, Belguesmia Khalil<sup>1</sup>, Safer Omar<sup>2</sup>, RezziguaAhmed<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Laboratoire Construction, Transport et Protection de l'Environnement, Université de Mostaganem, BP 113 route de Belhacel 27000, Mostaganem, Algérie

<sup>2</sup> Laboratoire Construction, Transport et Protection de l'Environnement Département de génie civil, Université Ahmed Zabana, Bourmadia, 48000, Relizane, Algérie

#### RESUME

##### Article history:

Received 11 July 2020.

Received in revised form 06 August 2020.

Accepted 05 July 2021.

**Keys word:** vase, barrage de Chorfa II, béton autoplaçant, propriétés physico mécaniques, état frais, état durci.

L'Algérie possède une quantité appréciable de matériaux pouzzolaniques naturels comme la pouzzolane naturelle de Béni-Saf et artificiels telle que les vases issues des dragages des barrages. Mais devant la grande quantité de sédiments rejetés en aval de l'ouvrage, de sérieux problèmes d'environnement sont apparus. À cet effet leur utilisation dans la réalisation des bétons peut contribuer à la résolution de ces problèmes. Dans un esprit de développement durable et pour une bonne gestion de l'environnement, plusieurs domaines pour l'utilisation de la vase en tant que matière première et non plus comme déchet ont été ciblés notamment le génie civil. Ce travail qui fait partie d'une longue recherche, il consiste à valoriser la vase issue du barrage de Chorfa II (ouest algérien) en tant qu'addition minérale entrant dans la composition de bétons autoplaçants économiques. La vase est incorporée aux BAP après calcination, pour la rendre active, en dosages définis substituables en volume au ciment (10, 15, 20, 25, 30 et 35%). Les résultats trouvés montrent la possibilité d'obtenir des BAP à base de vase répondant aux normes en vigueur, ayant un comportement mécanique satisfaisant d'où la possibilité de valoriser ces sédiments en tant que matériaux de construction à part entière.

Copyright © 2021 ..... - All rights reserved

## 1. Introduction

En Algérie de grand efforts ont été déployés pour la réalisation des barrages, mais malheureusement notre pays figure parmi les plus négativement touchés par l'érosion et l'envasement. Le phénomène de l'envasement des barrages en Algérie constitue un enjeu d'envergure nationale. Ces barrages se transforment beaucoup plus en réceptacles de vase que d'eau. A cet effet, les possibilités d'utilisation des sous-produits issus des opérations de dragage sont réelles et touchent de nombreuses applications. L'utilisation de ces matériaux en tant que matière première contribue souvent à la protection de l'environnement des sites suite au rejet des matériaux dragués.

L'Algérie dispose actuellement de 72 barrages plus ou moins envasés. Un envasement d'environ 1085.94 millions m<sup>3</sup> [1] qui, selon des estimations prévisionnelles, atteindrait en 2020 un volume de 1 323.52 millions de m<sup>3</sup>. Il représente une réduction de capacité de 0.65%/an [2]. La valorisation des sédiments comme matériaux de construction demeure une réelle

\* Corresponding author. E-mail address: [nadia.belas@univ-mosta.dz](mailto:nadia.belas@univ-mosta.dz)

possibilité [3-8]. Elle ouvre de nouvelles perspectives à la recherche dans plusieurs domaines de la construction (granulat, ciment, brique et tuile). Avant l'utilisation des sédiments comme substituts partiels au ciment ils doivent subir une calcination pour les rendre actifs.

En effet, notre travail s'inscrit dans cette logique, et a été mené pour valoriser la vase du barrage de Chorfa II (ouest algérien) dans un BAP économique. sachant que cette vase est transformée, par un procédé thermique (*calcination*). Des BAP incorporant différents dosages de vase ont été testés à l'état frais par des essais répondant aux normes de l'AFGC [9] et à l'état durci par des essais de résistances à la compression.

## 2. Programme expérimental

### 2.1. Matériaux

#### 2.1.1. Ciment

Le ciment est un CEM I 42,5 R de surface spécifique Blaine de 328 m<sup>2</sup>/kg et sa densité est de 3,02 g/cm<sup>3</sup>. Le tableau 1 donne la composition minéralogique du clinker.

**Tableau 1- Composition minéralogique du clinker selon Bogue.**

Constituants	C <sub>3</sub> S	C <sub>2</sub> S	C <sub>3</sub> A	C <sub>4</sub> AF
Teneurs (%)	71,42	2,76	7,03	8,98

#### 2.1.2. Les granulats

Les granulats utilisés sont deux sables 0/3 (de mer et de carrière) et deux graviers 3/8 et 8/15.

#### 2.1.3. Adjuvant

L'adjuvant est le SIKA VISCOCRETE TEMPO 12, un superplastifiant haut réducteur d'eau polyvalent de nouvelle génération non chloré à base de copolymère acrylique, de densité 1,06 et de teneur en extraits secs de 30,2%.

#### 2.1.4. La vase

Le prélèvement des échantillons a été effectué en aval du barrage Chorfa dans les zones de rejet. La figure 1 présente les étapes de préparation de la vase. Elle a subi un traitement thermique de 750°C pendant 5heures [10].



1 : Vase à l'état naturel



2 : Vase séchée



3 : Vase après broyage



4 : Vase tamisée non calcinée



5 : Vase calcinée

**Figure 1- Etapes de préparation de la vase**

Les caractéristiques chimiques de la vase sont représentées dans le *Tableau 2*.

**Tableau 2- Caractéristiques chimiques de la vase après calcination.**

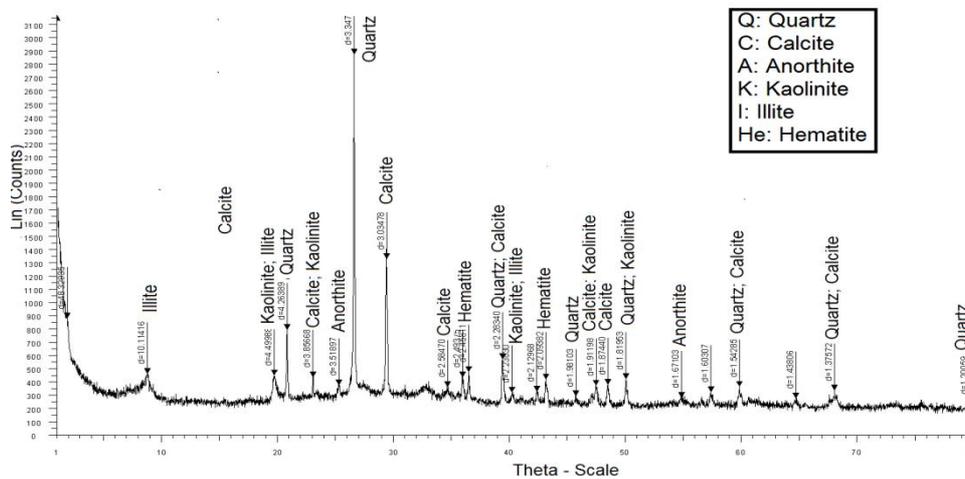
Constituants	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MgO	K <sub>2</sub> O	SO <sub>3</sub>	Na <sub>2</sub> O
%	45,72	13,54	20,25	5,69	2,64	2,09	0,22	0,26

Les différentes caractéristiques physiques de la vase sont présentées dans le *Tableau 3*.

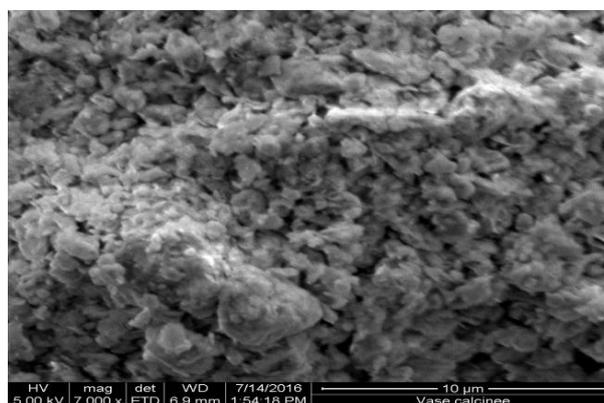
**Tableau 3- Caractéristiques physiques de la vase**

Caractéristiques	Vase calcinée
Masse volumique apparente (g/cm <sup>3</sup> )	0.49
Masse volumique absolue (g/cm <sup>3</sup> )	2.65
Surface spécifique de Blaine (cm <sup>2</sup> /g)	6446

L'analyse chimique et minéralogique de la vase étudiée (Figure 2a) révèle la présence des minéraux essentiels, tels que la silice et l'alumine qui composent les liants hydrauliques les plus courants [11][12]. La figure 2b montre l'apparence rugueuse et poreuse des grains de vase calcinés. Il suffirait d'activer thermiquement les minéraux d'argile afin qu'ils puissent réagir avec de l'eau si la teneur en calcaire est adéquate, pour former des composés qui durcissent à température ambiante [13].



**Figure 2a- Analyse DRX de la vase calcinée**



**Figure 2b- Analyse EDS de la vase calcinée**

## 2.2. Méthodes expérimentales

Les essais effectués sur les bétons permettent de conclure sur leur nature (*autoplaçant ou non*) et de caractériser leurs performances physiques et mécaniques. Les différents essais réalisés au cours de notre étude sont:

- Essai d'étalement
- Essais pour vérifier la capacité d'écoulement en présence d'armatures avec la boîte en L et le J-Ring,
- Essai de capacité de remplissage (*essai de stabilité au tamis*)
- Essai de ressuage.
- Résistances à la compression

## 2.3. Formulations

Le principe de formulation se base essentiellement sur la fixation du volume de pâte  $\approx 37,5$  % soit  $375 \text{ l/m}^3$  [14], rapport E/L  $\approx 0,5$  et G/S proche de 1.

Trois compositions ont été étudiées :

- Un béton autoplaçant témoin BAPT sans vase.
- Six bétons autoplaçants BAPV XX avec substitution partielle au ciment (en volume) de 10, 15, 20 25, 30 et 35% de vase de Chorfa.

Le tableau 4 donne les sept formulations des BAP testées au cours de notre travail.

**Tableau 4- Compositions des BAP.**

Compositions (Kg/m <sup>3</sup> )	Ciment	Vase	Eau	Super plastifiant	Graviers		Sable	
					Gravier 3/8	Gravier 8/15	Sable de mer	Sable de carrière
BAPT	447.39	/	223.69	3.36	330	495	570	245
BAP VC 10%	426.96	42.96	213.48	4.29	330	495	570	245
BAP VC 15%	392.72	51.69	219.53	6.28	330	495	570	245
BAP VC 20%	378,24	66,38	219	6,05	330	495	570	245
BAP VC 25%	362,42	79,5	217	8,48	330	495	570	245
BAP VC 30%	349,63	92,04	216,25	8,74	330	495	570	245
BAP VC 35%	338,06	103,83	215,75	8,62	330	495	570	245

Les différentes caractéristiques des BAP sont illustrées dans le tableau 5.

**Tableau 5- Caractéristiques des BAP**

Caractéristiques	BAPT	BAPV 10	BAPV 15	BAPV 20	BAPV 25	BAPV 30	BAPV 35
E /L	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
Ajout/Ciment (%) En volume	0	10	15	20	25	30	35
Sp/C (%)	0,75	1,0	1,6	1,6	2,34	2,5	2,55
Volume de pâte (l/m <sup>3</sup> )	375	375	375	375	375	375	375
Rapport G/S	1,01	1,01	1,01	1,01	1,01	1,01	1,01

Volume de squelette granulaire (1/m <sup>3</sup> )	625	625	625	625	625	625	625
--	-----	-----	-----	-----	-----	-----	-----

### 3. Résultats et discussions

#### 3.1. Essais sur BAP frais

Le tableau 6 regroupe les résultats des essais réalisés sur les BAP à l'état frais.

**Tableau 6- Récapitulatif des résultats de caractérisation des BAP à l'état frais.**

Essai	Béton	BAP T	BAP VC 10	BAP VC 15	BAP VC 20	BAPVC25	BAPVC30	BAPVC35
		Ø (cm)	69	68	63	64	67	66
	t <sub>50</sub> (s)	3.11	2.8	2.10	2.64	2.9	3.08	3.3
	h <sub>2</sub> /h <sub>1</sub> (%)	93	92.6	87	89	95.6	89	85
Boite en L	t <sub>20</sub> (s)	1.25	1	1.4	1.5	1.26	1.3	1.46
	t <sub>40</sub> (s)	2.5	1.4	2.2	2.8	2.33	2.48	2.75
Essai de J-Ring	Ø (cm)	62	60	57	54	59	58	56
	2h <sub>r</sub> -h <sub>m</sub> (mm)	8.9	7.8	7	5.5	8.1	7	5.5
Stabilité au tamis	%	6.15	5.1	5.2	4.9	6.8	5.2	4.91
Essai de ressuage	‰	1,1	1.52	1.44	1.5	1,66	1,02	0,96

Le tableau 6 montre que les BAP testés respectent le critère d'étalement puisque les valeurs d'étalements spécifiés dépassent les 60 cm qui représentent la limite inférieure acceptable et inférieure à la limite supérieure de 75 cm ce qui implique que cette exigence a été convenablement remplie par tous les BAP.

Les temps mesurés pour atteindre une galette de 50 cm de diamètre ( $T_{50}$ ) sont proches de la valeur couramment rencontrée (3 secondes).

Selon l'association française de génie civil *AFGC* [9] le béton peut être accepté si le taux de remplissage de la boîte en L (*rappor*t  $H_2/H_1$ ) est supérieur à 0,8, des temps d'écoulement peuvent être mesurés pour apprécier la viscosité. Les résultats trouvés montrent clairement que les bétons présentent des pourcentages satisfaisant compris entre 85 et 95,6%

L'essai de J-Ring permet d'apporter des informations sur la mobilité dans un milieu confiné, et l'homogénéité du mélange. Sur nos bétons, aucun problème n'a été signalé puisqu'ils ne présentent aucun blocage à travers les armatures et satisfait la condition de l'essai ( $2h_r - h_m < 15$  mm).

L'essai de stabilité au tamis permet de calculer un taux de ségrégation et de déduire si le béton testé possède une stabilité satisfaisante ou non. Tous les BAP ont un taux de ségrégation inférieur à 15%, synonyme d'une stabilité correcte.

Tous nos bétons respectent la condition de l'essai du ressuage conseillée dont la valeur doit être inférieure ou égale à 3‰

#### 3.2. Résistances mécaniques

La résistance mécanique en compression est une caractéristique essentielle des bétons et l'un des paramètres fondamentaux de notre étude, sa détermination est essentielle pour caractériser la réussite de la valorisation. Les résistances mécaniques mesurées à différentes échéances (3, 7, 14, 28 et 60 jours) sont présentés par la figure 3.

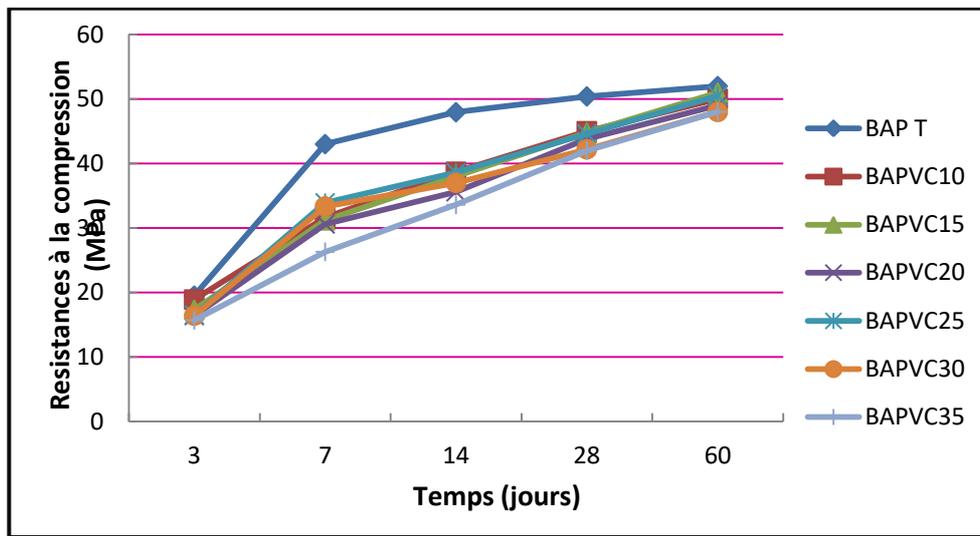


Figure 3- Evolution des résistances à la compression en fonction du temps et du dosage de vase.

La Figure 3 donne en fonction du temps, les résistances en compression des différentes compositions de BAP. Elle montre que toutes les résistances augmentent régulièrement avec l'âge et ne présentent aucune chute dans un fuseau délimité par le BAP témoin et le BAP VC 35%. Néanmoins, le BAP témoin se distingue des autres BAP par des résistances légèrement supérieures. En effet il atteint de bonnes performances à la compression, puisqu'il n'affiche pas moins de 52 MPa à 60 jours.

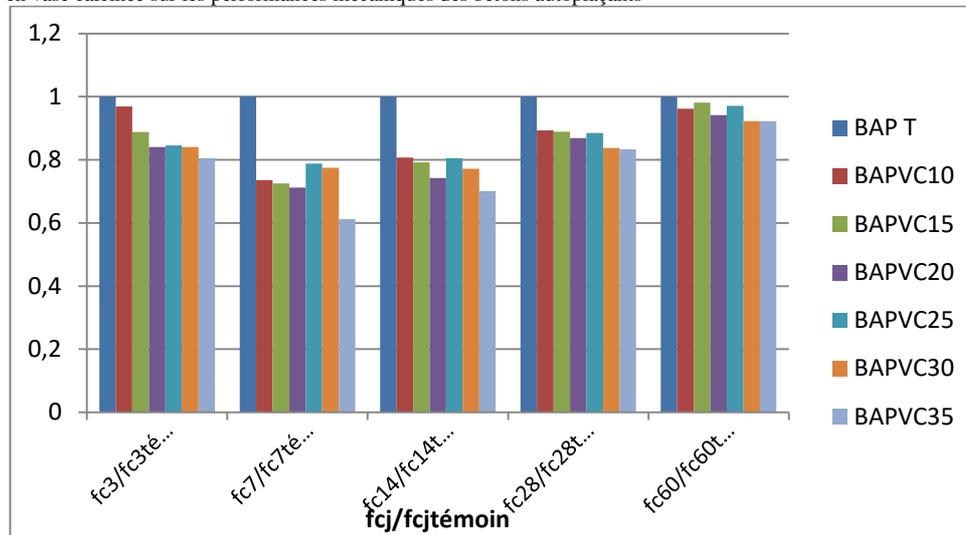
Cette augmentation est due à l'hydratation du ciment au cours du temps ce qui provoque l'évolution de la compacité. Quel que soit le dosage en vase les valeurs affichées restent acceptables pour ce type de béton. Elle génère une accélération de la résistance mécanique dès le jeune âge et pour cause les particules de la vase lorsqu'elles sont bien défloculées par le superplastifiant, favorisent l'hydratation du ciment et de la vase, principalement par un effet physique et conduisent à une matrice cimentaire dont la structure est plus dense. Ces effets ont une influence visible sur les performances mécaniques [15][16].

Cela s'explique aussi probablement par la différence du dosage en superplastifiant dans le **BAP VC** à cause de l'éventuelle structure poreuse des grains de la vase, et de la légère différence de surface spécifique Blaine en faveur de la vase.

Les différences de résistances des BAP VC avec celles du BAP T sont dues probablement au fait que la réaction pouzzolanique (*réaction entre la chaux libérée par l'hydratation du ciment et la silice présente dans la vase*) ne se déclenchera qu'ultérieurement au-delà de 28 jours. En effet, à l'âge de 60 jours les résistances de tous les BAP contenant la vase rejoignent celle du témoin et la dépasseront vraisemblablement au-delà de cette échéance.

D'une façon générale tous les BAP à base de vase donnent des résultats très satisfaisants.

Pour mieux analyser les cinétiques de durcissement de nos bétons et visualiser l'évolution des résistances, nous avons choisi de considérer la notion de résistance relative ( $f_{cj}/f_{c28\text{témoin}}$ ) pour les différentes formulations. L'histogramme de la figure 4 présente la cinétique de développement des résistances à la compression.



**Figure 4- Cinétique de développement des résistances à la compression.**

Le développement des résistances enregistrées pour l'ensemble des BAP suivent pratiquement la même cinétique qui est descendante jusqu'à l'âge de 14 jours puis ascendante au-delà de cette échéance. Cela peut s'expliquer par le phénomène de dilution qui est inversement proportionnel au taux de substitution, où plus ce taux est important moins est la quantité de ciment associée et donc moins d'hydrates formées. Toutefois le phénomène de dilution est souvent accompagné par l'effet de nucléation quand la finesse de l'ajout en question est supérieure à celle du ciment utilisé. En effet il a été démontré que plus la finesse d'un ajout augmente plus l'effet physique de ses grains prend parti du processus d'hydratation où les hydrates prennent les particules de l'ajout comme site de nucléation ce qui catalyse l'hydratation des grains de ciment [17] [18]. Cet effet reste positif aux faibles taux de substitution notamment dans les cas d'ajouts à grande finesse, vu qu'au-delà d'une certaine limite, les proportions ciment/ajout sont beaucoup plus défavorisés par la dilution et l'excès des sites de nucléation ce qui influence négativement les performances mécaniques [19].

IL est probable qu'au-delà de 60 jours les résistances des BAP à base de vase dépassent celles du témoin. Cela peut être expliqué par l'effet pouzzolanique du métakaolin issu de la calcination [20] qui est qualifié dans certains cas comme étant une réaction tardive. Ce retard est justifié par le taux de portlandite qui s'avère insuffisant avant 60 jours pour que la réaction pouzzolanique soit enclenchée.

#### 4. Conclusion

Cette étude a permis d'apporter une contribution aux recherches menées sur les sédiments de dragage et leurs voies de valorisation. En effet, les résultats issus de ce travail montrent que l'utilisation de la vase draguée du barrage Chorfa II comme étant un ajout minéral substituable partiellement au ciment avec des pourcentages allant jusqu'à 35 %, n'affecte guère ni le comportement vis-à-vis de l'ouvrabilité ni les performances mécaniques qui s'avèrent proches du BAP témoin.

Les bétons élaborés montrent un comportement à l'état frais et une mobilité satisfaisante dans un milieu confiné et non confiné ainsi qu'une stabilité correcte, un faible ressuage et un comportement satisfaisant vis-à-vis de la ségrégation statique attribuant aux formulations le caractère de bétons autoplaçants.

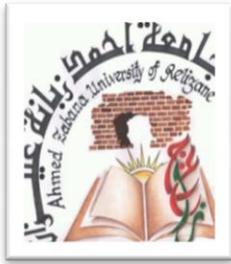
D'une façon générale, tous les BAP affichent des performances satisfaisantes en compression qui probablement dépasseront celles du BAP témoin au-delà de 60 jours, d'où l'intérêt d'utiliser la vase jusqu'à 35% en substitution.

Ainsi l'intérêt d'un point de vue économique et écologique peut être souligné si l'on considère le gain en énergie entre la cuisson du Clinker et la calcination de la vase ainsi que le taux de CO<sub>2</sub> dégagé par l'industrie du ciment.

Ces bonnes performances doivent être soutenues par d'autres essais de durabilité afin de qualifier plus explicitement l'effet des sédiments traités à caractère pouzzolanique.

**REFERENCES**

- [1]- ANBT, 2015, « Agence nationale des barrages et transferts ».
- [2]- Remini, B., Leduc, C., Hallouche, W., « Evolution des grands barrages en région arides : quelques exemples algériens », Sécheresse ; N°1, p. 096-103, 2009.
- [3]- Achour, R., Abriak, N.-E., Zentar, R., Rivard, P., Gregoire, P., “Valorization of unauthorized sea disposal dredged sediments as a road foundation material”, Environ. Technol. 35, 1997–2007, 2014.
- [4]- Azrar, H., Zentar, R., Abriak, N.-E., “The effect of granulation time of the pan granulation on the characteristics of the aggregates containing dunkirk sediments”, Procedia Eng., advances in transportation geotechnics iii 143, 10–17. 2016.
- [5]- Hamouche, F., Zentar, R., “Effects of organic matter on mechanical properties of dredged sediments for beneficial use in road construction”, Environ. Technol. 41, 296–308, 2018.
- [6]- Maherzi, W., Benzerzour, M., Mamindy-Pajany, Y., Veen, E. Van, Boutouil, M., Abriak, N.E., “Beneficial reuse of brest-harbor (france)-dredged sediment as alternative material in road building: laboratory investigations”, Environ. Technol. 39, 566–580, 2018.
- [7]- Marouf, H., Semcha, A., Mahmoudi, N., Bouhamou, N., Benzerzour, M., Maherzi, W., “Experimental study on the reuse of a dredging sludge from west of algeria in brick fabrication”, Journal of materials and engineering structures 5, 63–172 163–172, 2018
- [8]- Wang, D., Abriak, N.E., Zentar, R., “Co-valorisation of dunkirk dredged sediments and siliceous–aluminous fly ash using lime”, Road mater. pavement design. 14, 415–431, 2013.
- [9]- AFGC 2008, « Recommandations pour l’emploi des bétons autoplaçants », 2008.
- [10]- Semcha A., «Valorisation des sédiments de dragage: Applications dans le BTP, cas du barrage de Fergoug». Thèse de doctorat à l’Université de Reims Champagne-Ardenne, France, Décembre 2006.
- [11]- Benasla, M., Hadjel, M., Benamara, L., Ouhba K., «Characterization of sediment dam of Oued Fodda and valorization as an artificial addition in the cement ». Mater. Tech. 104 (2016) 304.
- [12]- Naamane, S., Rais, Z., Chaouch, M., «Incorporation de la boue, d’épuration des eaux usées, traitée par lavage par eau dans le ciment», J. Mater. Environ. Sci. 5 (2014) 2515– 2521.
- [13]- Benasla, M., Benamara, L., Hadjel, M., «Caractérisation de la vase de dragage du barrage de l’Oued Fodda et valorisation en tant que matériau de construction», J. Mater. Environ. Sci. 6, 546–558, 2015.
- [14]- Bouhamou, N., « Influence des rapports eau/ciment et fines/ciment sur le comportement à l’état frais et durci du béton autoplaçant à base de matériaux locaux Algériens », Thèse de Doctorat, Université de Mostaganem, Algérie. 2008.
- [15]- Mebrouki, A., Cyr, M., Bouhamou, N., Belas Belaribi, N., « Valorisation de matériaux locaux : Etude du comportement mécanique de mortiers incorporant une pouzzolane naturelle Algérienne », Annales de BTP (bâtiment et travaux publique), juin 2006.
- [16]- Benkaddour, M., « Durabilité des mortiers à base de pouzzolane naturelle et de pouzzolane artificielle », Revue Nature et Technologie, 01Juin 2009.
- [17]- Cyr, M., Lawrence, P., et Ringot, E., “Mineral admixtures in mortars: Quantification of the physical effects of inert materials on short-term hydration”, Cement and Concrete Research, volume 35, 719–730, 2005.
- [18]- Cyr, M., Lawrence, P. et Ringot, E., “Efficiency of mineral admixtures in mortars: Quantification of the physical and chemical effects of fine admixtures in relation with compressive strength”, Cement and Concrete Research, volume 36, 264 – 277, 2006.
- [19]- Scrivener, K.L., Lothenbach, B., De Belie N., Gruyaert, E., Skibsted, J., Snellings R. and Vollpracht A., “Hydration and microstructure of concrete with SCMs : State of the art on methods to determine degree of reaction of SCMs”, J. Materials and Structures, 2015.
- [20]- Samara, M., « Valorisation des sédiments traités dans les bétons autoplaçants », XXVIe Rencontres Universitaires de Génie Civil. Nancy, 2008.



## Revue des Matériaux & Energies Renouvelable

Journal home : <https://www.univ-relizane.dz>

ISSN : 2507-7554

E- ISSN : 2661-7595



FACULTE DES SCIENCES ET DE LA TECHNOLOGIE, UNIVERSITE DE RELIZANE.

### Etude d'optimisation de la coalescence de cavité dans un Copolymère (PBT/PTMO).

Open  
Access

Abdel-Nour. ZAIM<sup>\*1</sup>, A. MILOUDI<sup>2</sup>, A. AISSA<sup>3</sup>, B. BOUCHOUICHA<sup>4</sup>, B. OULD CHIKH<sup>1</sup>.

<sup>1</sup>LSTE, Laboratoire des sciences et technologie de l'eau, Département de génie mécanique, Université de Mustapha Stambouli, BP 305 Route de Mamounia Mascara, Algérie.

<sup>2</sup>LMSR, Laboratoire de Matériaux et systèmes réactifs, Département de génie mécanique, Université de Sidi Bel Abbes, BP89, cité Ben M'hidi, Sidi BelAbbes, Algérie.

<sup>3</sup>Laboratoire de Physique Quantique de la Matière et Modélisation Mathématique (LPQ3M), University of Mascara, Algeria

<sup>4</sup>LMSR, Département de génie mécanique, Université de Sidi Bel Abbes, BP89, cité Ben M'hidi, Sidi BelAbbes, Algérie.

#### RESUME

#### Article history:

Received 25 October 2020.

Received in revised form 10 November 2020.

Accepted 05 July 2021

**Keys word:** copolymère; taux de triaxialité de contraintes; cavitation; optimisation.

La croissance des cavités dépend de plusieurs facteurs intrinsèques ou extrinsèques tels que les propriétés mécaniques, le type de charge, la géométrie de l'éprouvette et la mise en œuvre du matériau. Cette dépendance rend complexe la modélisation du phénomène de la croissance des cavités. Ce travail présente les résultats obtenus par la méthodologie des plans d'expériences sur l'analyse de la contrainte équivalente maximale au point de la coalescence d'une cavité sphérique dans un mélange d'élastomère (PBT / PTMO), le but de ce travail est d'étudier l'influence de la fraction volumique de la cavité ( $f_0$ ), le taux de la triaxialité des contraintes et le coefficient de durcissement de la matrice ( $n$ ) sur la contrainte équivalente maximale ( $\sigma_{eq}$ ) au point de la coalescence de la cavité. La contrainte équivalente maximale en fonction des trois facteurs ( $f_0$ ,  $T$ , et  $n$ ) ont été déterminés par une modélisation numérique à partir d'un modèle axisymétrique contenant une cavité sphérique soumise à un chargement triaxial. L'utilisation de la méthodologie des plans d'expériences nous a permis d'identifier l'influence de certains paramètres comme l'écoulement du matériau, le rapport dimensionnel de l'élément de volume représentatif, le taux de triaxialité des contraintes et le coefficient de durcissement sur la contrainte équivalente maximale au point de coalescence de la cavité. Il a ainsi été montré que les paramètres les plus influents sont dans l'ordre ( $T$ ,  $f_0$  et  $n$ ). Cette technique a permis de trouver également les combinaisons des différents facteurs pour une contrainte équivalente maximale faible.

Copyright © 2021 ..... - All rights reserved

## 1. Introduction

Le mécanisme de cavitation dans les polymères influence leur comportement mécanique, il permet notamment au développement de l'écoulement plastique par croissance de cavité. Le phénomène de cavitation participe aussi à l'augmentation de la dissipation en sommet de fissure. De plus, la cavitation provoque une variation de volume induite par la présence de cavités en modifiant la répartition des contraintes en sommet de fissure et peut ainsi améliorer la ténacité par effet d'écran. La modélisation de la croissance des cavités des matériaux solides ductiles a donné lieu à des méthodes prédictives publiées par (Needleman and Tvergaard, 1987; Bethmont et al., 1990; Ruggieri et al., 1996), pour détecter la propagation des fissures. Le modèle proposé par Gurson (1977), développé par Tvergaard (1982) et améliorés ainsi que par Needleman et Tvergaard (1984), a été utilisé pour déterminer la contrainte maximale au point de la coalescence de la cavité. Il existe également d'autres investigations traitant la nucléation des cavités (Pineau, 1992). De nombreux problèmes de la rupture ductile des structures non fissurées se produisent à une faible triaxialité de contrainte, dans ce cas ces modèles

\* Corresponding author. E-mail address: a.aisa@univ-mascara.dz

ne prédit pas de manière fiable la propagation de la fissure à une triaxialité élevée. Afin de reproduire quantitativement des courbes expérimentales, les paramètres du modèle doivent être identifiés par rapport aux données expérimentales prises dans des conditions de triaxialité à contrainte élevée (Gao et al, 1998).

La détermination de la contrainte maximale est limitée par des conditions non expérimentales comme la triaxialité et le durcissement (zaim et al. 2018). Les critères utilisés pour déterminer la coalescence des cavités sont limités à une plage restreinte de conditions qui ne sont pas facilement mesurées expérimentalement. En particulier, la dépendance significative de la triaxialité à la condition de coalescence n'est pas saisie par les modèles actuels. La coalescence d'une cavité est un mode d'endommagement des matériaux ductiles, il est la conséquence de la localisation de la déformation plastique à l'échelle microscopique à l'intérieur d'un ligament entre les cavités voisines. La coalescence d'une cavité en traction implique une transition vers un mode de contrainte uniaxiale de l'élément de volume représentatif « VER », vue par Koplik et Needleman (1988). Cette coalescence est une localisation diffusée à l'échelle microscopique, son début provoque un croissement rapide de la cavité jusqu'à rupture final. Il existe d'autres modes de coalescence comme le cisaillement étudiés par Faleskog et Shih, 1997, favorisé par la triaxialité à faible contrainte, la biaxialité à faible contrainte et le faible durcissement. Ce mode de coalescence est similaire à la bande de cisaillement mais à l'échelle de la cavitation. Il existe également d'autres phénomènes physiques à part la coalescence dans la propagation d'une fissure, on peut citer la nucléation et la croissance rapide de la deuxième population de petites cavités à l'intérieur du ligament interne (Achon, 1994). Cette population de cavités provoque la rupture du ligament bien avant l'impact des grandes cavités (Faleskog et Shih, 1997). D'autres études numériques ont été effectuées par (Brocks et al., 1995b) ont traité l'endommagement par cavitation. Enfin, des travaux de Thomason (1999) ont démontrés que tout modèle de coalescence nécessite l'introduction d'au moins une certaine information microstructurale liée aux dimensions et à la géométrie de la cavité / ligamentaire.

L'objectif de ce travail est d'analyser une cellule unitaire contenant une cavité sphérique au centre de la cellule, elle est revue afin d'aborder l'effet de la porosité initiale, de l'exposant de durcissement et de la triaxialité des contraintes sur la contrainte maximale au point de la coalescence des cavités. Le continuum analysé dans le présent travail est un ensemble périodique de cellules unitaires cylindriques hexagonales, chacune contenant un vide sphéroïdal aligné. La cellule hexagonale est approché par un cylindres a base circulaire afin de ramener le problème 3D à un problème 2D axisymétriques qui se sont avérés fournir une bonne approximation des cellules hexagonales. Enfin, les résultats obtenues ont été analysés par la méthodologie des plans d'expérience, en arrivant à développer un modèle mathématique constitutif qui contrôle la contrainte équivalente en fonction de la coalescence des cavités, dans une matrice de durcissement plastique J2 d'un copolymère PBT/PTMO.

## 2. Matériau et méthodes expérimentaux

Le matériau est un copolymère triblocs formé de deux thermoplastiques (Poly téréphtalate de butylène : PBT) de la famille des polyesters (phase dure) et une phase d'élastomère (poly (oxyde de tétra méthylène : PTMO) (phase amorphe). Ces propriétés mécaniques (module de Young  $E=84\text{Mpa}$ , coefficient de poisson  $\nu=0.42$  et la limite élastique  $\sigma_y=10\text{Mpa}$ ) ont été déterminés expérimentalement par (zaim et al., 2018). La Fig. 01 représente la loi de comportement du (PBT/PTMO) à la température ambiante  $23^\circ\text{C}$ . Le comportement obtenu est très proche au comportement des élastomères chargés. Il est fortement non linéaire, présentant un durcissement en grande déformation dû à l'orientation des chaînes moléculaires dans la direction de chargement. Pour les tests numériques, la matrice du matériau est supposée isotrope, avec un module Young  $E=85\text{MPa}$  et un coefficient de Poisson  $\nu=0.42$ , la limite élastique  $\sigma_y=10\text{Mpa}$ . Le durcissement est décrit par une loi isotrope, pour laquelle la contrainte d'écoulement plastique  $\sigma_y$  (MPa) est donnée comme.

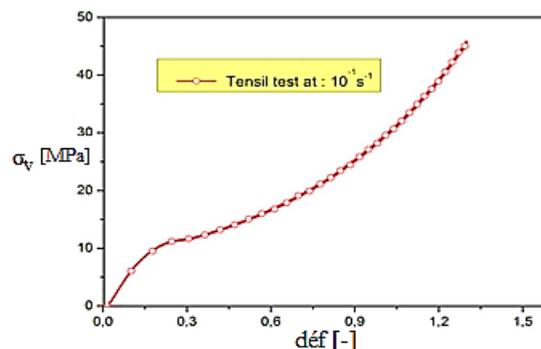


Figure 1– Comportement mécanique du mélange élastomère PBT/PTMO (zaim et al., 2018)

$$\begin{cases} \frac{\sigma}{\sigma_0} = \left(1 + \frac{E\varepsilon^p}{\sigma_0}\right)^n & \text{L } \sigma > \sigma_0 \\ \frac{\sigma}{\sigma_0} = \frac{E\varepsilon}{\sigma_0} & \text{L } \sigma < \sigma_0 \end{cases} \quad (1)$$

### 3. Analyse Numérique

#### 3.1 Modélisation de la cellule unitaire.

La cellule élémentaire est un cylindre à base hexagonale fig.02, défini comme un assemblage périodique de cellules. Une modification supplémentaire de celle-ci consiste à prendre un cylindre à base circulaire pour ramener le problème 3D à un problème 2D axisymétrique.

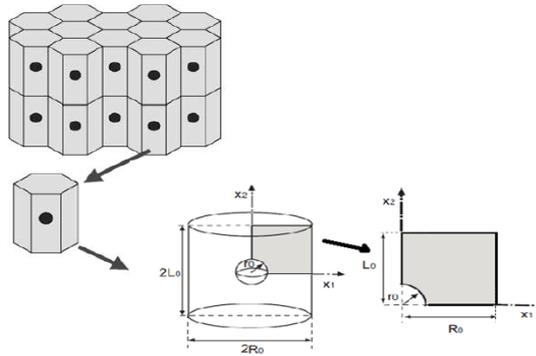


Figure 2– Modèle micromécanique de la cellule unitaire en approximation à 2-D

La cellule est considérée comme un « VER » d'un matériau périodique proposé par (Pardoen 2011). Les quantités de la cellule déterminées sont à l'échelle microscopique et les grandeurs macroscopiques sont calculées en moyennant sur le volume de la cellule. En raison des symétries du modèle, seul le quart de la cellule est considéré. Un chargement est appliqué sur ces deux faces extérieures Fig.3a. Les contraintes macroscopiques radiale et axiale sont formulées de la manière suivante:

$$\begin{cases} \Sigma_{xx} = \frac{F_x}{4\pi R_0 L_0} \\ \Sigma_{yy} = \frac{F_y}{\pi R_0^2} \end{cases} \quad (2)$$

où  $F_x$  et  $F_y$  sont respectivement les réactions au niveau de la face latérale et de la base du « VER »,  $L_0$  et  $R_0$  sont respectivement la demi hauteur et le rayon de la cellule unitaire. Il s'ensuit que les contraintes macroscopiques moyenne  $\Sigma_m$  et équivalente  $\Sigma_{eq}$  sont données dans le cas axisymétrique par :

$$\begin{cases} \Sigma_m = \frac{1}{3}(2\Sigma_{xx} + \Sigma_{yy}) \\ \Sigma_{eq} = |\Sigma_{yy} - \Sigma_{xx}| \end{cases} \quad (3)$$

Les quantités suivantes  $E_{xx}$ ,  $E_{yy}$  et  $E_{eq}$  sont respectivement, les déformations macroscopiques axiale, radiale et équivalente, définies par les expressions suivantes :

$$\begin{cases} E_{xx} = \ln\left(\frac{R_0 + u_{xx}}{R_0}\right) \\ E_{yy} = \ln\left(\frac{L_0 + u_{yy}}{L_0}\right) \\ E_{eq} = \frac{2}{3}|E_{yy} - E_{xx}| \end{cases} \quad (4)$$

On définit respectivement  $f_0$ ,  $W_0$  et  $\lambda_0$  volume initial de la cavité, rapport d'aspect de la cavité et Le rapport d'aspect initial de la cellule par :

$$\begin{cases} f_0 = \frac{2(r_0)_x^2 (r_0)_z}{3(R_0)^2 (L_0)} \\ W_0 = \exp(S_0) = \frac{(r_0)_z}{(r_0)_x} \\ \lambda_0 = \exp(A_0) = \frac{(L_0)}{(R_0)} \end{cases} \quad (5)$$

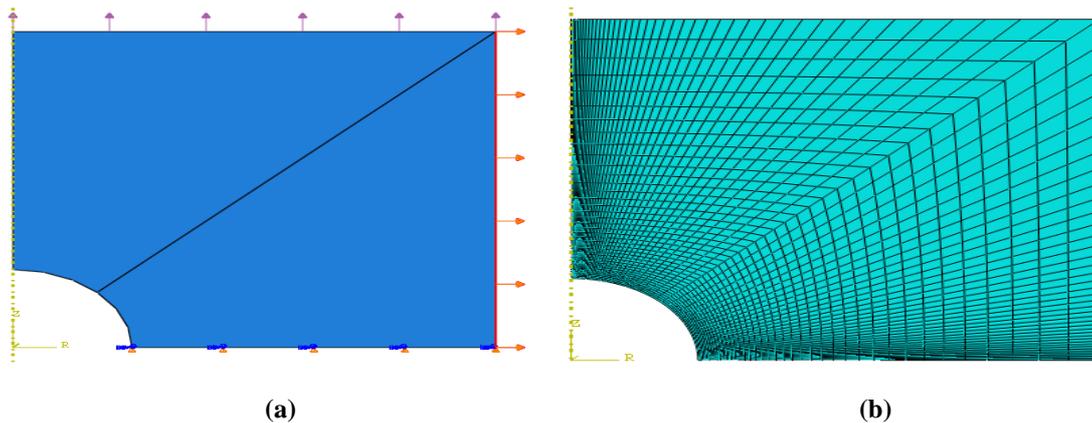
Où  $(r_0)_z$ ,  $(r_0)_x$ ,  $(R_0)$ ,  $(L_0)$  sont respectivement les demi-longueurs axiales et radiales du vide sphéroïdal et de la cellule. Une des difficultés de l'étude numérique en utilisant le modèle de la cellule élémentaire est le maintien de la triaxialité T à une valeur constante au cours du chargement:

$$T = \frac{\Sigma_m}{\Sigma_{eq}} \quad (6)$$

Avec

$$\begin{cases} T = \frac{1}{3} \left( \frac{1+2\alpha}{|1-\alpha|} \right) \\ \alpha = \frac{\Sigma_{xx}}{\Sigma_{yy}} \end{cases} \quad (7)$$

Dans le cas d'un calcul implicite, L'algorithme « RIKS » s'avère simple d'emploi dans Abaqus et satisfaire cette condition. Les chargements axisymétriques de la cellule unitaire sont pour l'ensemble des simulations numériques considérées, d'une part à traction axiale (le long de l'axe des z) dominante ( $\sum_{yy} > \sum_{xx} = \sum_{zz}$ ) et, d'autre part, à triaxialité T constante. Les valeurs retenues pour T sont (1, 2 et 3) (F. Scheyvaerts, et al., 2011). L'étude de l'influence de la triaxialité des contraintes T, de l'exposant de durcissement (0.1, 0.2, 0.3) (Worswick, M.J., et al., 1990) et de la fraction volumique de vides  $f_0$  (1%, 5.5% et 10%) (Needleman, A., et al., 1972, T. Cao et al., 2015), ont été considérées et sollicitées sous différentes triaxialité. Le maillage ainsi que les conditions aux limites utilisées pour les calculs éléments finis sont présentés dans la Fig.3.



**Figure 3 a) conditions aux limites, b) maillage utilisé (CAX4HA4 Nœud bilinéaire axisymétrique, quadrilatère et hybride)**

### 3.2 Choix des intervalles d'étude

Les intervalles d'étude des différents facteurs ont été choisis suivants les résultats du Tableau.01 ci-dessous, obtenus à partir des simulations numériques de la cellule à travers les trois fractions de  $f_0$  (10%, 5.5% et 1%).

#### 3.2.1 Intervalle d'étude de la fraction de cavité

D'après le tableau des simulations numériques, on a choisi l'intervalle d'étude de la fraction de cavité comme suit :  $1\% \leq f_0 \leq 10\%$ .

La valeur centrale de l'intervalle d'étude de la fraction de cavité est donnée par :

$$f_{0c} = (f_{\max} + f_{\min}) / 2 \quad (8)$$

D'où la valeur centrale de la tension est :  $f_{0c} = 5.5\%$ .

#### 3.2.2 Intervalle d'étude du coefficient de durcissement

D'après le tableau des expériences préliminaires, on a choisi l'intervalle d'étude de coefficient de durcissement comme suit :  $0.2 \leq n \leq 0.3$ .

La valeur centrale de l'intervalle d'étude du coefficient de durcissement est donnée par :

$$n_{0c} = (n_{\max} + n_{\min}) / 2 \quad (9)$$

D'où la valeur centrale du coefficient de durcissement est :  $n_c = 0.25$ .

### 3.2.3 Intervalle d'étude de la triaxialité

D'après le tableau des expériences préliminaire, on a choisi l'intervalle d'étude de la triaxialité comme suit :  $0.6 \leq T \leq 3$   
La valeur centrale de l'intervalle d'étude de triaxialité est donnée par :

$$T_{0c} = (T_{\max} + T_{\min}) / 2$$

(10)

D'où la valeur centrale de la triaxialité est :  $T_c=1.8$

*Table.01 base de données de la modélisation numérique de la coalescence de la cavité*

<i>n</i>	<i>T</i>	<i>f<sub>0</sub></i>	<i>σ<sub>eq</sub> max</i>	<i>ε<sub>eq</sub> max</i>	
0,2	0.6	1	1,4498	1,206	
0,25			1,6275	1,264	
0,3			1,831	1,308	
0,2	1.8		0,927	0,060775	
0,25			0,955	0,08825	
0,3			0,992	0,1115	
0,2	3		0,7369	0,0129	
0,25			0,746	0,0145	
0,3			0,757	0,016	
0,2	0.6		5.5	1,1147769	0,454687449
0,25				1,2025696	0,499081193
0,3				1,3022755	0,518627916
0,2	1.8	0,687		0,01607474	
0,25		0,69688014		0,02647578	
0,3		0,71087394		0,03513087	
0,2	3	0,46929238		0,01183264	
0,25		0,47592415		0,014152827	
0,3		0,48486926		0,017812636	
0,2	0.6	10		0,952	0,263
0,25				1,009	0,288
0,3				1,07	0,311
0,2	1.8		0,544	0,016	
0,25			0,553	0,019	
0,3			0,565	0,024	
0,2	3		0,366	0,01	
0,25			0,372	0,014	
0,3			0,38	0,02	
0,25	1.8		0,69688014	0,02647578	
0,25			0,69688014	0,02647578	
0,25			0,69688014	0,02647578	

### 3.3 Choix du plan expérimental

On a adopté un plan d'expériences complet de 3 facteurs à 2 niveaux, le modèle de l'expérimentateur est quadratique et a la forme suivante :

$$y = a_0 + \sum_{i=1}^3 a_i x_i + \sum_{1 \leq i < j \leq 4} a_{ij} x_j + \sum_{i=1}^3 a_{ii} x_i^2 + e \quad (11)$$

vingt-sept expériences ont été nécessaires pour le plan composite dans la plage de variation des trois facteurs suscités à savoir la fraction de la cavité, la triaxialité et le coefficient de durcissement l'ensemble des résultats est groupé dans le tableau 02.

**Table.02 Résultats du plan d'expérience.**

<i>N expérience</i>	<i>n</i>	<i>T</i>	<i>f<sub>0</sub></i>	<i>σ<sub>eq</sub></i>
1	0,2	0,6	1	1,4498
2	0,25	0,6	1	1,6275
3	0,3	0,6	1	1,831
4	0,2	1,8	1	0,927
5	0,25	1,8	1	0,955
6	0,3	1,8	1	0,992
7	0,2	3	1	0,7369
8	0,25	3	1	0,746
9	0,3	3	1	0,757
10	0,2	0,6	5,5	1,11478
11	0,25	0,6	5,5	1,20257
12	0,3	0,6	5,5	1,30228
13	0,2	1,8	5,5	0,544238
14	0,25	1,8	5,5	0,69688
15	0,3	1,8	5,5	0,710874
16	0,2	3	5,5	0,469292
17	0,25	3	5,5	0,475924
18	0,3	3	5,5	0,484869
19	0,2	0,6	10	0,952
20	0,25	0,6	10	1,009
21	0,3	0,6	10	1,07
22	0,2	1,8	10	0,544
23	0,25	1,8	10	0,5553
24	0,3	1,8	10	0,596
25	0,2	3	10	0,366
26	0,25	3	10	0,372
27	0,3	3	10	0,38

### 3.4 Influence des facteurs choisis sur les réponses

A partir de l'analyse de la figure 4 on peut constater l'influence de chaque facteur sur la réponse, en traçant la variation de la réponse en fonction de ces facteurs choisis.

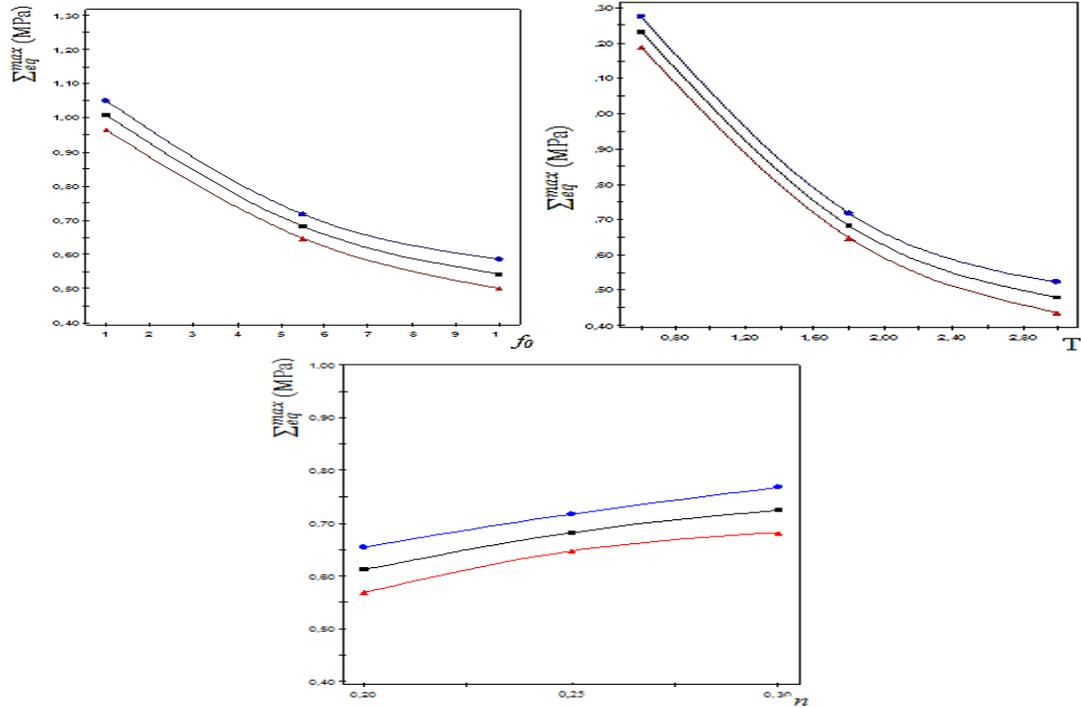


Figure 4 – Evolution de la contrainte équivalente maximale de la coalescence en fonction ( $f_0$ ,  $T$  et  $n$ ).

En analysant les courbes représentées on peut dire que la contrainte maximale équivalente se diminue avec la variation de la triaxialité. "L'augmentation de la triaxialité engendre une diminution considérable de la contrainte maximale équivalente". Le coefficient de durcissement enregistre une influence négligeable sur la contrainte maximale équivalente. L'augmentation de la fraction volumique de la cavité conduit à une chute de la contrainte maximale équivalente.

### 3.5 Analyse de l'effet par l'interaction des trois facteurs

La figure.5, illustre la variation de la contrainte équivalente de coalescence en fonction de l'interaction des trois facteurs. La diminution à la fois de la triaxialité de contrainte et le volume de la cavité enregistre une élévation de la contrainte équivalente de coalescence. La contrainte équivalente de coalescence est maximale pour une fraction volumique de la cavité entre (1 – 2.5) et une variation du taux de triaxialité des contraintes entre (0.6 - 0.9).

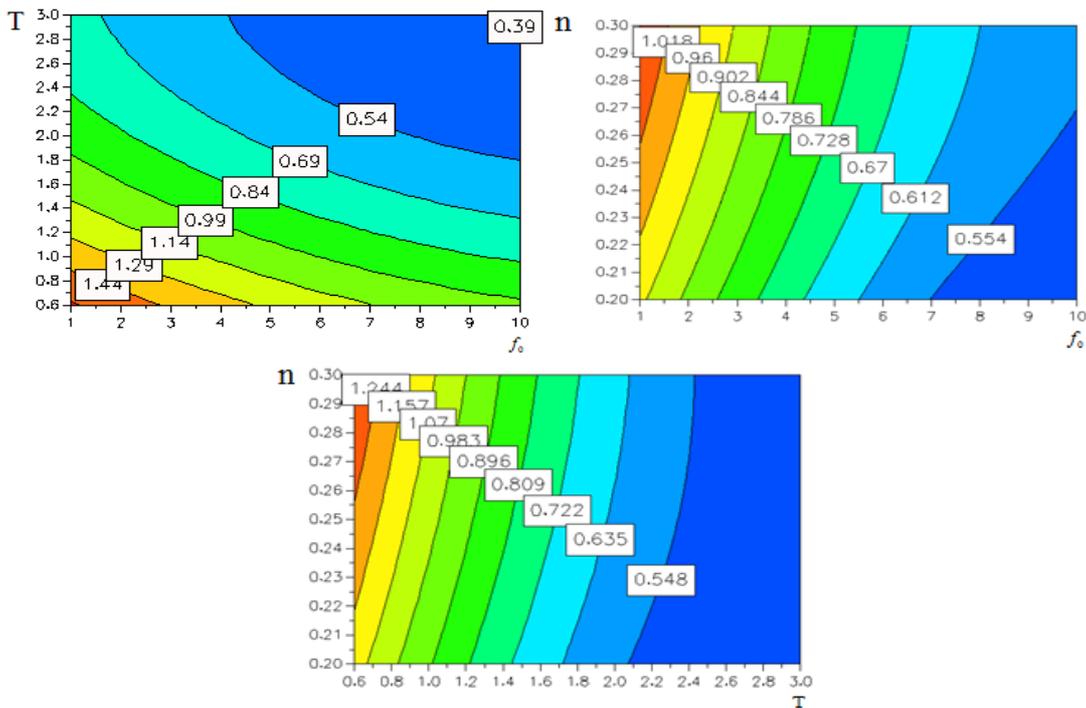


Figure 5 – contours de l'effet d'interaction des trois paramètres.

### 3.6 Analyse des effets du modèle sur la réponse

Le diagramme de la figure.5 présente les effets de toutes les combinaisons des facteurs effectuées (linéaires, croisés et quadratiques), dans l'ordre décroissant de leur importance en valeur absolue. En analysant ces résultats, on peut estimer que la dominance sur la contrainte équivalente de coalescence est dans l'ordre suivant : Triaxialité (T), fraction de la cavité ( $f_0$ ) et coefficient de durcissement (n).

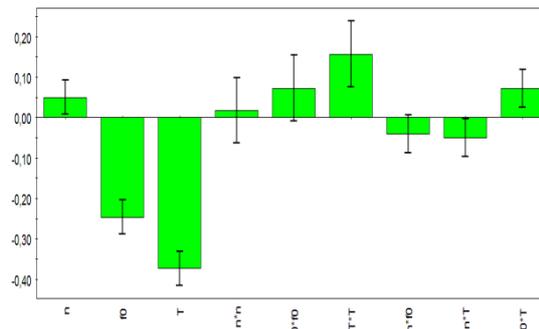


Figure 5 – effets de combinaisons des trois facteurs (linéaires, croisés et quadratiques)

### 3.7 Validation du modèle

La validité du modèle développé (eq11) peut également être tirée de la figure.6 qui présente la relation entre les valeurs calculées numériquement et prédites à partir du modèle proposé. Cette courbe indique que le modèle mathématique développé montre un bon accord entre les valeurs calculées et estimées des réponses.

$$\sum_{eq}^{max} = 0.682231 + (-0.376164)T + (0.0566674)n + (-0.232106)f_0 + (-0.0530854)T.n + (0.06295)T.f_0 + (-0.0235251)n.f_0 + (0.172984)T^2 + (-0.013496)n^2 + (0.0929151)f_0^2 \quad (12)$$

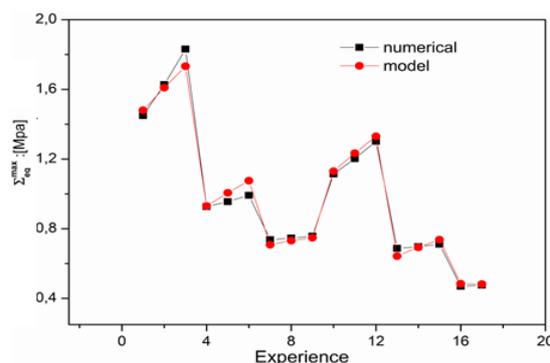


Figure 6– Comparaisons entre les valeurs numérique de la ( $\Sigma_{eq}$ ) et celles obtenue par le modèle mathématique

## 4. Conclusion

Notre travail s'est basé sur l'optimisation de certains paramètres dans le but d'analyser l'endommagement par cavitation du PBT/PTMO, déterminé la prépondérance des facteurs d'entrés et de voir leurs effets interactionnelles sur la réponse. Dans ce contexte, la méthodologie des plans d'expériences a traité principalement l'influence de trois facteurs, à savoir le rapport de triaxialité des contraintes, la fraction volumique du vide et le coefficient de durcissement sur la contrainte équivalente maximale au point de la coalescence de la cavité sphérique au centre de la cellule. Par cette technique d'optimisation, nous avons déterminé l'ordre d'influence de ces trois facteurs sur l'endommagement du copolymère. Le modèle mathématique obtenu, a marqué une meilleure prédiction de l'influence de ces trois paramètres d'entrée sur la contrainte maximale au point de coalescence du vide. L'optimisation par la méthode des plans d'expérience peut être un moyen performant et fiable pour prédire l'évolution de la coalescence des vides dans les matériaux polymères, surtout dans le cas où le facteur d'entrée du système sera supérieur à 2.

## 5. Références

- [1]- Needleman, A., Tvergaard, V., 1987. “An analysis of ductile rupture modes at a crack tip”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 35, 151–183.
- [2]- Bethmont, M., Rousselier, G., Kussmaul, K., Sauter, A., Jovanovic, A., 1990. “The local approach of fracture and its application to a thermal shock experiment”, *Nuclear Engineering and Design* 119, 249–261.
- [3]- Ruggieri, C., Panontin, T.L., Dodds, R.H. Jr., 1996, “ Numerical modeling of ductile crack growth in 3-D using computational cell elements,” *International Journal of Fracture* 82, 67–95
- [4]- Gurson, A.L., 1977, “Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth”, Part I — Yield criteria and flow rules for porous ductile media. *Journal of Engineering Materials and Technology* 99, 2–15.
- [5]- Tvergaard, V., 1982, “On localization in ductile materials containing voids”, *International Journal of Fracture* 18, 237–251.
- [6]- Needleman, A., Tvergaard, V., 1984,” An analysis of ductile rupture in notched bars”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 32, 461–490.
- [7]- Pineau, A., 1992, “Global and local approaches of fracture”, transferability of laboratory test results to components. In: Argon, A.S. (Ed.) *Topics in Fracture and Fatigue*. Springer-Verlag, pp. 197–234.
- [8]- Gao, X., Faleskog, J., Shih, C.F., 1998, “Cell model for nonlinear fracture analysis-II”, *Fracture-process calibration and verification*. *International Journal of Fracture* 89, 374–386.
- [9]- Koplik, J., Needleman, A., 1988, “Void growth and coalescence in porous plastic solids”, *International Journal of Solids and Structures* 24, 835–853.
- [10]- Faleskog, J., Shih, C.F., 1997, “Micromechanics of coalescence–I. Synergistic effects of elasticity, plastic yielding and multi-size-scale voids. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* 45, 21–45.
- [11]- Achon, P., 1994, “Comportement et Ténacité d’Alliages d’Aluminium à Haute Résistance”, Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris.
- [12]- Brocks, W., Klingbeil, D., Kunecke, G., Sun, D.-Z., 1995a. “ Application of the Gurson model to ductile tearing resistance ”, In: Kirk, M., Bakker, A. (Eds.), *Constraint Effects in Fracture Theory and Applications*,. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, Vol. 2, pp. 232–252 (ASTM STP 1244).
- [13]- Thomson, C.I.A., Worswick, M.J., Pilkey, A.K., Lloyd, D.J., Burger, G., 1999, “Modelling void nucleation and growth within periodic clusters of particles”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*; 47, 1–26.
- [14]- A. Zaim, E. Ouled-chikh, B. Bouchouicha, 2018, “Thermo-Mechanical Characterization of a Thermoplastic Copolyetherester (TPC): Experimental Investigation”; *Fibers Polym.* 19, 734–741.
- [15]- T. Cao, M. Mazière, K. Danas, and J. Besson, 2015, “International Journal of Solids and Structures A model for ductile damage prediction at low stress triaxialities incorporating void shape change and void rotation,” *Int. J. Solids Struct.*; vol. 63, pp. 240–263,.
- [16]- Needleman, A., 1972, “Void growth in an elastic-plastic medium. *Journal of Applied Mechanics*”, 39, 964–970.
- [17]- Worswick, M.J., Pick, R.J., 1990, Void growth and constitutive softening in a periodically voided solid. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*; 38, 601–625.
- [18]- F. Scheyvaerts, P. R. Onck, C. Tekoğlu, and T. Pardoën, 2011, “The growth and coalescence of ellipsoidal voids in plane strain under combined shear and tension,” *J. Mech. Phys. Solids*; vol. 59, no. 2, pp. 373–397.