

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE



MINISTÈRE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE
UNIVERSITE DJILLALI LIABES DE SIDI BEL ABBES



FACULTE DE TECHNOLOGIE
DÉPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE

THESE

Pour

L'obtention du diplôme de : **Doctorat en Sciences**

Spécialité : **Génie Mécanique**

Option : **Comportement mécanique des structures**

Présenté Par: **SMAHAT Amine**

Comportement des structures en matériaux composites gradués soumises à des sollicitations d'impact.

Soutenue le : 11/10 /2016 devant la commission d'examen :

| | | | |
|----------------------------|------------|-----------------------|------------------------|
| REFASSI Kaddour | Professeur | UDL-SBA | Président |
| MEGUENI Abdelkader | Professeur | UDL.SBA | Directeur de thèse |
| BOUKHOULDA Farouk Benallal | Professeur | UDL-SBA | Co- Directeur de thèse |
| ZIADI Abdelkader | Professeur | C.U.Ain-Temouchent | Examineur |
| AMARA Khaled | MCA | C.U.Ain-Temouchent | Examineur |
| MILOUDI Abdelkader | MCA | Université de Mascara | Examineur |

2015-2016

REMERCIEMENTS

Le remerciement infini avant tous est à Dieu le plus Puissant qui m'a comblé des bienfaits de l'Islam et de la Science.

J'exprime mes profonds remerciements à Monsieur **Abdelkader MEGUENI**, Professeur à l'université de Sidi Bel Abbes, Directeur de Thèse, pour son aide précieuse, sa confiance, ses encouragements, sa patience et son soutien favorable pour l'aboutissement de ce travail. Mes remerciements s'adressent également à Mr **BOUKHOULDA Farouk Benallal**, Co-Directeur de Thèse.

Je tiens aussi à adresser, mes vifs remerciements à Monsieur **REFASSI Kaddour**, Professeur à l'Université de Sidi Bel Abbes, qui m'a fait l'honneur de présider le jury de soutenance de cette Thèse.

Je désire aussi adresser mes remerciements les plus respectueux à Mrs **ZIADI Abdelkader** et **AMARA Khaled** Professeur et Maître conférence à l'université d'Ain-Temouchent, qui m'ont fait l'honneur de bien vouloir juger ce travail.

Mes remerciements vont également à Monsieur **MILOUDI Abdelkader**, Maître conférence à l'Université de Mascara, d'avoir accepté d'examiner cette Thèse.

Dédicace

J'ai toujours pensé faire ou offrir quelque chose à mes parents en signe de reconnaissance pour tout ce qu'ils ont consenti comme effort, rien que pour me voir réussir, et voilà, location est venue.

A ceux qui m'ont donné la vie, symbole de beauté, et de fierté, de sagesse et de patience, à mes chers parents.

A mes frères : Nouredine, Djelloul, Abedlhamid, et toute la famille.

A ma future femme K.A.I.

A mon neveu Brahimo

A ceux qui sont la source de mon inspiration et de mon courage, à qui je dois de l'amour de l'amitié et de la reconnaissance. A mes amis.

A toutes ces personnes, j'adresse mes sentiments les plus chaleureux,

S.Amine

هذا العمل يحلل سلوك صفيحة من FGM تتعرض لإجهاد قذيفة منخفضة السرعة من خلال اعتماد قانون هيرتز. وسوف نستخدم المعادلة التفاضلية التي تحكم هذه الظاهرة لحساب تأثير قوة الاتصال، البصمة وسرعة البصمة. يتم الحصول على الخصائص المرنة للصفيحة من خلال تكامل وحدات حجم المكونات عبر السمك. وقد أجريت الدراسة لتقييم تأثيرات درجة الحرارة، مؤشر لقانون الطاقة، كتلة قذيفة على قوة الاتصال و البصمة. تتم مقارنة النتائج مع تلك الموجودة في الدراسات السابقة لهياكل أخرى. و سوف ننظر في سلوك هيكل على شكل خلايا النحل تحت تأثير سرعة عالية جدا

Abstract:

This work analyzes the behavior of FGM plate subjected to impact loading at low velocity by adopting the Hertz law. The differential equation will be used, which governs the impact phenomenon to calculate the contact force, indentation and indentation speeds. The elastic properties of the FGM plate are obtained by integration of fraction volumes of components through the thickness. A parametric study was conducted to evaluate the effects of temperature, the index power law, the projectile mass on the contact force and indentation. The results are compared with those in the literature for other structures. We will look at the behavior of a honeycomb structure under the effect of impact at hyper-high velocity

Résumé

Ce travail analyse le comportement d'une plaque en FGM soumise à une sollicitation d'impact à basse vitesse en adoptant la loi de Hertz. On utilisera l'équation différentielle qui régit le phénomène d'impact pour le calcul de la force de contact, de l'indentation et de la vitesse d'indentation. Les propriétés élastiques de la plaque FGM sont obtenues par intégration des volumes de fraction des constituants à travers l'épaisseur. Une étude paramétrique est menée pour évaluer les effets de la température, l'indice de loi de puissance, la masse de projectile sur la force de contact et l'indentation. Les résultats obtenus sont confrontés à ceux de la littérature pour d'autres structures. On s'intéressera au comportement d'une structure en nid d'abeilles sous l'effet d'impact à très grande vitesse

Sommaire

| | |
|------------------------------------|-----------|
| Introduction générale | 11 |
|------------------------------------|-----------|

Chapitre 1 : les phénomènes de l'impact

| | |
|---|----|
| 1.1. Introduction..... | 13 |
| 1.2. Catégories d'impact..... | 14 |
| 1.3. Types d'endommagement | 15 |
| 1.4. Chocs de deux corps rigides..... | 17 |
| 1.5. Modèle à un degré de liberté..... | 19 |
| 1.6. Modèle à deux degrés de liberté..... | 20 |
| 1.7. Lois de contact:..... | 21 |
| 1.7.1. Loi de Hertz..... | 21 |
| 1.7.2. Modèle de l'énergie-balance..... | 22 |

Chapitre 2 : Généralités sur les matériaux FGM

| | |
|---|----|
| 2.1. Introduction..... | 24 |
| 2.2. Procédés de fabrication des FGM | 24 |
| 2.2.1 Méthodes de mise en forme par voie chimique..... | 25 |
| A- La coulée par centrifugation | 25 |
| B- La sédimentation | 26 |
| 2.2.2 Méthodes de mise en forme par voie physique | 27 |
| A- Dépôt par projection thermique..... | 27 |
| 2.2.3. Dépôt en phase vapeur..... | 29 |
| 2.2.4. La métallurgie des poudres | 31 |
| 2.2.5. Dépôt en électrophorèse..... | 34 |
| 2.2.6. Le frittage laser..... | 34 |
| 2.3. Propriétés des matériaux FGM..... | 36 |
| 2.3.1. Modèle de Mori-Tanaka..... | 38 |
| 2.3.2. Le modèle de Hill | 39 |
| 2.4. Propriétés matérielles des structures FGM | 40 |
| 2.4.1. Loi exponentielle E-FGM | 40 |
| 2.4.2. Loi de puissance P-FGM..... | 41 |
| 2.4.3. Loi sigmoïde S-FGM..... | 42 |

Chapitre 3 : Modélisation numérique du comportement d'une plaque FGM Impactée à faible vitesse

| | |
|--------------------------------------|----|
| 3.1. Introduction | 47 |
| 3.2. Formulation du problème | 48 |
| 3.2.1 Description du modèle..... | 48 |
| 3.2.2 Modèle du matériau FGM..... | 49 |
| 3.3. Résultats et commentaires | 50 |
| 3.4. Conclusion..... | 65 |

Chapitre 4 : Simulation par éléments finis de l'impact à très grande vitesse

| | |
|------------------------------------|-----|
| 4.1. Introduction..... | 67 |
| 4.2. Présentation du modèle | 68 |
| a. Le choix du matériau | 68 |
| b. Les conditions aux limites..... | 70 |
| c. Le maillage | 71 |
| 4.3. Résultats et discussion | 72 |
| 4.4. Conclusion..... | 98 |
| Conclusion générale | 100 |

Listes des Tableaux et Figures

A- Liste des tableaux

Tableau 1 : Description des différentes catégories d'impact identifiées dans la littérature [47]

Tableau 2: Coefficients dépendants de la température pour le métal et la céramique

Tableau 3: Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de la température (n=0)

Tableau 4 : Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de la température (n=2)

Tableau 5 ; Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de la température (n=10)

Tableau 6 : Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de n (T=20°C)

Tableau 7 : Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de n (T=300°C)

Tableau 8 : Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de n (T=700°C)

Tableau 9. Propriétés mécanique du projectile

Tableau 10 : Propriétés mécanique de la cible (Alliage d'aluminium NL)

Tableau 11 : Propriétés mécanique de la céramique, métal (Ni-Al₂O₃)

Tableau 12 : Propriétés mécanique de l'adhésif

Tableau 13: le type du maillage de la plaque et le projectile avec Ansys worbench

B- Liste des figures

Figure 1.1 : classification des régimes d'impact :a)impact basse vitesse b)impact à vitesse modéré c)impact balistique /à haute vitesse

Figure 1.2 : Différents modes de rupture.

Figure.1.3: choc entre deux corps rigides A et B. (a): avant l'impact; (B): après l'impact

Figure 1.4: modèle à un degré de liberté masse-ressort pour l'analyse d'impact dynamique

Figure 1.5: modèle à deux degrés de liberté masse-ressort pour l'impact

Figure 2.1 : Schéma de principe de la centrifugation horizontale

Figure 2.2 : Schéma de principe de la sédimentation

Figure 2.3 : Schéma de principe de la projection thermique par flamme

Figure 2.4: Schéma de principe de la projection thermique par arc électrique

Figure 2.5: Schéma de principe de la projection par plasma

Figure 2.6: Schéma de principe de la projection thermique à froid

Figure 2.7: Schéma de principe de la déposition en phase vapeur

Figure 2.8: Principe de la déposition par voie chimique

Figure 2.9: Phénomènes lors du frittage d'une poudre

Figure 2.10: représentation schématique de la technique de dépôt électrophorèse.

Figure 2.11 : Schéma de principe du procédé de frittage laser

Figure 2.12 : modèle analytique du FGM

Figure 2.13: fraction volumique à travers l'épaisseur

Figure 2.14 : Deux matériaux en phase avec : (a)une microstructure particulière (b) un squelette microstructure.

Figure 2.15 : Variation du module de Young en fonction de l'épaisseur

Figure 2.16 : Variation de la fraction volumique S-FGM

Figure 3.1: Effet de la température sur la force de contact ($n=0$)

Figure 3.2: Effet de la température sur l'indentation de la plaque FGM ($n=0$)

Figure 3.3: Effet de la température sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM ($n=0$)

Figure 3.4: Effet de la température sur la force de contact ($n=2$)

Figure 3.5: Effet de la température sur l'indentation de la plaque FGM ($n=2$)

Figure 3.6: Effet de la température sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM ($n=2$)

Figure 3.7: Effet de la température sur la force de contact ($n=10$)

Figure 3.8: Effet de la température sur l'indentation de la plaque FGM ($n=10$)

Figure 3.9: Effet de la température sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM ($n=10$)

Figure 3.10: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la force de contact ($T=20\text{ °C}$)

Figure 3.11: Effet de l'indice de la loi Puissance sur l'indentation de la plaque FGM ($T=20\text{ °C}$)

Figure 3.12: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM (T=20°C)

Figure 3.13 : Effet de l'indice de la loi Puissance sur la force de contact dans plaque FGM (T=300 °C)

Figure 3.14: Effet de l'indice de la loi Puissance sur l'indentation de la plaque FGM (T=300 °C)

Figure 3.15: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM (T=300 °C)

Figure 3.16: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la force de contact dans la plaque FGM (T=700 °C)

Figure 3.17: Effet de l'indice de la loi Puissance sur l'indentation de la plaque FGM (T=700 °C)

Figure 3.18: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM (T=700 °C)

Figure 3.19: Effet de l'épaisseur de la plaque sur la force de contact (T=25 °C, n=2)

Figure 3.20: Effet de l'épaisseur de la plaque sur l'indentation (T=25 °C, n=2)

Figure 3.21 Effet de l'épaisseur de la plaque sur la vitesse d'indentation (T=25 °C, n=2)

Figure 3.22: Effet de la masse du projectile sur la force de contact (T=25 °C, n=2)

Figure 3.23: Effet de la masse du projectile sur l'indentation (T=25 °C, n=2)

Figure 3.24: Effet de la masse du projectile sur la vitesse d'indentation (T=25 °C, n=2)

Figure 4.1 : Dimensions de la structure en nid d'abeille

Figure 4.2 : conditions aux limites du projectile et la plaque

Figure 4.3 : Déplacement total de la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.4 : Déplacement total de la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.5 : Déformation élastique équivalente de la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.6 : Déformation élastique équivalente de la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.7 : contrainte élastique équivalente de la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.8 : contrainte élastique équivalente de la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.9 : Déformation élastique principale maximale de la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.10 : Déformation élastique principale maximale de la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.11 : Contrainte principale maximale de la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.12 : Contrainte principale maximale de la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.13 : Contrainte de cisaillement dans la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.14 : Contrainte de cisaillement dans la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.15 : Déplacement directionnel la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.16 : Déplacement directionnel la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.17 : Déplacement total de la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.18 : Déplacement total de la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.19 : Déformation élastique équivalente de la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.20 : Déformation élastique équivalente de la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.21 : Contrainte équivalente dans la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.22 : Contrainte équivalente dans la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.23 : Déformation élastique principale de la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.24 : Déformation élastique principale de la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.25 : Contrainte de cisaillement dans la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.26 : Contrainte de cisaillement dans la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.27 : Déplacement directionnel x de la plaque (vue dessus de la plaque)

Figure 4.28 : Déplacement directionnel x de la plaque (vue dessous de la plaque)

Figure 4.29 : Déplacement total du corps nid d'abeille (peau aluminium)

Figure 4.30 : Déformation élastique équivalente du corps nid d'abeille (peau en aluminium)

Figure 4.31: Contrainte équivalente du corps nid d'abeille (peau en aluminium)

Figure 4.32 : Déformation élastique principale du corps nid d'abeille (peau en aluminium)

Figure 4.33 : Déformation élastique principale du corps nid d'abeille (peau en aluminium)

Figure 4.34 : Contrainte de cisaillement dans corps nid d'abeille (peau en aluminium)

Figure 4.35 : Déplacement directionnel du corps nid d'abeille (peau en aluminium)

Figure 4.36 : Déplacement total du corps nid d'abeille (peau FGM)

Figure 4.37 : Déformation élastique équivalente du corps nid d'abeille (peau FGM)

Figure 4.38 : Contrainte équivalente du corps nid d'abeille (peau FGM)

Figure 4.39 : Déformation élastique principale du corps nid d'abeille (peau FGM)

Figure 4.40 : Contrainte de cisaillement dans corps nid d'abeille (peau FGM)

Figure 4.41 : Déplacement directionnel du corps nid d'abeille (peau FGM)

Figure 4.42 : Déplacement total des peaux FGM

Figure 4.43 : Déformation élastique équivalente des peaux FGM

Figure 4.44: Contrainte équivalente dans les peaux FGM

Figure 4.45: Déformation élastique principale des peaux FGM

Figure 4.46 : Contrainte de cisaillement dans les peaux FGM

Figure 4.47 : Déplacement directionnel des peaux FGM

Figure 4.48 : Déplacement total dans les peaux en aluminium

Figure 4.49: Déformation élastique équivalente dans les peaux en aluminium

Figure 4.50: Contrainte équivalente dans les peaux en aluminium

Figure 4.51: Déformation élastique principale maximale des peaux en aluminium

Figure 4.52 : Contrainte principale maximale dans les peaux en aluminium

Figure 4.53: Contrainte de cisaillement dans les peaux en aluminium

Figure 4.54 : Déplacement directionnel des peaux en aluminium

Introduction générale

Les matériaux composites sont largement utilisés dans différents domaines (industrie automobile, aéronautique, aérospatial ...etc) et souvent soumis aux sollicitations d'impact. Serge Abrate a modélisé le phénomène de l'impact en étudiant la réponse d'une plaque composite impactée à basse vitesse. Beaucoup d'auteurs se sont intéressés à l'étude du comportement des structures soumises à des sollicitations d'impact. Différentes approches sont utilisées pour modéliser le phénomène d'impact. Serge Abrate utilise le modèle d'énergie-balance pour évaluer la force et le temps de contact. Olsson modélise l'impact en utilisant une approche de l'étude d'une plaque infinie en matériaux composite. Y. Kiani et al s'est intéressé à l'étude d'une poutre mince en matériaux FGM dans un champ de température par la méthode des éléments finis. Larson et al. ont développé une méthode analytique et expérimentale combinée pour étudier le comportement d'une plaque circulaire en FGM sous différentes conditions aux limites. Mao et al. ont étudié la réponse d'une coque sphérique encadrée en FGM par l'application de la méthode de Galerkin.

Les matériaux à gradient de propriétés (Functionally Graded Materials) dits FGM sont des matériaux composites avancés récents, développés par un groupe de chercheurs japonais en 1980. Ils sont utilisés comme barrière thermique et permettent l'élimination des contraintes résiduelles d'origine thermique. Les matériaux à gradient de propriétés disposent d'atouts importants par rapport aux matériaux traditionnels. Ils sont constitués généralement de deux matériaux : céramique et métal dont la fraction volumique de l'un des matériaux varie suivant une ou plusieurs directions avec une loi bien déterminée (puissance, exponentielle, sigmoïde ...etc.)

Les travaux sur la modélisation de la réponse des structures en FGM sollicitées par une force d'impact à basse vitesse sont presque rares. Notre étude consiste à analyser la réponse d'une plaque en FGM impactée à basse vitesse en combinant deux approches. On utilise l'équation différentielle développée par Olsson qui régit le comportement d'une plaque composite infinie impactée. Dans le cas d'une plaque en FGM, notre approche consiste à utiliser le modèle proposé par Efraim. L'étude a été faite sous différentes températures en faisant varier la proportion des constituants du matériau FGM noté n . Notre travail se décomposera en deux grandes parties, une partie initiale ou bibliographique et une deuxième partie analytique.

La première partie constituée de deux chapitres présentera dans un premier temps des généralités sur les matériaux à gradient fonctionnel, les procédés de fabrication des matériaux FGM, leurs propriétés,

les lois fondamentales de distribution (puissance, exponentielle, sigmoïde), les modèles ou estimations de Mori-Tanaka, Hill. Puis nous abordons la théorie de l'impact.

La partie modélisation est développée dans deux autres chapitres

Dans le chapitre 3, une modélisation numérique du comportement d'une plaque FGM impactée à basse vitesse dans un champ de température est développée et analysée et constitue la partie fondamentale ou le noyau de cette thèse.

Dans le dernier chapitre, nous présenterons une modélisation de l'impact par élément finis en utilisant ANSYS Workbench 16.0 sur une structure en nid d'abeilles à très grande vitesse. Enfin, nous présenterons une conclusion générale où nous soulignerons les points essentiels dégagés en donnant quelques perspectives qui pourraient servir de point de départ à d'autres thèmes de recherche sur ce thème.

Chapitre 1 : Les phénomènes de l'impact

1.1. Introduction

L'étude d'impact sur ces structures composites représente encore un grand défi pour la communauté scientifique. Il existe de nombreuses situations dans lesquelles les structures composites sont sujettes à des collisions ou à des impacts de forte intensité qui produisent des dommages et des perforations, le comportement à l'impact des plaques composites a été modélisé dans de nombreuses études précédentes

Le concept d'impact est en effet différent des concepts de statique et de chargement rapide. Un chargement statique peut être assimilé à une succession d'états d'équilibre, alors que dans l'impact, nous devons tenir compte de l'effet d'inertie. Un chargement rapide quant à lui n'est généralement pas généré par une collision. Il implique alors des temps de chargement beaucoup plus longs que dans le cas de l'impact.

L'impact des structures et les systèmes de protection associés constituent un sujet de recherche important depuis des décennies

Ce chapitre commence par un examen de l'approche de la dynamique des corps rigide impacté qui est basé sur la conservation de l'énergie et la définition d'un coefficient de restitution

Cette approche a le mérite d'être simple et fournit des estimations précises des vitesses finales une fois que le coefficient de restitution est connu. cette approche montre qu'elle n'est pas utile dans ce cas, car elle ne fournit pas les informations requises pour le présent problème: l'histoire de la force de contact, puis nous étudions la dynamique d'impact en utilisant des modèles de masse-ressort simples pour déterminer l'effet des divers paramètres et les divers phénomènes qui doivent être inclure dans l'analyse pour obtenir des prévisions précises du développement de modèles complets de l'histoire de la force de contact qui représentent pleinement la dynamique du projectile, la dynamique de la structure, et leur interaction dans la zone de contact .

Ces modèles rhéologiques appelés lois de comportement trouvent une application majeure dans les codes de calcul pour leur rôle de prédiction du comportement thermomécanique des matériaux. Ce qui permet de simuler numériquement la réponse mécanique des structures sous chargements extrêmes comme l'impact et la perforation

1.2. Catégories d'impact

On peut définir quatre grandes catégories d'impact correspondant à des applications et Contextes bien distincts. Tout d'abord, les impacts à basse vitesse. Les vitesses d'impact du projectile sont inférieures à 10 m/s et la masse de ce dernier est comprise entre 50 g et 30 kg selon les applications (chute d'objets pendant la fabrication ou la maintenance par exemple) [1,12]. Les structures sont généralement endommagées en compression sous le projectile et en flexion locale (Figure 1.a) [3]. Le domaine de basse vitesse est valable lorsque la propagation des ondes dans l'épaisseur ne joue pas de rôle sur la tenue de la structure. Plus précisément, lorsque le projectile entre en contact avec la cible, des ondes de compression, de cisaillement et des ondes de Rayleigh (ondes de surface) se propagent. Après plusieurs allers-retours dans l'épaisseur, le mouvement de la structure s'initie [4]. Les impacts pour lesquels l'endommagement est introduit après le mouvement de la structure sont considérés comme des impacts à basse vitesse [5].

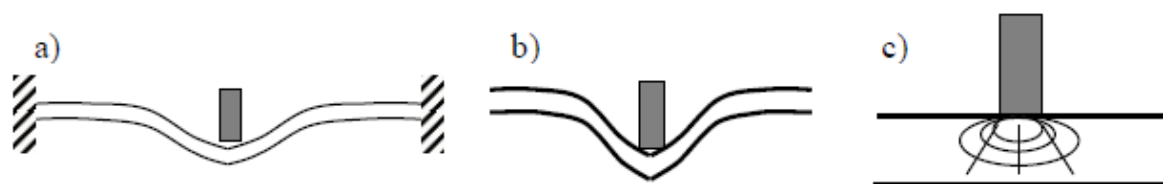


Figure 1.1 : classification des régimes d'impact : a) impact basse vitesse b) impact à vitesse modéré
c) impact balistique / à haute vitesse

Ensuite, les impacts à très haute vitesse (Figure 1.c) sont étudiés dans le cadre de protections de satellites ou lanceurs contre des débris spatiaux de très faible masse (quelques milligrammes) mais pouvant atteindre des vitesses de plusieurs kilomètres par seconde [6,7]. Il existe également des impacts à haute vitesse et des impacts balistiques qui se situent dans les mêmes domaines de vitesse. On peut considérer les impacts balistiques comme un sous-domaine des impacts à hautes vitesses. Ils sont étudiés dans le cadre d'applications militaires et font l'objet de normes spécifiques (normes européennes EN 1522 ou standards américains NIJ).

Enfin, à mi-chemin des catégories basse et haute vitesse, se trouve la catégorie des impacts à vitesse modérée (Figure 1.b). Quelques auteurs identifient clairement ce domaine de vitesses Intermédiaires ou modérées [8, 9,10]. On peut noter que pour des impacts à vitesses modérées, l'endommagement dans le cas de structures minces est un mode intermédiaire entre la flexion et l'endommagement local en cisaillement transverse [4].

Toutes ces catégories sont résumées par ordre de vitesse dans le tableau.1 :

| Catégorie | Vitesse [m/s] | Masse [g] | Energie d'impact [J] | Domaine d'application | Banc de test utilisé |
|------------------------|------------------|--------------|-------------------------|--------------------------|--|
| Basse vitesse | < 10 | 50-30000 | 1-200 | Transports | Poids tombants |
| Vitesse modéré | 50-200 | 1-200 | 1-4000 | Transports | Canon, barres d'Hopkinson |
| Haute vitesse | 200-500 | 5-500 | 100-20000 | Transports | Canon, barres d'Hopkinson Stand de tir |
| Balistique | 200-600 | 5-20 | 100-500 | Protection militaire | Canon |
| Très haute vitesses | 1000-5000 | 0.001 | Env.100 | Aérospatiale | Canon |

Tableau 1 : Description des différentes catégories d'impact identifiées dans la littérature [4]

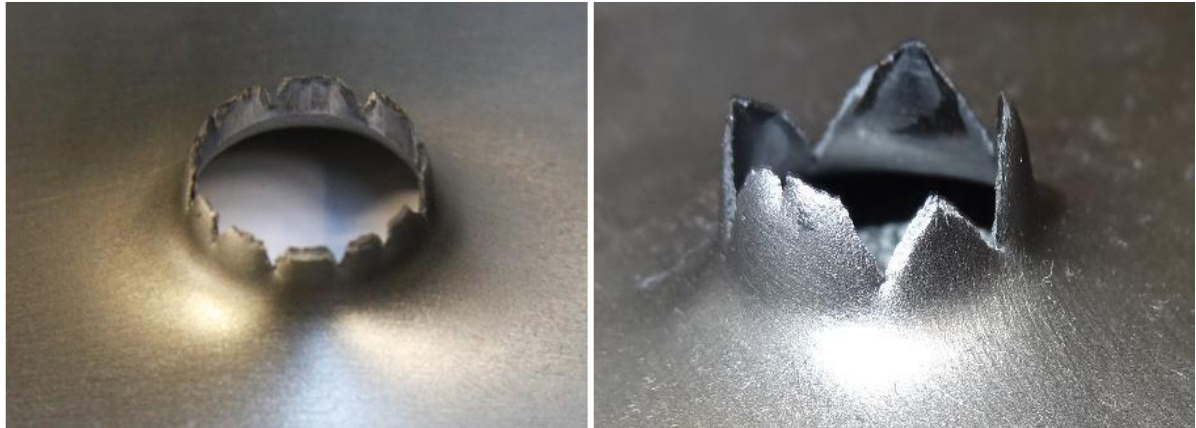
1.3. Types d'endommagement

Il existe plusieurs mécanismes par lesquels une cible peut se rompre et ceux-ci peuvent se produire seuls ou être combinés (Fig.2). Zukas [11] dénombre cinq types d'endommagement possible des plaques métalliques :

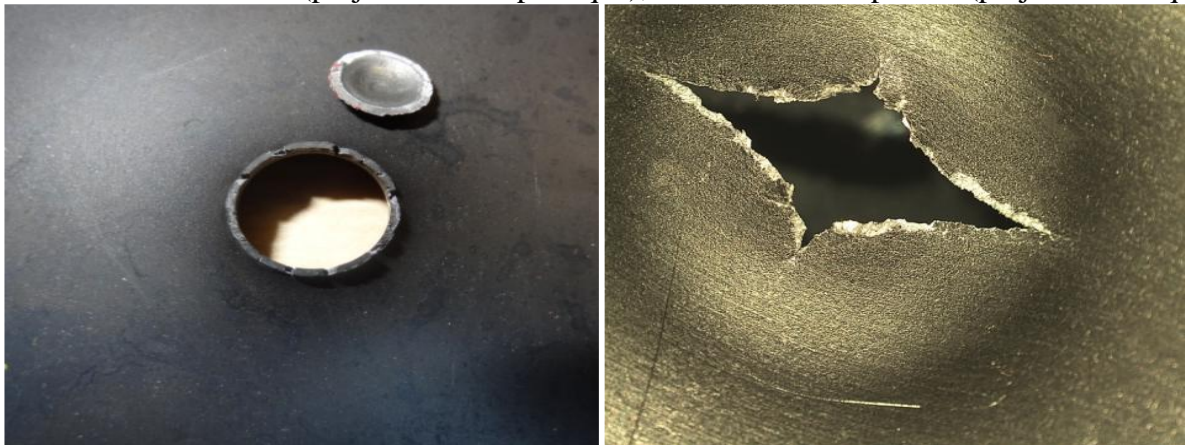
- **La rupture ductile** au cours de laquelle une partie de l'énergie de l'impactant est absorbée par la plaque par déformation;
- **La fissuration et fragmentation** durant laquelle une partie de la plaque fragile se fragmente en plusieurs petits morceaux, c'est le cas notamment des plaques à haute dureté et des céramiques;
- **Le cisaillement adiabatique localisé** qui conduit à l'éjection d'un bouchon, la déformation est fortement localisée dans la zone d'impact et la plaque absorbe peu d'énergie par rapport à la rupture ductile;
- **L'écaillage** causé par la réflexion de l'onde de choc sur la surface arrière de la plaque. Cette onde de choc se transforme ensuite en onde de traction dont l'amplitude peut parfois être

supérieure à la résistance en traction de la plaque métallique, ce phénomène se traduit par la formation d'un «disque éclaté» à l'arrière de la plaque (surtout pour les plaques très épaisses);

- **L'érosion** du matériau sous l'impact de projectile à charge creuse.



a- Striction circonférentielle (projectile hémisphérique); b- Formation de pétales (projectile conique)



c- Éjection de bouchon (projectile hémisphérique); d- Initiation de fissure (projectile conique).

Figure 1.2 : Différents modes de rupture.

Tous ces mécanismes d'endommagement dépendent de différents paramètres dont la nature du matériau, la forme du projectile et la vitesse de l'impactant. La plupart des mécanismes de pénétration et de rupture présentés, couplés avec la réponse propre à la structure de la cible, rendent difficile toute prédiction d'événements résultant de l'impact sous chargement extrême. Pour toutes les formes de projectile (queue cylindrique), la déformation globale subie par la plaque cible est plus grande à la limite balistique et diminue avec l'augmentation de la vitesse d'impact. Dans une gamme moyenne de vitesses du projectile (jusqu'à environ $500m/s$),

La réponse de la structure de la cible est souvent importante et les effets locaux et globaux doivent être pris en compte [12].

1.4. Chocs de deux corps rigides

Dans l'étude de la dynamique des corps rigides, l'impact direct et central entre deux corps A et B est régi par le principe de la conservation de l'énergie (quantité de mouvement) (équ.1) qui fournit une relation entre les vitesses des deux corps avant et après l'impact.

$$m_A V_A + m_B V_B = m_A V'_A + m_B V'_B \quad (1)$$

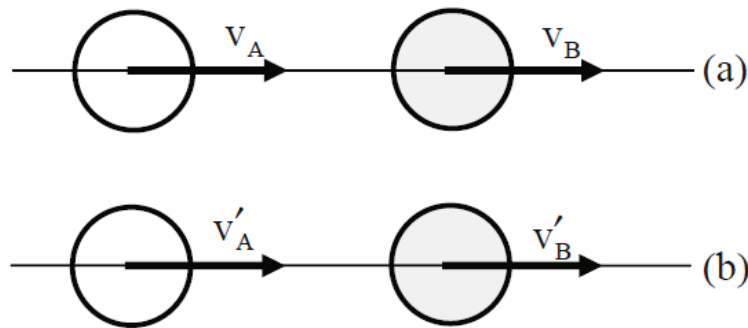


Figure 1.3: choc entre deux corps rigides A et B. (a): avant l'impact; (B): après l'impact [13]

Afin de déterminer les vitesses après l'impact, une autre équation est nécessaire appelée souvent la loi de Newton de l'impact, le coefficient de restitution c est introduit comme étant le rapport entre la vitesse de séparation et la vitesse d'approche [13] :

$$c = \frac{V'_B - V'_A}{V_A - V_B} \quad (2)$$

La résolution des deux équations précédentes donne les vitesses après l'impact :

$$V'_A = [V_A(m_A - cm_B) + m_B V_B(1 + c)] / (m_A + m_B) \quad (3)$$

$$V'_B = [m_A V_A(1 + c) + V_B(m_B - cm_A)] / (m_A + m_B) \quad (4)$$

L'énergie cinétique après l'impact peut être calculée en utilisant ces deux dernières expressions. Etant donné que l'énergie cinétique après l'impact ne peut pas être supérieure à l'énergie cinétique initiale, on peut montrer que le coefficient de restitution doit être inférieur ou égale à 1.

Quand $c = 1$, il n'y a aucune perte d'énergie cinétique et l'impact est dit élastique.

Si la position des deux masses est définie par la donnée des coordonnées X_A et X_B des centres de masse, l'indentation $X_A - X_B$ est maximale lorsque la vitesse relative $\dot{X}_A - \dot{X}_B$ est nulle ou en d'autres termes, lorsque les masses ont la même vitesse: $\dot{X}_A = \dot{X}_B = V$, si la force de contact est une fonction croissante de l'indentation, il atteint une valeur maximale lorsque la vitesse des deux masses est égal à V

L'impact est divisé en deux phases: la phase de chargement (ou de phase de compression) et la phase de restitution.

La phase de chargement commence à partir de l'instant $t = 0$ et se termine à l'instant $t = t_{max}$ lorsque les vitesses des deux masses sont égales. On applique les relations de quantité de mouvement d'impulsion à chaque corps pendant cette phase :

$$m_A V_A - I_1 = m_A V \quad (5)$$

$$m_B V_B + I_1 = m_B V \quad (6)$$

Où $I_1 = \int_0^{t_{max}} F dt$ est l'impulsion appliquée pendant la phase de chargement. La somme des termes des équations 5, donne :

$$V = (m_A V_A + m_B V_B) / (m_A + m_B) \quad (7)$$

En substituant (7) dans l'équation 5, on obtient :

$$I_1 = \frac{m_A m_B}{m_A + m_B} (V_A - V_B) \quad (8)$$

La phase de restitution commence à partir de $t = t_{max}$ et prend fin à l'instant $t = t_c$, la fin de la phase de contact. L'application des relations de quantité de mouvement d'impulsion de la phase de restitution donne

$$m_A V - I_2 = m_A V'_A \quad (9)$$

$$m_B V + I_2 = m_B V'_B \quad (10)$$

Où $I_2 = \int_{t_{max}}^{t_c} F dt$ l'impulsion est appliquée pendant les équations de phase de chargement (9, 10)

$$I_2 = \frac{m_A m_B}{m_A + m_B} (V'_A - V'_B) \quad (11)$$

À partir des équations (2, 8, 11), on montre que le rapport entre les deux impulsions est égal au coefficient de restitution :

$$\frac{I_2}{I_1} = c \quad (12)$$

c est le rapport de l'impulsion appliquée au cours de la phase de restitution et l'impulsion appliquée au cours de la phase de contact. Lors de l'impact la force de contact F est toujours positive alors I_2 est non-négative. Le coefficient de restitution doit être dans l'intervalle $[0, 1]$:

$$0 \leq c \leq 1 \quad (13)$$

Lorsque $c = 0$, les deux corps ont la même vitesse après l'impact et l'impact est dit plastique. Le coefficient de restitution doit être déterminé à partir des expériences et est supposé constant dans certaines gammes de vitesse

Avec cette approche, les vitesses finales des deux corps peuvent être facilement prédites (équations 3, 4), cependant, il ne peut pas prédire l'histoire de la force de contact, la durée de contact, ou la force de contact maximale. Il est donc peu utile dans l'étude des effets des impacts sur les structures composites

1.5. Modèle à un degré de liberté

Compte tenu de l'impact d'un projectile de masse m sur une structure élastique linéaire, on suppose que la structure se déforme d'une manière quasi-statique à l'endroit de l'impact, la déflexion de la structure sera directement proportionnelle au déplacement de telle sorte que la structure peut être modélisée comme un ressort de raideur k pouvant être déterminée à partir des expériences ou numériquement. L'équation du mouvement à un seul degré de liberté du système masse-ressort s'écrit :

$$m\ddot{x} + kx = 0 \quad (14)$$

Avec les conditions initiales :

$$x(0) = 0 \text{ et } \dot{x}(0) = V \quad (15)$$

La résolution de ce problème aux valeurs initiales donne l'histoire de la force de contact :

$$F = kx = V\sqrt{mk} \sin\omega t \quad (16)$$

Pour $0 \leq t \leq t_c$. La durée du contact et la force maximale de contact sont donnés respectivement par :

$$T_c = \pi \sqrt{\frac{m}{k}} \text{ et } F_{max} = V\sqrt{km} \quad (17)$$

L'histoire de la force de contact est une impulsion sinusoïdale (équation 16). Ce modèle prédit que la force de contact maximale augmente linéairement avec la vitesse du projectile (équation 17.b), elle augmente également comme la racine carrée du produit de la masse et la rigidité du projectile. La durée de contact est proportionnelle à la racine carrée du rapport masse/rigidité (équation 17.a)

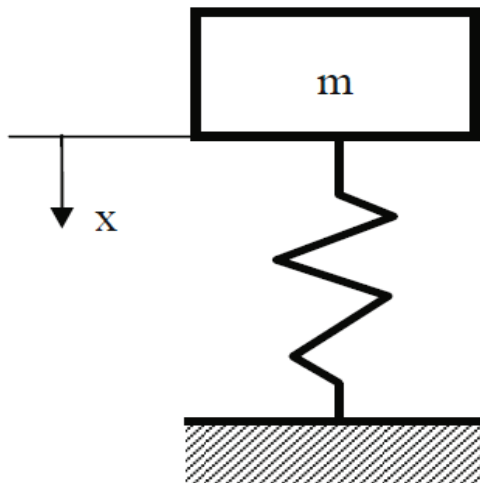


Figure 1.4: modèle à un degré de liberté masse-ressort pour l'analyse d'impact dynamique

Souvent, une série d'expériences est effectuée dans laquelle la vitesse initiale du projectile varie et tous les autres paramètres sont maintenus constants. L'équation 17 montre que la courbe de la force de contact maximale en fonction de la vitesse initiale est représentée par une droite, la déviation de la linéarité indique l'apparition d'un dommage important qui réduit la rigidité de la structure

Rappelant que l'énergie cinétique initiale du projectile est donnée par $U = \frac{1}{2}mV^2$, la force de contact maximale peut être écrite comme suit :

$$F_{max} = \sqrt{2kU} \quad (18)$$

Par conséquent, la force de contact maximale est pas une fonction linéaire de l'énergie cinétique au moment F_{max} est tracée en fonction de U , la courbe obtenue est une ouverture de la parabole vers l'axe U positive.

1.6. Modèle à deux degrés de liberté

La section précédente a montré que le modèle à un degré de liberté SDOF est suffisant lorsque la masse du projectile est importante par rapport à celle de la cible. Cependant il est prévu de faire défaut pour les projectiles de petites tailles. Le modèle précédent ne tient pas également compte du mouvement relatif entre le projectile et la cible qui est due à l'indentation locale. Ceci est acceptable pour le type de problèmes traités par ce modèle dans lequel les déviations de l'ensemble de la cible est beaucoup plus grande que l'indentation locale. Dans cette section, nous considérons un modèle à deux degrés de liberté qui tient compte de la masse de la cible et l'indentation local dans la zone de contact. Le modèle à deux de liberté dans la figure 8 commence par une approximation d'un mode pour la dynamique de la structure. Ceci est représenté par la masse modale m_1 et le ressort S_1 , La masse du projectile m_2 est relié à la masse m_1 par un ressort S_2 . L'empreinte du projectile dans la structure est définie comme la différence entre le déplacement du projectile et celui de la structure [13].

$$\alpha = X_2 - X_1 \quad (19)$$

Les relations entre la force de contact P et l'indentation sont appelées lois de contact. La mécanique de contact entre les corps de différentes formes a été largement étudiée par de nombreux auteurs pour le cas statique. De nombreux auteurs ont montré expérimentalement et bien que dans des analyses numériques que les mêmes lois de contact statiques peuvent être utilisées pour étudier les problèmes d'impact

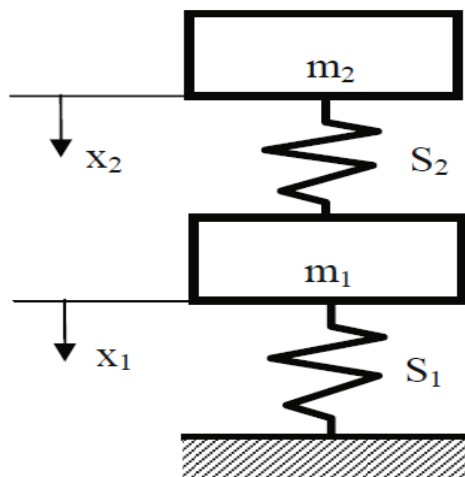


Figure 1.5: modèle à deux degrés de liberté masse-ressort pour l'impact [13]

1.7. Lois de contact

1.7.1. Loi de Hertz

La plupart des chercheurs modélisent les déformations locales en utilisant la loi de contact Hertz ou le contact modifié proposé par Sun et Yang [14]. Selon la loi de Hertz, la force de contact P est liée à l'indentation α comme suit :

$$P_c = K_c \alpha^{3/2} \quad (20)$$

Où la rigidité de contact K_c est donnée par:

$$K_c = \frac{4}{3} E \sqrt{R} \quad (21)$$

Où :

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \quad (22)$$

Et:

$$\frac{1}{E} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (23)$$

Dans laquelle R_1 et R_2 sont les rayons de courbure des deux corps E_1 et E_2 sont les deux modules d'élasticité et ν_1 et ν_2 sont les deux coefficients de Poisson. Avec Hertz loi de contact .Equation (20) est utilisé à la fois pour les phases de chargement et de déchargement. Cependant, on sait que le chemin de déchargement est généralement différent de celui suivi lors de la phase de chargement .En 1952, Crook proposé la relation suivante pour la phase de déchargement [14] :

$$P = P_m [(\alpha - \alpha_0) / (\alpha_m - \alpha_0)]^{5/2} \quad (24)$$

Où P_m est la force maximale atteinte avant le déchargement . α_m est l'indentation maximale et α_0 est l'indentation permanente.

$\alpha_0 = 0$ Lorsque α_m est inférieure à une valeur critique α_{cr} .

Lorsque, $\alpha_m > \alpha_{cr}$ l'indentation permanente est donnée par :

$$\alpha_0 = \alpha_m [1 - (\alpha_{cr} / \alpha_m)^{2/5}] \quad (25)$$

En 1982, Yang et Sun ont proposé ce qu'on appelle aujourd'hui la loi de Hertz modifiée qui se compose de l'équation 20 pour la phase de chargement, l'équation 24 pour la phase de déchargement

$$P = P_m [(\alpha - \alpha_0) / (\alpha_m - \alpha_0)]^{3/2} \quad (26)$$

Ces lois de contact sont largement utilisées Par la suite

1.7.2. Modèle de l'énergie-balance

Une approche pour l'analyse de la dynamique de l'impact est de considérer l'équilibre de l'énergie dans le système. L'énergie cinétique initiale du projectile sert à déformer la structure durant l'impact.

En supposant que la structure se comporte de façon quasi statique, lorsque la structure atteint sa déflexion maximale, la vitesse du projectile devient nulle et toute l'énergie cinétique initiale a été

utilisée pour déformer la structure. Par conséquent, l'équation du bilan énergétique peut être écrite comme suit [15]:

$$\frac{1}{2}mV^2 = E_b + E_s + E_m + E_c \quad (27)$$

Où les indices b, s, m se réfèrent aux flexions, cisaillement et les composants de la membrane de la structure déformé et E_c est l'énergie stockée dans la zone de contact au cours de l'indentation.

Lorsque les déflexions d'ensemble de la structure sont négligeables par rapport à l'indentation locale, le problème se réduit à celle d'un impact sur un demi-espace et la force de contact maximale et la durée de contact sont donnés par

$$P = \left(\frac{5}{4}\right)^{\frac{3}{5}}[M^3V^6k^2]^{1/5} \quad (28)$$

$$T_c = 3.2145 \left[\frac{M^2}{Vk^2}\right]^{1/5} \quad (29)$$

Ces expressions simples montrent l'effet de la masse du projectile et de la vitesse et de la raideur de contact sur la force de contact.

Références

- [1] David-West, O.S., Alexander, N.V., Nash, D.H., and Banks, W.M. Energy absorption and bending stiffness in CFRP laminates: The effect of 45° plies. *Thin-Walled Structures* 46, 7-9 (2008), 860–869.
- [2] Shin, K.B., Lee, J.Y., and Cho, S.H. An experimental study of low-velocity impact responses of sandwich panels for Korean low floor bus. *Composite Structures* 84, 3 (2008), 228–240.
- [3] Hoo Fatt, M.S. and Sirivolu, D. A wave propagation model for the high velocity impact response of a composite sandwich panel. *International Journal of Impact Engineering* 37, 2 (2010), 117–130.
- [4] Kolopp, A. Impact sur structures sandwichés pour application de blindage aéronautique. Thesis, 2012.
- [5] Kaddour, AS; Hinton, M. Evaluation of Theories for Predicting Failure in Polymer Composite Laminates Under 3-D States of Stress.pdf. *Composite Material*, (2012).
- [6] Lambert, M., Schkfer, F.K., and Geyer, T. Impact engineering impact damage on sandwich panels and multi-layer insulation. (2001).
- [7] Schonberg, W., Schäfer, F., and Putzar, R. Hypervelocity impact response of honeycomb sandwich panels. *Acta Astronautica* 66, 3-4 (2010), 455–466.
- [8] Rouchon, J. Fatigue and damage tolerance aspects for composite aircraft structures. *Proceedings of ICAF symposium, Delft, The ...*, (1995).
- [9] Sutcliffe, M.P.F., Monroy Aceves, C., Stronge, W.J., Choudhry, R.S., and Scott, a. E. Moderate speed impact damage to 2D-braided glass–carbon composites. *Composite Structures* 94, 5 (2012), 1781–1792.
- [10] Venkatanarayanan, P.S. and Stanley, a. J. Intermediate velocity bullet impact response of laminated glass fiber reinforced hybrid (HEP) resin carbon nano composite. *Aerospace Science and Technology* 21, 1 (2012), 75–83.
- [11] J. A. Zukas, High velocity impact mechanics, ISBN-10: 0. Wiley Interscience, 1990.
- [12] G. G. Corbett, S. R. Reid, and W. Johnson, “Impact Loading of Plates and Shells by Free-Flyng Projectiles: A REVIEW,” *International Journal of Impact Engineering*, vol. 18, no. 2, pp. 141–230, 1996.
- [13]: Serge Abrate “impact engineering of composite structures ” ISBN 978-3-7091-0522-1 Springer Wien New York
- [14]: Serge Abrate “impact on composite structures ”. CAMBRIDGE UNIVERSITY PRESS 1998
- [15]: Serge Abrate “Modeling of impacts on Composite Structures,” 51 (2001) 129±138

Chapitre 2 : Généralités sur les matériaux FGM

2.1. Introduction

Un matériau à gradient de propriétés fonctionnelles (FGM) est un matériau dont les propriétés physiques évoluent selon une variation spatiale progressive de la composition ou de la microstructure. Initialement, l'idée fut émise en 1984 par M. Niino et al. (National Aerospace Laboratory of Japan) [2] et présentée comme une tentative pour résoudre les problèmes posés par la préparation de matériaux de barrière thermique destinés aux structures spatiales et aux réacteurs de fusion. Cependant, l'aventure débute réellement autour de l'année 1985 lorsque d'autres pays (USA, Royaume-Uni) ressentent à leur tour la nécessité d'aborder l'ère spatiale en concevant chacun unilatéralement un avion ayant la possibilité de naviguer à la fois dans l'espace et transitoirement dans l'atmosphère terrestre [3]. Cela revenait à poser d'emblée le problème de la tenue des structures dans l'espace et du comportement du fuselage aux très hautes températures lors du retour dans l'atmosphère à vitesse hypersonique.. Ces matériaux sont habituellement des fractions des micro-constituants variant selon les dimensions géométriques, comme dans les revêtements de protection. Les gradients peuvent être composés du même matériau à l'échelle microscopique ou être formés par des métaux, Polymères, et composés en céramique. Les différentes étapes qui se posent de la graduation des constituants présentent des fonctions différentes en fonction du projet [1].

2.2. Procédés de fabrication des FGM :

Un matériau à gradient de propriétés fonctionnelles (FGM) est un matériau dont les propriétés physiques évoluent selon une variation spatiale progressive de la composition ou de la microstructure. Initialement, l'idée fut émise en 1984 par M. Niino et al. (National Aerospace Laboratory of Japan) [2] et présentée comme une tentative pour résoudre les problèmes posés par la préparation de matériaux de barrière thermique destinés aux structures spatiales et aux réacteurs de fusion. Cependant, l'aventure débute réellement autour de l'année 1985 lorsque d'autres pays (USA, Royaume-Uni) ressentent à leur tour la nécessité d'aborder l'ère spatiale en concevant chacun unilatéralement un avion ayant la possibilité de naviguer à la fois dans l'espace et transitoirement dans l'atmosphère terrestre [3]. Cela revenait à poser d'emblée le problème de la tenue des structures dans l'espace et du comportement du fuselage aux très hautes températures lors du retour dans l'atmosphère à vitesse hypersonique. Au cours de ces années, de nombreuses techniques de mise en forme ont été utilisées. Les principales techniques sont présentées dans la suite.

2.2.1 Méthodes de mise en forme par voie chimique

Les deux techniques principales qui sont rattachées à cette catégorie, sont :

- La coulée par centrifugation
- La sédimentation

A- La coulée par centrifugation

Un mélange composé d'un métal fondu et d'une poudre métallique, tous deux de densité différente, est soumis à une force centrifuge au sein d'une enceinte annulaire à laquelle une rotation rapide est appliquée. Les particules métalliques sont soumises à des forces différentes dont on peut exploiter l'action pour établir une distribution de concentration volumique radiale de la phase divisée [4]. Le schéma de principe de la centrifugation horizontale est présenté dans la figure 6.

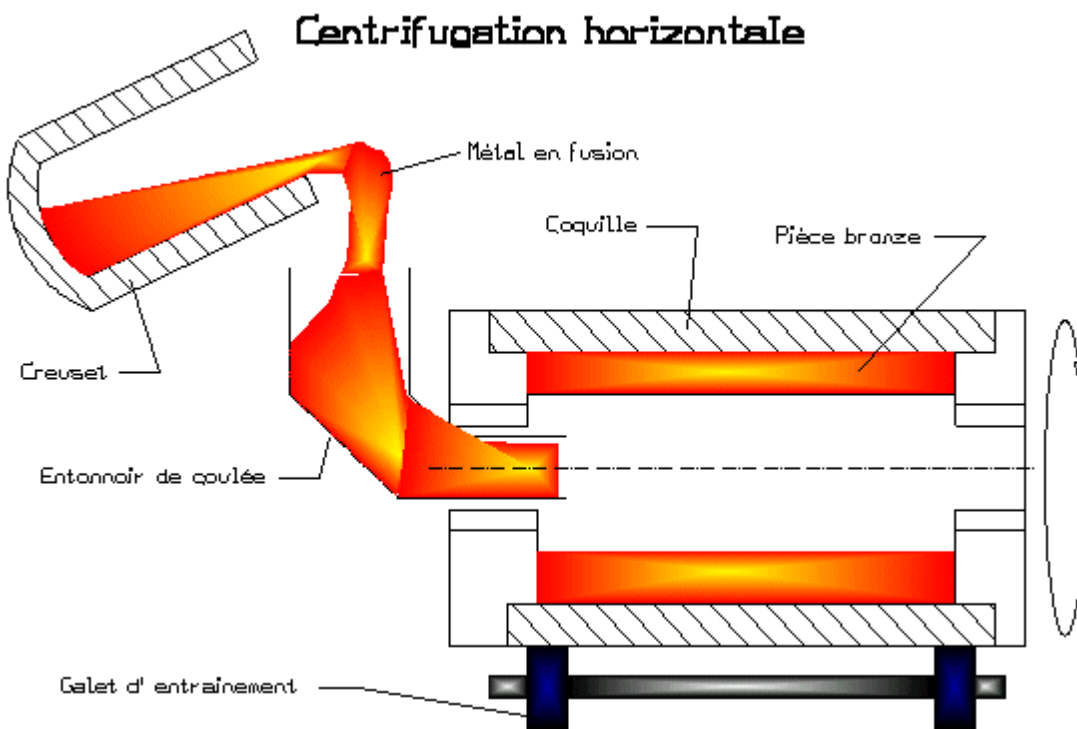
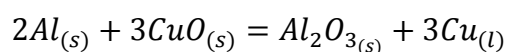


Figure 2.1 : Schéma de principe de la centrifugation horizontale

L'avantage de ce procédé est de permettre une production massive de Matériaux à Gradient de Fonction (FGMs). Son inconvénient principal provient de la difficulté à assurer la parfaite maîtrise ou le contrôle du mouvement des grains de poudre au sein du milieu visqueux qui constitue le bain métallique fondu [5], [6].

He et al. ont utilisé la centrifugation pour fabriquer un matériau à gradient W-Cu [7]. Le cuivre est formé et fondu en utilisant la réaction exothermique :



La centrifugation permet de séparer les produits de réaction (alumine et cuivre) et facilite l'infiltration du cuivre dans la poudre de W. Cette technique permet d'obtenir une densité de 97 % dans la couche de cuivre pur. La couche W-Cu atteint une concentration, en W, maximum de 65 % en masse. Le défaut de cette technique est que la couche W-Cu a une densité relativement faible (86 %).

B- La sédimentation

Ce procédé de mélange et de dépôt de poudres, très ancien, a fait l'objet d'une étude minutieuse avec pour objectif principal de le mettre en œuvre en tant qu'étape préliminaire à la fabrication de FGMs par frittage [8], [9].

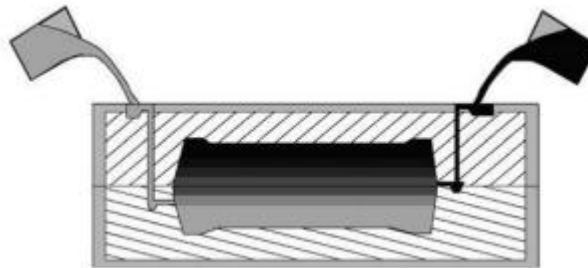


Figure 2.2 : Schéma de principe de la sédimentation [10]

Selon les auteurs, la décantation – sédimentation en milieu liquide permet un contrôle soigné de l'évolution de la composition car elle donne la possibilité d'un suivi précis des variations que l'on désire successivement introduire au sein du futur FGM [10]. De plus, l'addition contrôlée de secondes phases susceptibles d'améliorer le comportement du composite est possible. Le handicap dû aux ségrégations en milieux aqueux peut être supprimé par l'emploi de solvants hydrophobes du type hexane et le contrôle rigoureux de l'humidité superficielle des grains de poudre. Le gradient de composition est obtenu par une technique multicouche qui consiste à superposer successivement plusieurs dépôts fins obtenus chacun de façon indépendante par décantation – sédimentation de mélanges de poudres à concentrations discrètement évolutives. Le schéma de principe est représenté Figure 2.2.

Diverses techniques sont mises en œuvre au cours du processus :

- L'agitation par ultra-sons pour l'homogénéisation des mélanges.
- L'addition d'eau à l'aide de micropipettes. Cette phase est très importante car elle contrôle l'interaction particule-particule, c'est-à-dire l'agglomération en amas qui évite la ségrégation et maintient la composition uniforme durant l'étape de sédimentation
- La décantation à travers deux plateaux parsemés chacun de trous régulièrement alignés. Lorsque les trous se superposent, l'écoulement des mélanges de poudres s'effectue sans turbulence et permet l'obtention de densités uniformes au sein de chaque couche. Le désalignement des trous isole la partie supérieure de la partie inférieure du double plateau [8].

Il paraît néanmoins difficile d'utiliser cette technique pour la mise en forme d'un matériau composé de tungstène de par la difficulté de le mettre en suspension. En effet, la densité du tungstène étant élevée, la suspension des grains de tungstène semble difficile.

1.2.2 Méthodes de mise en forme par voie physique

A- Dépôt par projection thermique

Le dépôt par projection thermique se décline en quatre techniques différentes : la projection par flamme, la projection par arc électrique, la projection par plasma (VPS) et la projection thermique à froid. Pour l'ensemble de ces techniques, la fabrication du MGF tient au contrôle de la distribution de la poudre dans la buse de projection thermique. La projection par flamme consiste à la combustion d'un gaz pour porter le matériau à sa température de fusion et le projeter sur le substrat (figure 2.3). Les avantages de cette technique sont sa simplicité et son faible coût. Par contre, la température peu élevée et une faible vitesse de projection impliquent un dépôt poreux ($\approx 90\%$) [11].

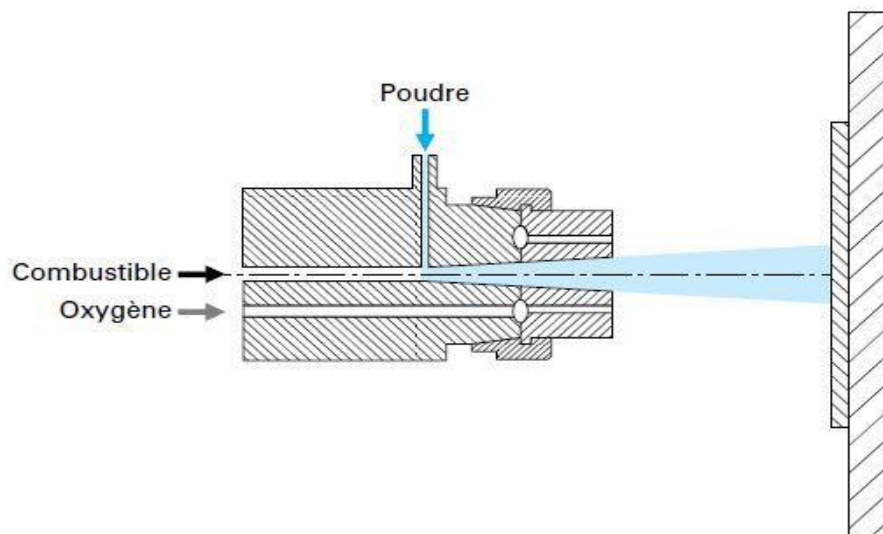


Figure 2.3 : Schéma de principe de la projection thermique par flamme [11]

Le principe de la projection par arc électrique est de faire jaillir un arc électrique entre deux fils consommables, ce qui permet au matériau de fondre. Un jet d'air comprimé pulvérise le métal fondu et le projette sur le substrat (figure 2.4). La faible porosité, la bonne adhérence au substrat et la possibilité de production en moyennes et grandes séries sont les avantages de cette technique. Seuls les matériaux conducteurs peuvent être déposés. Le matériau déposé aura cependant une structure grossière et oxydée [11].

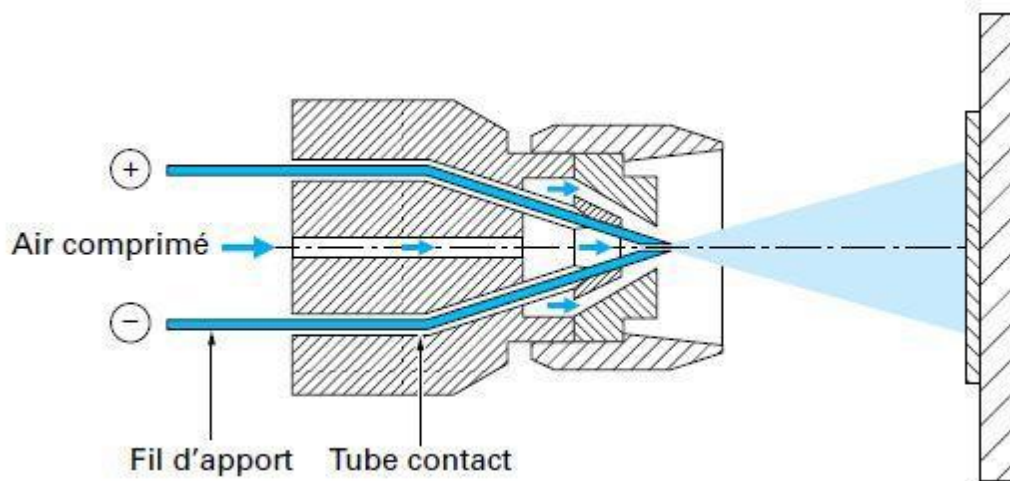


Figure 2.4 : Schéma de principe de la projection thermique par arc électrique [39]

Les plasmas utilisés en projection thermique sont des plasmas thermiques ou intermédiaires faiblement ionisés (20 % maximum) et suffisamment denses pour que toutes les espèces déposées aient la même température (12000 K) (figure 2.5). L'avantage de cette technique par rapport à celles précédemment citées, est de pouvoir déposer tous types de matériaux même les métaux réfractaires et les céramiques. Tant que la poudre est ajoutée et le plasma alimenté, le matériau peut être déposé. Le grand nombre de paramètres à étudier (température du plasma, nature du gaz plasmagène, la puissance et la distance du tir) rendent la technique complexe à mettre au point [11], [12]

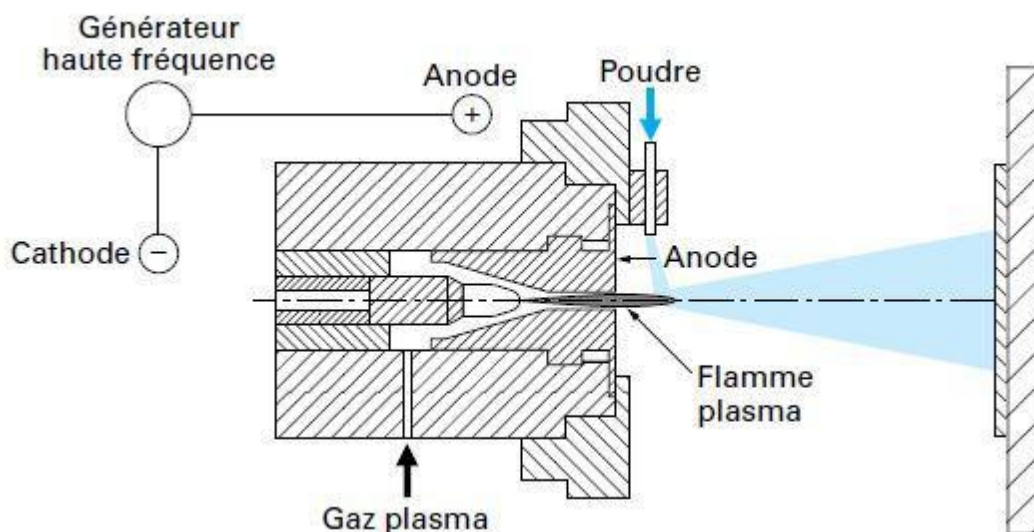


Figure 2.5 : Schéma de principe de la projection par plasma [11]

La technique de projection thermique à froid (figure 2.6) consiste à accélérer le matériau sous forme de poudre à une vitesse supersonique pour obtenir une déformation suffisante à l'impact sur le substrat

afin de permettre la formation du dépôt. La faible température du gaz porteur permet de garder le matériau à l'état solide et donc de conserver sa structure initiale, d'éviter l'oxydation à haute température, la recristallisation et les contraintes résiduelles. Enfin les dépôts sont denses avec très peu d'impuretés. Cette technique est néanmoins peu adaptée pour la projection de plusieurs matériaux en même temps.

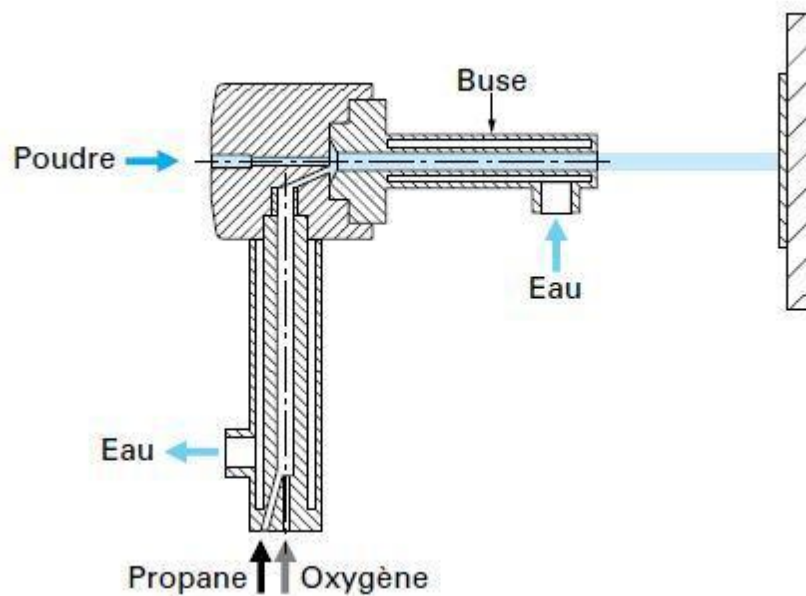


Figure 2.6 : Schéma de principe de la projection thermique à froid [11]

L'utilisation de la technique de projection thermique plasma pour la fabrication de FGMs W/Cu a beaucoup été étudiée ces dernières années. Le FGM W-Cu réalisé possède les mêmes propriétés mécaniques qu'un FGM fabriqué par infiltration de cuivre dans un squelette de tungstène mais a cependant une conductivité thermique plus faible [13]. Dans ce cas, 3 types de poudres ont été utilisés : 40 %, 64 % et 75 % en volume de tungstène. La première couche, contenant le moins de W, est déposée sur le substrat de cuivre, afin de ne pas faire fondre le cuivre. Plus la quantité de tungstène augmente dans la couche déposée, plus la porosité augmente, jusqu'à 8 % pour la couche contenant 75% en volume de tungstène. De plus, la quantité de cuivre mesurée après dépôt est plus faible que celle de la poudre de départ en raison d'une surchauffe lors de la projection [14]. De tels matériaux ont déjà résisté à un flux de chaleur de 7 MW.m^{-2} [15], néanmoins des fissures apparaissent à la surface après 150 cycles à 6 MW.m^{-2} [16].

1.2.3. Dépôt en phase vapeur

Le dépôt par voie physique est basé sur le principe de l'ionisation d'un gaz (argon) entre la cible (cathode) et le substrat (anode). Les atomes de gaz ionisés sont dirigés par le champ électrique créé entre la cathode et l'anode vers la cible pour arracher un atome de la cible et le déposer sur le substrat

(Figure 2.7) [17]. De par sa fonction d'anode, le substrat ne peut être isolant. La fabrication du FGM par un dépôt en phase vapeur est contrôlée par la vitesse de bombardement des cibles à l'intérieur de l'enceinte.

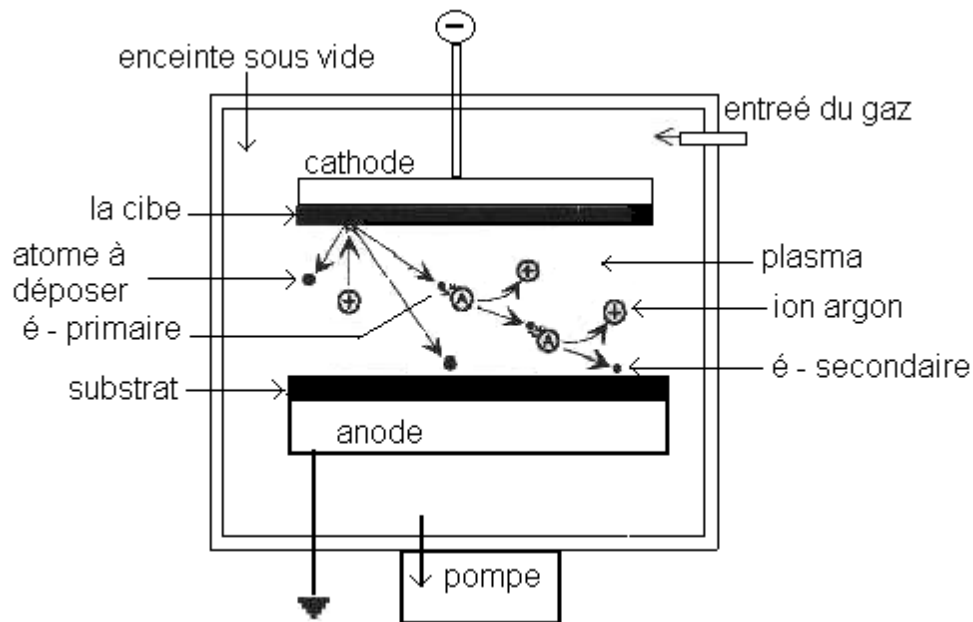


Figure 2.7 : Schéma de principe de la déposition en phase vapeur [17]

Le dépôt par voie chimique (CVD) consiste à mettre un composé volatil du matériau à déposer en contact avec un autre gaz au voisinage de la surface à recouvrir. Ce procédé s'effectue en six étapes présentées sur la Figure 2.8. La première étape est la diffusion en phase gazeuse vers le substrat, suivie de l'adsorption à la surface du substrat, puis de la réaction chimique et la germination des grains. Ensuite, on observe sur le substrat la diffusion des atomes déposés à la surface, puis la désorption et enfin la diffusion dans la phase gazeuse. Cette technique a malheureusement un taux de dépôt assez faible qui dépend du matériau à déposer [18]. Le contrôle des réactions de formation des composés est la clé pour former des FGMs

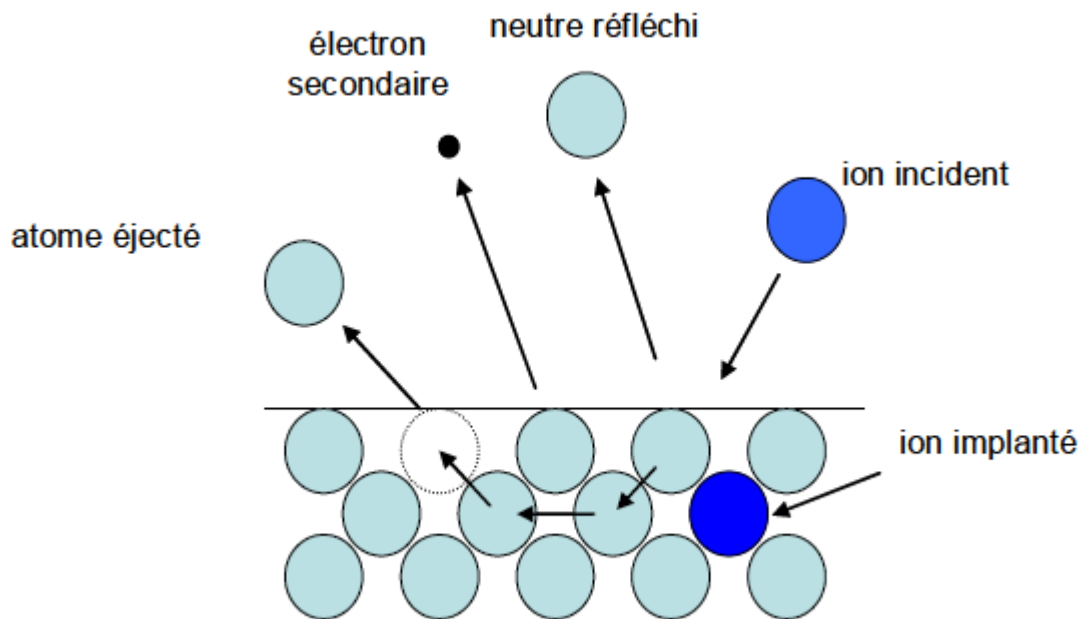


Figure 2.8 : Principe de la déposition par voie chimique [18]

Un FGM W/Cu par CVD a été fabriqué. Le matériau ainsi obtenu a été soudé sur du CuCrZr équipé d'un canal de refroidissement. Le composant ainsi fabriqué a résisté à 1000 cycles à $11,7 \text{ MW.m}^{-2}$ [19]. Les épaisseurs des FGMs fabriqués par ces techniques de projection ou de déposition sont inférieures à 0,5 mm. Afin de mettre en forme un FGM d'une épaisseur de plusieurs millimètres, la métallurgie des poudres semble plus appropriée. En effet, l'épaisseur de la couche de compliance dans les composants face au plasma d'ITER est de 1 mm.

1.2.4. La métallurgie des poudres

Cette technique implique uniquement des poudres. La procédure comporte les étapes suivantes :

- Sélection et combinaison des métaux et céramiques entrant dans la composition du FGM.
- Mise au point de la distribution de composition optimale.
- Mélangeage des poudres selon un processus continu respectant le profil de composition optimal.
- Compactage et pressage isostatique à température ordinaire (CIF)
- Traitement final par frittage naturel ou frittage activé.

On appelle frittage le processus de liaison qui s'établit entre particules voisines lorsqu'une poudre ou un mélange de poudres compact est chauffé à haute température. L'opération est poursuivie pendant le temps requis pour transformer la totalité du compact (cru) initial en un matériau massif à densité la plus proche possible de la densité théorique. Le processus de frittage est celui qui assure la cohésion

des matériaux élaborés par métallurgie des poudres [20]. Lors du frittage, on distingue trois étapes successives dans l'évolution de la microstructure et de la densité relative (Figure 2.9) :

- Les particules se soudent entre elles par la formation de "ponts". Ces particules ne subissent pas de changement morphologique important. La densité de l'échantillon n'augmente qu'entre 5 à 10% lors de cette phase.
- Lors de cette étape, le squelette solide ainsi constitué est traversé de pores tubulaires qui communiquent avec l'extérieur (porosité ouverte). Ces pores s'élimineront par une diminution du diamètre des pores. En fin de densification, les pores seront constitués de sphères emprisonnées à l'intérieur du matériau (porosité fermée).
- La porosité ne représente plus que 5 à 10% en volume. La croissance des grains devient majoritaire à ce stade du frittage. La taille des grains étant un paramètre influant sur les propriétés du matériau, il est essentiel que le matériau garde une taille des grains la plus proche de la taille initiale. Pour cela l'étape de densification (étape 2) doit être privilégiée [20].

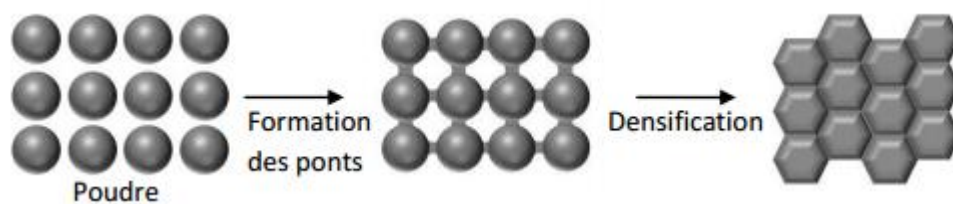


Figure 2.9 : Phénomènes lors du frittage d'une poudre

L'opération de frittage nécessite habituellement le contrôle des paramètres suivants :

- Forme des particules équiaxes, absence d'agglomérats. Une forte agglomération de la poudre génère de larges pores lors de l'étape de compaction à froid, ce qui empêche l'obtention de crus de densité élevée.
- Nature et teneur en défauts soigneusement contrôlées.
- Distribution granulométrique contrôlée.
- Atmosphère de frittage adaptée à la nature des matériaux.

Dans le cas des FGM, les crus compactés sont composés de couches de poudres dont la composition chimique varie d'une couche à l'autre dans l'épaisseur, de sorte que les comportements au frittage de chaque tranche de concentration homogène ou quasi-homogène sont différents les uns des autres. Une étude au préalable de chaque matériau doit être entreprise. L'un des "comportements au frittage" est particulièrement critique : il s'agit du retrait au frittage (évacuation progressive des pores) qui varie en fonction des fractions volumiques respectives des poudres entrant dans la composition du mélange. L'inhomogénéité de ces retraits provient en partie des vitesses de frittage différentes affectant chaque matériau [21].

Différentes techniques de frittage existent. Il est possible de distinguer deux grandes familles de techniques. La première est caractérisée par l'absence de pression mécanique, ce sont les techniques de frittage naturel. La seconde technique est quant à elle caractérisée par l'application d'une pression mécanique, uniaxiale ou isostatique, pendant le cycle de frittage (chauffage, palier et refroidissement). Ce sont les techniques de frittage sous charge. De nombreuses publications ont montré l'avantage de l'application d'une pression lors du frittage afin d'obtenir un taux de densification supérieur à 99%, tout en limitant la croissance des grains [20], [22] [23] [21] [24]. En effet, avec ce type de technique, la température de frittage est limitée. Les techniques de frittage sous charge peuvent également être divisées en deux catégories qui se différencient par la méthode de chauffage de l'échantillon :

- Les techniques de frittage dites conventionnelles, comme la compaction isostatique à chaud (HIP) ou le pressage uniaxial à chaud (HP), sont caractérisées par un chauffage externe (rayonnement/conduction/convection) du système moule/échantillon.
- Les techniques de frittage dites non-conventionnelles, comme le frittage flash (SPS), ou le frittage micro-onde, sont caractérisées par un chauffage du système moule/échantillon par effet Joule dû au passage de courant.

L'inconvénient majeur des techniques conventionnelles est la nécessité d'une grande quantité de chaleur pour chauffer l'échantillon. Une partie importante de cette chaleur est effectivement nécessaire pour chauffer l'enceinte du four. Dans le frittage SPS, il n'y a pas de dissipation de chaleur pour chauffer l'enceinte du four si bien qu'à énergie équivalente les échantillons obtenus par frittage flash présentent une densité plus importante que celle obtenue avec un frittage conventionnel et également une microstructure fine. L'application d'un courant dans le système moule/échantillon lors d'un frittage semble donc être un atout pour conserver la taille initiale des grains au sein des matériaux [24].

De nombreuses études ont été menées pour élaborer un matériau à gradient de fonction W/Cu. Une des techniques les plus étudiées a été l'infiltration de cuivre dans un squelette de tungstène [25], [26], [27], [28]. La difficulté de cette technique provient de la difficulté à contrôler l'évolution de la porosité du squelette de tungstène. Cette technique a été utilisée pour effectuer un empilement de couches de différentes concentrations et non pour réaliser un gradient continu [29]. L'existence d'une teneur limite dans la partie riche en cuivre a été montrée [27]. Pour augmenter la teneur limite, un mélange contenant plus de cuivre ou un agent porogène pourrait être utilisé. Pour la partie où le tungstène est en forte concentration, l'obtention d'un gradient de composition paraît inenvisageable par cofrittage d'un comprimé multicouche car le cuivre liquide migrerait, après sa fusion, vers le tungstène pur. La solution serait de ne pas dépasser la température de fusion du cuivre en utilisant une technique de frittage activée comme le Spark Plasma Sintering [27].

Un certain nombre de publications ont déjà mis en perspective le potentiel des techniques de frittage non-conventionnelles, particulièrement la technique du frittage flash (SPS), pour une consolidation maximale de céramiques, de métaux nanométriques [30], [31] ainsi que pour l'élaboration de FGMs [32], [21], [19], [33], [34], [35].

1.2.5. Dépôt en électrophorèse

La technique de dépôt par électrophorèse s'appuie sur un phénomène rapporté au début du 19^{ème} siècle par le scientifique russe Ruess. Celui-ci remarqua la migration de particules d'argile en suspension suite à l'application d'un champ électrique [36]. Il fallu cependant attendre 1933 pour qu'une application concrète de l'électrophorèse soit réalisée : un brevet est alors déposé pour le recouvrement de cathode de platine par du tungstène et de la thorine (ThO₂) [37]. Quant à la première étude systématique du phénomène de dépôt électrophorétique, elle date de 1940 et fut rapportée par Hamaker et Verwey [38].

Le principe de la technique de dépôt par électrophorèse se base sur la migration de particules chargées en suspension. Le déplacement des particules est généré par l'application d'un champ électrique entre deux électrodes. Un dépôt se forme alors sur une électrode comme l'illustre le schéma de la figure 2.10.

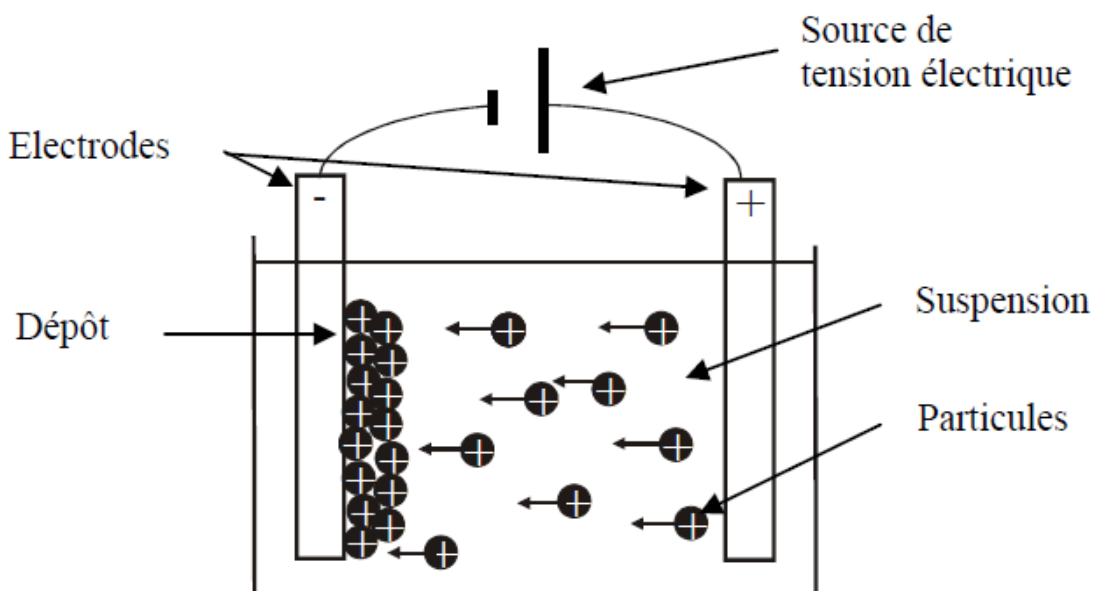


Figure 2.10: représentation schématique de la technique de dépôt électrophorèse.

1.2.6 Le frittage laser

Lors du procédé de frittage laser, la pièce est fabriquée à l'aide d'un laser qui va permettre la consolidation d'une poudre polymère, céramique ou métallique par fusion (totale ou partielle) couche après couche. Le grand nombre de matériaux utilisables ainsi que l'obtention de pièces fonctionnelles sans post traitement font que ce procédé est aujourd'hui le plus utilisé dans le domaine

de la fabrication rapide. Cela dit, la précision dimensionnelle, inférieure à celle obtenue par stéréolithographie, ainsi que l'aspect de surface rugueux des pièces restent des inconvénients majeurs pour ce procédé.

Le schéma de principe d'un dispositif de frittage laser est proposé sur la Figure 2.11.

Le procédé se déroule en plusieurs étapes successives. Tout d'abord le lit de poudre du bac de fabrication (bac central) descend d'une hauteur correspondante à l'épaisseur d'une couche (généralement de l'ordre de 100 μm). Puis un rouleau, ou une racle, vient étaler une nouvelle couche de poudre depuis un bac de stockage vers le bac de fabrication. Enfin, le laser balaye la surface correspondante à la section de la pièce à fabriquer pour fusionner les grains de poudre. Ces trois étapes se répètent jusqu'à l'obtention de la pièce finale. Les grains qui ne sont pas soumis au rayonnement assurent le support des pièces frittées. Ainsi, la durée de fabrication d'une pièce dépend de sa hauteur, et reste quasi identique quelle que soit la quantité des pièces à fabriquer dans le volume du bac de fabrication.

A la fin de chaque fabrication, le bac de fabrication est retiré de la machine de frittage et les pièces qu'il contient sont séparées de la poudre qui remplit le reste du volume. Cette poudre peut ensuite être réutilisée pour une nouvelle fabrication, moyennant certaines précautions [39]

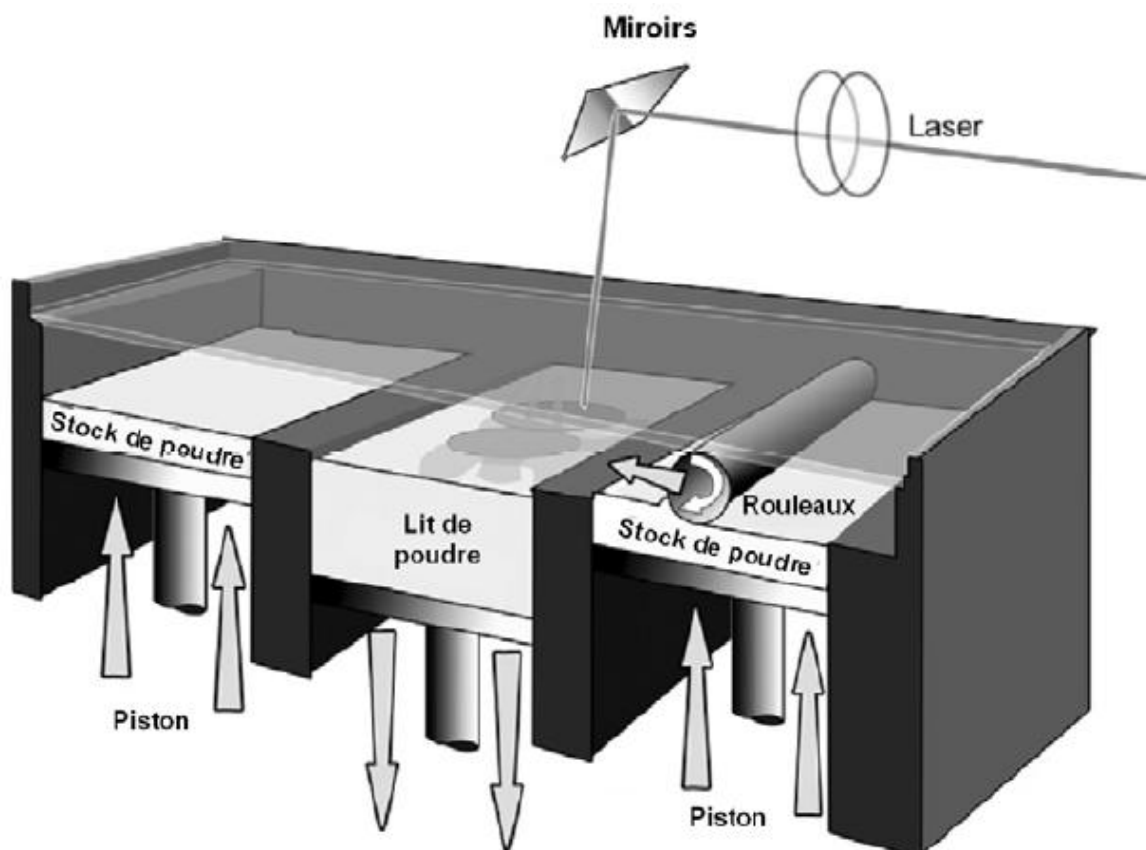


Figure 2.11 : Schéma de principe du procédé de frittage laser [39]

1.2. Propriétés des matériaux FGM

Plusieurs FGM sont fabriqués par deux phases de matériaux ayant différents Propriétés. Une description détaillée des microstructures graduées réels est généralement indisponible, sauf peut-être pour des informations sur la distribution de la fraction volumique. Etant donné que la fraction volumique de chaque phase varie progressivement dans le sens de gradation, les propriétés efficaces du FGM changent le long de cette direction.

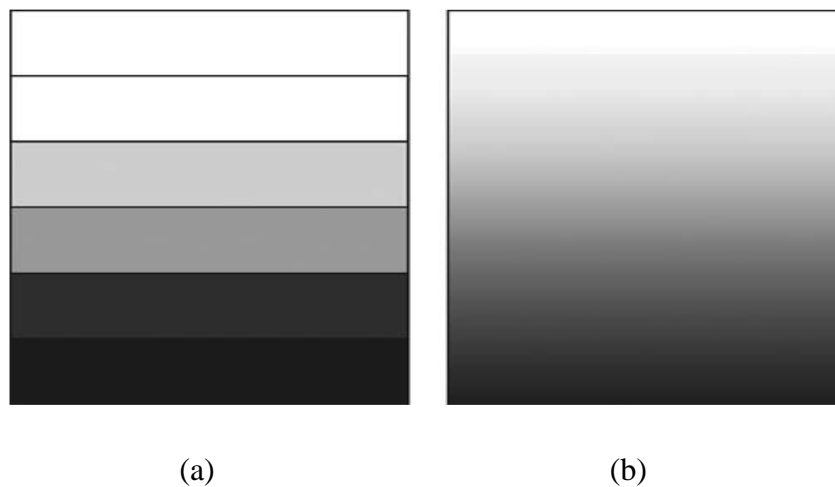


Figure 2.12 : modèle analytique du FGM

Par conséquent, nous avons deux approches possibles pour modéliser FGM. Pour le premier choix, une variation de morceaux de la fraction volumique du métal ou de céramique est supposée, et la FGM est prise pour être en couches avec la même fraction de volume dans chaque région, des couches céramique-métal quasi homogènes (figure 2.12.a).

Pour le second choix, une variation continue de la fraction volumique de métal ou céramique ou est supposé (Figure 2.12.b), et la fraction volumique de métal peut être représenté par la fonction suivante :

$$V_m = \left(\frac{2z+h}{2h} \right)^n \quad (30)$$

Où h est l'épaisseur de la structure, et N ($0 < N < \infty$) est un exposant de fraction volumique, qui détermine le profil de variation de matériau à travers l'épaisseur de la couche FGM. Comme cela est présenté sur la figure 2.13, en changeant la valeur de N génère un nombre infini de distributions de composition.

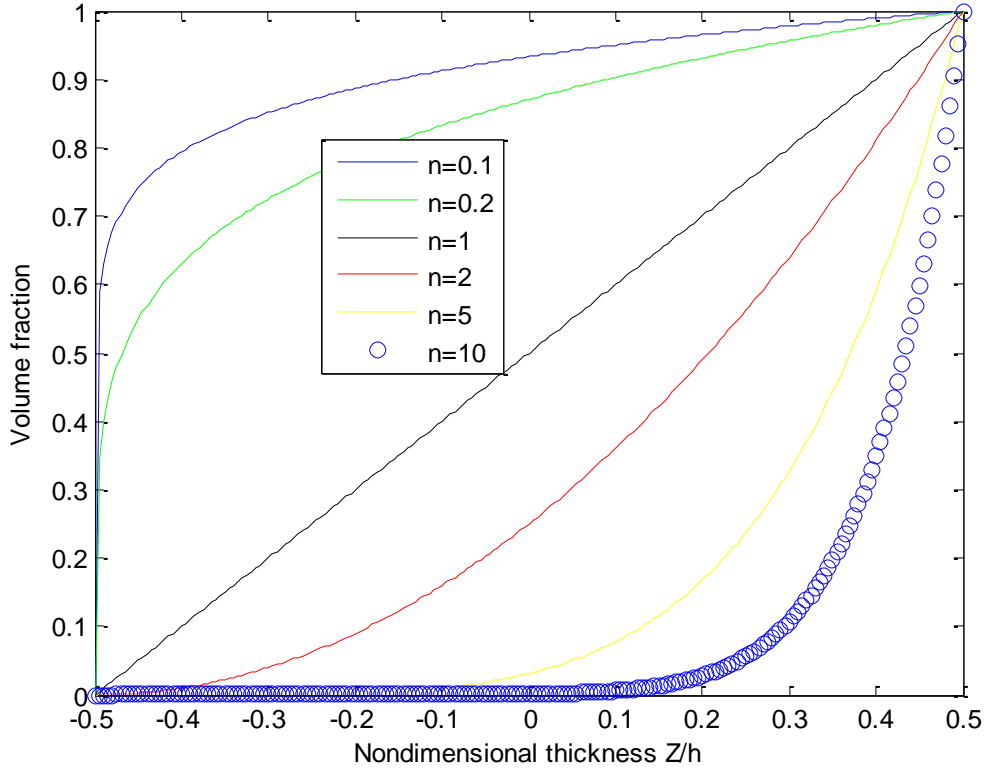


Figure 2.13: fraction volumique à travers l'épaisseur

Une simple règle de mélange de matériaux composites (modèle de Voigt). Les propriétés du matériau de la couche FGM, comme le module de Young E_f , et le coefficient de dilatation thermique α_f , peut être exprimée

$$P_f = \sum_{j=1} P_j V_{fj} \quad (31)$$

Où P_j et V_{fj} sont les propriétés du matériau et de la fraction volumique de matériau constitutif j , la somme des fractions volumiques de tous les matériaux constituants rend 1,

$$\sum_{j=1} V_{fj} = 1 \quad (32)$$

Comme les structures fonctionnellement graduées sont les plus couramment utilisés dans un environnement à haute température où des changements significatifs dans les propriétés mécaniques des matériaux constitutifs sont à prévoir [13], Il est essentiel de prendre en considération cette dépendance en température pour préciser la prédiction de la réponse mécanique. Ainsi, le module de Young efficace E_f , coefficient de Poisson ν_f , le coefficient de dilatation thermique α_f , et la conductivité thermique κ_f sont supposés être dépendant de la température et peuvent être exprimées sous forme linéaire en fonction de la température [12]:

$$P_j = p_0(p_{-1}T^{-1} + 1 + p_1T + p_2T^2 + p_3T^3) \quad (33)$$

Où P_0 , P_{-1} , P_1 , P_2 et P_3 sont les coefficients de température T (en K) et sont uniques pour les matériaux constitutifs. Des valeurs typiques pour le module de Young E_f (en Pa), le coefficient de Poisson ν_f , le

coefficient de dilatation thermique α_f et la conductivité thermique κ_f des céramiques et des métaux sont répertoriés dans les Tableaux 1.1 à 1.4 (Reddy et Chin 1998) [13]. A partir des équations 30 à 33, on a (Gibson et al. 1995) [14]:

$$E_f(Z, T) = [E_m(T) - E_c(T)] \left(\frac{2Z+h}{2h} \right)^n + E_c(T) \quad (34)$$

1.3.1. Modèle de Mori-Tanaka:

Mori et Tanaka [68] ont démontré que dans les composites à deux phases, à savoir une matrice avec des inclusions d'erreurs de montage distribuées de façon aléatoire, la contrainte moyenne interne de la matrice est uniforme dans tout le matériau et indépendante de la position du domaine dans lequel la moyenne est obtenue.

Ils ont également montré que la contrainte réelle dans la matrice est la contrainte moyenne dans le composite, plus une contrainte variant localement, dont la moyenne est égale à zéro dans la phase de matrice.

Benveniste [41] a utilisé l'analyse comme base pour l'élaboration des équations qui peuvent être utilisées pour déterminer la masse et le module de cisaillement du matériau composite dans son ensemble:

$$\frac{K-K_1}{K_2-K_1} = \frac{V_2^f \psi_1}{(1-V_2^f) + V_2^f \psi_1} \quad (35)$$

$$\frac{G-G_1}{G_2-G_1} = \frac{V_2^f \psi_2}{(1-V_2^f) + V_2^f \psi_2} \quad (36)$$

ψ_1 et ψ_2 sont des constantes, sur la base de la géométrie des inclusions. Berryman [42], [43]

fournit une formulation pour les inclusions avec des géométries sphériques et ellipsoïdales.

Les ellipsoïdes généraux peuvent être compliqués, mais les inclusions sphériques sont des cas particuliers avec des formules simples pour ψ_1 et ψ_2 :

$$\psi_1 = \frac{K_1 + \left(\frac{4}{3}\right)G_1}{K_2 + \left(\frac{4}{3}\right)G_1} \quad (37)$$

$$\psi_2 = \frac{G_1 + f_1}{G_2 + f_1} \quad (38)$$

$$f_1 = \frac{G_1(9K_1 + 8G_1)}{6(K_1 + 2G_1)} \quad (39)$$

Un autre cas particulier des inclusions ellipsoïdales est celle des inclusions en forme d'aiguilles; les constantes ψ_1 et ψ_2 sont donnés par:

$$\psi_1 = \frac{K_1 + G_1 + (1/3)G_2}{K_2 + G_1 + (1/3)G_2} \quad (40)$$

$$\psi_2 = \frac{1}{5} \left(\frac{4G_1}{G_1+G_2} + 2 \frac{G_1+f'_1}{G_2+f'_1} + \frac{K_2+(4/3)G_1}{K_2+G_1+(1/3)G_2} \right) \quad (41)$$

$$f'_1 = \frac{G_1(3K_1+G_1)}{(3K_1+7G_1)} \quad (42)$$

Les mathématiques derrière ces relations sont très compliquées et ces matériaux modèles sont présentés sans dérivation.

Les estimations Mori-Tanaka ont un net avantage par rapport aux modèles d'auto-cohérentes en ce sens que les propriétés des matériaux sont obtenus en résolvant des formules explicites pour le coefficient de vrac et le modules de cisaillement du composite et l'obtention du module d'élasticité et le coefficient de Poisson de ces résultats. L'estimation Mori-Tanaka compte pour les inclusions sphériques ou en forme d'aiguille facilement où la théorie auto-cohérente ne tient pas compte facilement d'autres inclusions que ceux de la géométrie sphérique. Malheureusement, les estimations Mori-Tanaka sont limitées à des analyses purement élastiques et donc sont peu limitée dans son application.

1.3.2. Le modèle de Hill

La méthode d'auto-cohérent (Hill, 1965) [44] suppose que chaque renfort l'inclusion est noyé dans un matériau dont les propriétés efficaces continuum sont ceux du composite. Cette méthode ne permet pas de distinguer entre la matrice et les phases de renfort et les mêmes modules globaux sont prévus dans un autre composite dans lequel les rôles des phases sont intervertis. Ce le rend particulièrement adapté pour la détermination des modules effectifs dans les des régions qui ont une microstructure du squelette interconnecté comme illustré la Fig. 2.14 (b). Les modules élastiques efficace localement, K et μ , par le Procédé auto cohérente sont données par:

Cela le rend particulièrement approprié pour la détermination des modules effectifs dans les des régions qui ont une microstructure du squelette interconnecté comme il est illustré dans la Fig. 2.14 (b). Les modules élastiques efficace localement, K et μ , par le procédé auto cohérente sont données par:

$$\frac{\delta}{K} = \frac{V_1}{K-K_2} \frac{V_2}{K-K_1} \quad (43)$$

$$\frac{\eta}{\mu} = \frac{V_1}{\mu-\mu_2} + \frac{V_2}{\mu-\mu_1} \quad (44)$$

$$\delta = 3 - 5\eta = \frac{K}{K+\frac{4\mu}{3}} \quad (45)$$

Ce sont des expressions implicites pour les inconnues K et μ . après substitution pour δ , Eq. (43) peuvent être résolus K en termes de μ sous la forme:

$$\frac{K}{K+\frac{4\mu}{3}} = \frac{V_1}{K_1+\frac{4\mu}{3}} + \frac{V_2}{K_2+\frac{4\mu}{3}} \quad (46)$$

Ça donne:

$$K = \frac{1}{\frac{V_1}{K_1 + \frac{4\mu}{3}} + \frac{V_2}{K_2 + \frac{4\mu}{3}}} - \frac{4\mu}{3} \quad (47)$$

Le paramètre μ est obtenu en résolvant l'équation suivante:

$$(1 - \eta)\mu^2 + [\eta(\mu_1 + \mu_2) - (V_1\mu_1 + V_2\mu_2)]\mu - \eta\mu_1\mu_2 = 0 \quad (48)$$

Où le paramètre η peut être trouvé à partir de l'équation. (44). Etant donné que l'équation. (48) doit être résolu pour trouver le module de cisaillement μ , en général, il est plus facile d'utiliser la méthode Mori-Tanaka que le régime d'auto-cohérent. Il convient de noter que les différences dans la distribution des propriétés des matériaux entre Mori-Tanaka et le régime d'auto-cohérent sont négligeables.

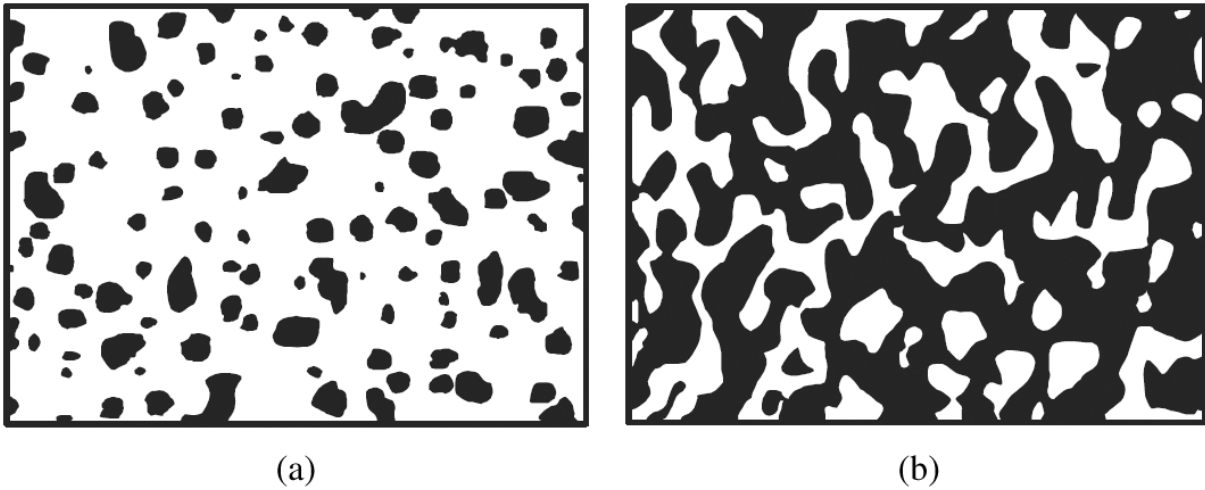


Figure 2.14 : Deux matériaux en phase avec :

- (a) une microstructure particulaire
- (b) un squelette microstructure

Dans ce chapitre, certaines caractéristiques fondamentales du FGM ont été considérées. En particulier, les procédés de fabrication et des modèles de micromécanique pour la description des propriétés matérielles d'un FGM ont été discutées. Le concept de base de la règle du modèle de mélange sera adopté dans la description des propriétés des FGM's

1.4. Propriétés matérielles des structures FGM :

1.4.1. Loi exponentielle E-FGM

Beaucoup de chercheurs utilisent la fonction exponentielle pour décrire les propriétés matérielles des matériaux FGM, la fonction exponentielle est donnée par [45] :

$$E(Z) = Ae^{\beta(Z+h/2)} \quad (50)$$

Avec :

$$A = E_1 \text{ et } \beta = \frac{1}{h} \ln\left(\frac{E_1}{E_2}\right) \quad (51)$$

Où : E_2 et E_1 sont respectivement les propriétés matérielles (modules de Young ; densité ou coefficient de poisson) de la surface inférieure ($z = -h/2$) et de la surface supérieure ($z = +h/2$) de la structure E-FGM.

La variation du module de Young à travers l'épaisseur de la structure E-FGM est représentée dans la figure 2.15.

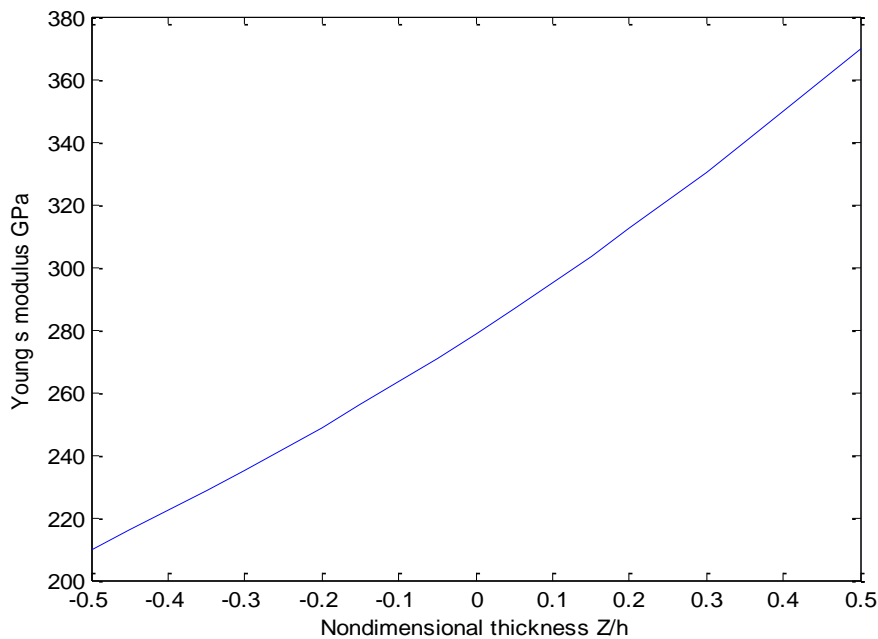


Figure 2.15 : Variation du module de Young en fonction de l'épaisseur

La variation du module de Young se fait à l'aide d'une seule fonction qui domine la distribution du matériau dans la structure E-FGM.

1.4.2. Loi de puissance P-FGM

La fraction volumique de la classe P-FGM obéit à une fonction en loi de puissance :

$$V(Z) = \left(\frac{z+h/2}{h}\right)^n \quad (52)$$

Où n est le paramètre du matériau qui reflète le type de distribution des propriétés matérielles à travers l'épaisseur de la structure, c'est-à-dire définir les pourcentages des particules de chaque constituant (céramique et métal) en chaque couche de la structure et la variation (augmentation ou diminution selon le matériau) de ces pourcentage à travers l'épaisseur h de la structure. Une fois la fraction volumique locale $V(z)$ à été définie, les propriétés matérielles d'un P-FGM peuvent être déterminées par la loi des mélanges [46]

$$E(Z) = V(Z).E_1 + [1 - V(Z)].E_2 \quad (53)$$

Où E_1 et E_2 sont respectivement les modules de Young de la surface inférieure ($z = -h / 2$) et de la surface supérieure ($z = h/ 2$) de la poutre FGM, la variation du module de Young dans la direction d'épaisseur de la poutre P-FGM est représentée sur la Fig .2, il apparait clairement que la fraction volumique change rapidement près de surface inférieure pour $n < 1$, et augmentée rapidement près de la surface supérieure pour $n > 1$.

1.4.3. Loi sigmoïde S-FGM

Dans le cas d'ajouter un matériau composite P-FGM d'une simple fonction de loi de puissance à un composite multicouche, les concentrations des contraintes apparaissent sur l'une des interfaces où le matériau est continu mais change rapidement [46,47]. Par conséquent, Chung et chi [48] ont défini la fraction de volume de la structure FGM en utilisant deux fonctions de loi de puissance pour assurer une distribution harmonieuse des contraintes entre toutes les interfaces. Les deux fonctions de loi de puissance sont définies par

$$V_1(Z) = \frac{1}{2} \left(\frac{Z+h/2}{h/2} \right)^n \text{ Pour } -h/2 \leq Z \leq 0 \quad (54)$$

$$V_2(Z) = 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{Z+h/2}{h/2} \right)^n \text{ Pour } 0 \leq Z \leq h/2 \quad (55)$$

En utilisant la loi des mélanges, le module de Young de la poutre S-FGM peut être calculé par

$$E(Z) = V_1(Z).E_1 + [1 - V_1(Z)].E_2 \text{ Pour } -h/2 \leq Z \leq 0 \quad (56)$$

$$E(Z) = V_2(Z).E_1 + [1 - V_2(Z)].E_2 \text{ Pour } 0 \leq Z \leq h/2 \quad (57)$$

La figure 2.16, montre que la variation de la fraction volumique dans les équations (3a) et (3b) représente les distributions sigmoïdes, et cette structure FGM est appelée (structure S-FGM)

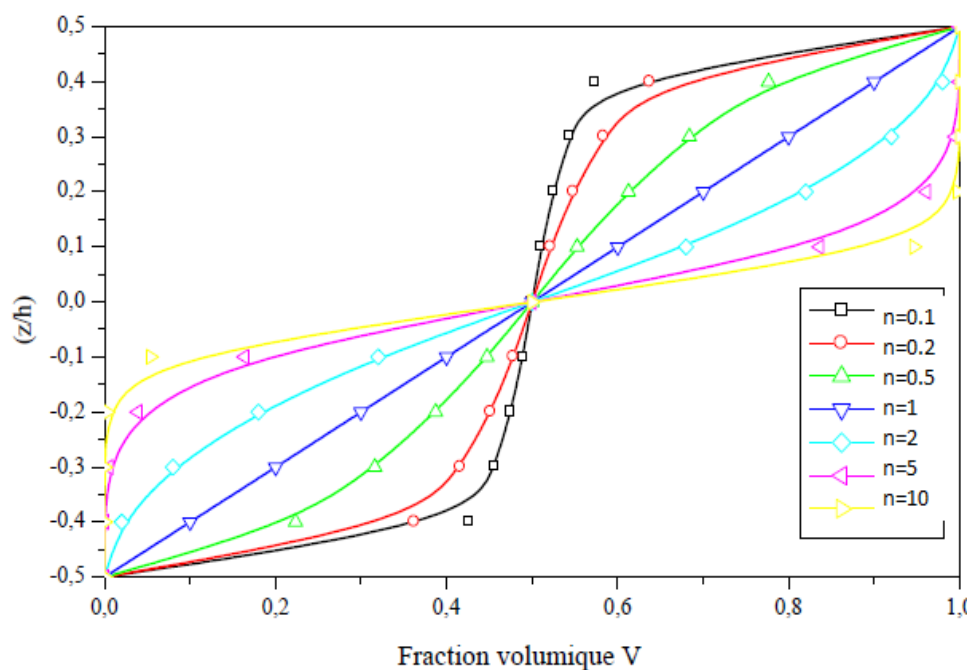


Figure 2.16 : Variation de la fraction volumique S-FGM

Références

- [1]: <http://ciencia.me/materiais-gradiente-funcional/?lang=fr>
- [2]: M. Niino, (1987). Design of functionally gradient material. *Science and Technology Japan*, 18(3), 18-46.
- [3]: K. Wakashima, T. Hirano, M. Niino. (1990). Functionally gradient materials (FGM) architecture: a new type of ceramic-metal assemblage designed for hot structural components. *Proceedings ESA Sump "Space applications of advanced structural materials" ESTEC*, 97-102+
- [4]: P.M. Biesheuvel, V. Breedveld., A.P. Higler, H. Verweij. (2001). Graded membrane supports produced by centrifugal casting of a slightly polydisperse suspension. *Chemical Engineering Science*, 56(11), 3517-3525.
- [5]: A.J. Ruys, E.B. Popov, D. Sun, J.J. Russel, C.C.J. Murray. (2001). functionally graded electrical/thermal ceramic systems. *Journal of the European Ceramic Society*, 21(10-11), 2025-2029.
- [6]: Y. Watanabe, H. Sato. (2010). Review fabrication of functionally graded materials under a centrifugal force. In *Nanocomposites with unique properties and applications in medicine and industry* (Vol. 7, pp. 133-50).
- [7]: G. He, P. Zhao, S. Guo, Y. Chen, G. Liu, J. Li. (2013). In suit synthesis and bonding of Cu to W-Cu composite by combustion synthesis and centrifugal infiltration. *Journal of Alloys and Compounds*, 579, 71-74.
- [8]: D.P. Miller, J. Lannuti, R.N. Yancey. (1992). Functionally gradient NiAl/Al₂O₃ structures. *Ceramic Engineering and Science Proceedings*, 1, 365-373.
- [9]: O. Gillia, B. Caillens. (2011). Fabrication of a material with composition gradient for metal/ceramic assembly. *Powder Technology*, 208(2), 355-366.
- [10]: B. Kieback, A. Neubrandn, H. Riedel. (2003). Processing techniques for functionally graded materials. *Materials Science and Engineering*, 362(1-2), 81-105.
- [11]: A. Proner, (1999). Revêtement par projection thermique. *Techniques de l'ingénieur*, M 1645, 3-20.
- [12]: J. Matejicek, P. Chraska, J. Linke. (2005). Thermal Spray Coatings for fusion Applications - Review. *Journal of Thermal Spray Technology*, 16(1), 64-83.
- [13]: G. Pintsuk, S. Brünings, J.-E. Döring, J. Linke, I. Smid, L. Xue. (2003). development of W/Cu-functionally graded materials. *Fusion Engineering and Design*, 66-68, 237-240.
- [14]: J.-E. Döring, R. Vassen, G. Pintsuk, D. Stöver. (2003). The processing of vacuum plasma-sprayed tungsten-copper composite coating for high heat flux components. *Fusion Engineering and Design*, 66-68, 259-263.

- [15]: W.-P. Shen, Q. Li, K. Chang, Z.-J. Zhou, C.-C. Ge. (2007). Manufacturing and testing W/Cu functionally graded material mock-up for plasma facing components. *Journal of Nuclear Materials*, 367-370, 1149-1453.4
- [16]: F.L. Chong, J. Chen, J.G. Li. (2007). Evaluation of tungsten coatings on CuCrZr and W/Cu FGM under high heat flux and HT-7 limiter plasma irradiation. *Journal of Nuclear Materials*, 363-365, 1201-1205.
- [17]: J. Bessot. (1985). Dépôts par pulvérisation cathodique. *Techniques de l'ingénieur*, m1657, 1-25.
- [18] : T. Belmonte. (2010). Dépôts chimiques à partir d'une phase gazeuse. *Techniques de l'ingénieur*, m1660, 1-10.
- [19] :Y. Lian, X. Liu, Z. Xu, J. Song, Y. Yu. (2013). Preparation and properties of CVD-W coated W/Cu FGM mock-ups. *Fusion Engineering and Design*, 88(9- 10), 1694-1698.
- [20]: D. Bernache-Assolant, J. Bonnet. (2005). Frittage : aspect physico-chimique -Partie 1 : frittage en phase solide. *Technique de l'ingénieur*, AF 6 620, 119.
- [21]: R. Orrù, R. Licheri, A.M. Locci, A. Cincotti, G. Cao. (2009). Consolidation/synthesis of materials by electric current activated/assisted sintering. *Materials science and engineering R*, 63, 127-287.
- [22]: R. Chaim, M. Margulis. (2005). Densification maps for spark plasma sintering of nanocrystalline MgO ceramics. *Materials Science and Engineering : A*, 407(1-2), 180-187.
- [23]: R. Chaim, R. Reshef, G. Liu, Z. Shen. (2011). Low-temperature spark plasma sintering of NiO nanoparticles. *Materials Science and Engineering : A*, 528(6), 2936-2940.
- [24]: Z.A. Munir, U. Anselmi-Tamburini. (2006). The effect of electric field and pressure on the synthesis and consolidation of materials: A review of the spark plasma sintering method. *Journal of Materials Science*, 41(3), 763-777.
- [25]: Y. Kim, N. Oh, S.-T. Oh, I.-H. Moon. (2001). Thermal conductivity of W-Cu composites at various temperatures. *Materials Letter*, 51(5), 420-424.
- [26]: D.J. Ilic, J. Fiscina., C.J.R. Gonzalez-Olivier, F. Mücklich. (2007). Sintering behavior of self-formed tungsten graded preform suitable for Cu-W fabrication. *Advanced Engineering materials*, 9(7), 1192-1197.
- [27] : Raharijaona, (2009). Elaboration de matériaux W-Cu à gradient de propriétés fonctionnelles- Application aux composants face au plasma.
- [28]: J.-H. You, A. Brendel, S. Nawka, T. Schubert, B. Kieback. (2013). Thermal and mechanical properties of infiltrated W/CuCrZr composite materials for functionally graded heat sink application . *Journal of Nuclear Materials* , 438(1-3), 1-6.

- [29]: S. Nawka, T. Schubert, A. Brendel, A. Zivelonghi, J. H. You, B. Kieback. (2010). Synthesis, Characterization and FEM-simulation of W/CuCrZr- Composites for Extreme Thermal Applications. Paper presented at the PM2010 World Congress, Florence, Italy.
- [30]: [Minier, 2008] Minier, L. (2008). Influence du frittage "flash" sur l'obtention de nanostructures dans des systèmes métalliques et céramiques. , Université de Bourgogne, Dijon.
- [31] : [Saravanan, 2013] P. Saravanan, J. Hsu, D. Sivaprahasam, S.V. Kamat. (2013). Structural and magnetic properties of g-Fe₂O₃ nanostructured compacts processed by spark plasma sintering. *Journal of Magnetism and Magnetic Materials*, 346, 175-177.
- [32]: [Hong, 2008] C.-Q. Hong, X. Zhang, W.-J. Li, J.-C. Han, S.-H. Meng. (2008). A novel functionally graded materials in the ZrB₂-SiC and ZrO₂ system by spark plasma sintering. *Materials Science and Engineering*, 498(1-2), 437-441.
- [33]: M. Tokita. (1999). Development of large-size ceramic/metal bulk FGM fabricated by spark plasma sintering. *Materials Science Forum*, 308-311, 83- 88.
- [34]: M. Gasik. (1998). Micromechanical modelling of functionally graded materials. *Computational Materials Science*, 13(1-2), 42-55.
- [35]: J. Moon, A. Caballero, L. Hozer, Y. Chiang, M. Cima. (2001). Fabrication of functionally graded reaction infiltrated SiC-Si composite by three dimensional printing (3DP™) process. *Materials Science and Engineering: A*, 1-2(110), 119.
- [36]: Ruess F.F., *Mem. Soc. Imp. Natur. Moscou*, 2, 327 (1809)
- [37]: Harsanyi E., U.S. Patent N°1897, 902 (1933)
- [38]: Hamaker H.C., Verwey E.J.W., *Trans. Faraday Soc.*, 36, 180-185 (1940)
- [39]: C. E. Majewski, H. Zarringhalam, D. Toon, U. Ajoku, N. Hopkinson, M. P. Caine. The use off-line part production to predict the tensile properties of parts produced by selective laser sintering. *Journal of Materials Processing Technology*, 209, 2855- 2863, 2009.
- [40]: Mori, T. and Tanaka, K., Average stress in matrix and average elastic energy of materials with misfitting inclusions, *Acta Metallurgica*, vol. 21, pp. 571–574, 1973.
- [41]: Benveniste Y. (1987), A new approach to the application of Mori–Tanaka’s theory of composite materials, *Mechanics of Materials*, 6, 147–157.
- [42]: J. G. Berryman, “Long-wavelength propagation in composite elastic media, I: spherical inclusions”, *J. Acoust. Soc. Am.* 68:6 (1980), 1809–1819.
- [43]: J. G. Berryman, “Long-wavelength propagation in composite elastic media, II: ellipsoidal inclusions”, *J. Acoust. Soc. Am.* 68:6 (1980), 1820–1831.
- [44]: Hill, R., “A self-consistent mechanics of composite materials”, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, vol. 13, pp. 213–222, 1965.

- [45]: F. Delale, F. Erdogan «The crack problem for a non homogeneous plane». ASME Journal of Applied Mechanics 50, 609 –614, 1983.
- [46]: G. Bao, L. Wang, International Journal of Solids and Structure 32 (1995) 2853-2871.
- [47]: Y.D. Lee, F. Erdogan, International Journal of Fracture 69 (1995) 145-165
- [48]: Y.L. Chung, S.H. Chi, Journal of the Chinese Institute of Civil and Hydraulic Engineering 13 (2001) 1-9.

Chapitre 3 : Modélisation numérique du comportement d'une plaque FGM impactée à faible vitesse

3.1. Introduction

Les matériaux composites sont largement utilisées dans différents domaines de la mécanique (industrie automobile, aéronautique, aérospatial, etc.,...) et souvent soumises aux sollicitations d'impact. Serge Abrate [1] a modélisé le phénomène de l'impact en étudiant la réponse d'une plaque composite impactée à basse vitesse, il utilise le model d'énergie-balance pour évaluer la force et le temps de contact. Beaucoup d'auteurs se sont intéressés à l'étude du comportement des structures soumises à des sollicitations d'impact [2-6]. Larson et al. [5,6] a développé une méthode analytique et expérimentale combinée pour étudier le comportement d'une plaque circulaire en FGM sous différentes conditions aux limites. Différentes approches sont utilisées pour modéliser le phénomène d'impact.. Olsson [7] modélise l'impact en utilisant une approche de l'étude d'une plaque composite infinie. Y. Kiani et al [8] s'est intéressé à l'étude d'une poutre mince en matériaux FGM dans un champ de température par la méthode des éléments finis. Mao et al. [9] ont étudié la réponse d'une coque sphérique encastrée en FGM par l'application de la méthode de Galerkin. Qian Y, Swanson SR [10] a étudié la comparaison des solutions techniques de la réponse d'une plaque composite.

Les matériaux à gradient de propriétés dits FGM sont des matériaux composites avancés récents, développés par un groupe de chercheurs japonais en 1980. Ils sont utilisés comme barrière thermique et permettent l'élimination des contraintes résiduelles d'origine thermique

Les matériaux à gradient de propriétés disposent d'atouts important par rapport aux matériaux traditionnels. Ils sont constitués généralement de deux matériaux céramique et métal dont la fraction volumique de l'un varie suivant une ou plusieurs directions avec une loi bien déterminée (puissance, exponentielle, ...etc.)

Les travaux sur la modélisation de la réponse des structures en FGM sollicitées par une force d'impact à basse vitesse sont presque rares.

Notre étude consiste à analyser la réponse d'une plaque en FGM impactée à basse vitesse en combinant deux approches. On utilise l'équation différentielle développée par Ollsson[7] qui régit le comportement d'une plaque composite infinie impactée. Dans le cas d'une plaque en FGM notre approche consiste à utiliser le modèle proposé par Efraim [11]. L'étude a été faite sous différentes températures en faisant varier la proportion des constituants du FGM.

3.2. Formulation du problème

3.2.1 Description du modèle

Ollson [7] a modélisé l'impact d'un projectile à faible vitesse sur une plaque infinie en matériaux composites par une équation différentielle d'ordre 2 obtenue par l'utilisation de loi de Hertz

$$F = k_c \bar{\alpha}^{3/2},$$

k_c étant la rigidité de contact

L'indentation est obtenue par la résolution de l'équation différentielle Ollson [7]

$$\frac{d^2 \bar{\alpha}}{d\bar{t}^2} + \lambda \frac{3}{2} \bar{\alpha}^{1/2} \frac{d\bar{\alpha}}{d\bar{t}} + \bar{\alpha}^{3/2} = 0 \quad (58)$$

Avec les conditions initiales :

$$\bar{\alpha}(0) = 0, \quad \frac{d(\bar{\alpha})}{d\bar{t}} = 0$$

Dans laquelle l'indentation et le temps adimensionnels sont :

$$\bar{\alpha} = \frac{\alpha}{TV}, \quad \bar{t} = \frac{t}{T}$$

Où :

$$T = [M/(k_c V^{1/2})]^{2/5} \quad (59)$$

V, M représentent respectivement la vitesse et la masse du projectile.

T est le temps de contact du projectile avec la plaque.

λ est un paramètre adimensionnel défini par :

$$\lambda = k_c^{2/5} V^{1/5} M^{3/5} / [8\sqrt{\bar{m}D}] \quad (60)$$

\bar{m} est la densité moyenne de la plaque

Où k_c et D expriment respectivement la rigidité de contact et la rigidité en flexion :

$$k_c = \frac{4}{3} E \sqrt{R} \quad \text{et} \quad D = \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)} \quad (61)$$

R (rayon du projectile) et E sont respectivement calculés par les expressions suivantes :

$$\frac{1}{R} = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2}, \quad \frac{1}{E} = \frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \quad (62)$$

R_1, R_2 sont respectivement les rayons de courbures de la plaque et du projectile E_1, E_2, ν_1, ν_2 sont les propriétés élastiques respectives (module de Young, coefficient de Poisson) des deux corps

La force de contact est exprimée par:

$$P = [k^2 M^3 V^6]^{1/5} \bar{\alpha}^{3/2} \quad (63)$$

3.2.2 Modèle du matériau FGM

On s'intéresse à l'étude d'une plaque en FGM impactée par un projectile sphérique à basse vitesse dans un champ de température. La fraction volumique des constituants varie suivant l'épaisseur de la plaque h selon la loi suivante (power law):

$$V_{m,c} = \left(\frac{2z+h}{2h} \right)^n \quad (64)$$

Les propriétés thermique et mécanique (module de Young, coefficient de poisson, conductivité thermique, coefficient de dilatation thermique) varient en fonction de la température en utilisant la fonction non linéaire de (Touloukian 1967) [12]:

$$P_j = p_0 (p_{-1} T^{-1} + 1 + p_1 T + p_2 T^2 + p_3 T^3) \quad (65)$$

Où

p_0, p_{-1}, p_1, p_2 et p_3 sont les coefficients de température (en Kelvin). Les valeurs typiques des propriétés mécanique et thermique (céramique, métal) sont présentés dans le tableau 2 [13]

Tandis que les propriétés élastiques et physique sont données par :

$$\begin{aligned} E_{FGM}(Z, T) &= [E_m(T) - E_c(T)] \left(\frac{2z+h}{2h} \right)^n + E_c(T) \\ \nu_{FGM}(Z, T) &= [\nu_m(T) - \nu_c(T)] \left(\frac{2z+h}{2h} \right)^n + \nu_c(T) \\ \rho_{FGM}(Z, T) &= [\rho_m(T) - \rho_c(T)] \left(\frac{2z+h}{2h} \right)^n + \rho_c(T) \end{aligned} \quad (66)$$

La modélisation du FGM utilisée par [11] est obtenue par intégration des fractions volumiques du métal, et de la céramique à travers l'épaisseur de la plaque.

$$V_c = \frac{1}{h} \int_{-h/2}^{h/2} \left(\frac{1}{2} + \frac{z}{h} \right)^n dz = \frac{1}{1+n} \quad (67)$$

$$V_m = 1 - V_c = \frac{n}{1+n} \quad (68)$$

D'où les expressions des propriétés élastique et physique du FGM modélisé:

$$\begin{aligned} E_{FGM}(Z, T) &= E_m(T)V_m + E_c(T)V_c \\ \nu_{FGM}(Z, T) &= \nu_m(T)V_m + \nu_c(T)V_c \\ \rho_{FGM}(Z, T) &= \rho_m(T)V_m - \rho_c(T)V_c \end{aligned} \quad (69)$$

Tableau 2: Coefficients dépendants de la température pour le métal et la céramique

| Matériaux | Propriétés | P ₀ | P ₋₁ | P ₁ | P ₂ | P ₃ |
|-----------------|-----------------------------|----------------|-----------------|----------------|----------------|----------------|
| Nickel | E (Pa) | 223.95e 9 | 0 | -2.794e -4 | -3.998e -9 | 0 |
| | α (1/K) | 9.9209e -6 | 0 | 8.705e -4 | 0 | 0 |
| | ρ (kg/m ³) | 8902 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| | ν | 0.31 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| oxyde Aluminium | E (Pa) | 349.55e 9 | 0 | -3.853e-4 | 4.027e -7 | -1.673e -10 |
| | α (1/K) | 6.8269e -6 | 0 | 1.838e-4 | 0 | 0 |
| | ρ (kg/m ³) | 3950 | 0 | 0 | 0 | 0 |
| | ν | 0.26 | 0 | 0 | 0 | 0 |

3.3. Résultats et commentaires

Soit une plaque FGM en céramique métal du type Ni-Al₂O₃ d'épaisseur h=5mm, dont les propriétés mécaniques des phases sont consignées dans le tableau 1. Cette plaque est impactée par un projectile sphérique en acier de rayon R= 6.35mm, de masse M=8.3537g et de module de Young E=200.000 MPa et de vitesse 3.0 m/s La résolution de l'équation différentielle (58) est faite sous Matlab. On calcule l'indentation adimensionnelle $\bar{\alpha}$ et la vitesse correspondante puis on déduit l'indentation α . La force de contact est déduite de l'équation 63.

Les figures 22-24 montrent la variation de la force de contact, l'indentation et la vitesse d'indentation en fonction du temps pour un indice de fraction volumique n=0 à différentes températures. On note dans la figure 22 que la rigidité et la force de contact maximale diminuent lorsque la température augmente (tableau 3) et l'effet contraire est observé pour les temps de contacts tandis que la figure 23 montre que l'indentation augmente avec l'augmentation de la température. La figure 24 représente la variation de la vitesse d'indentation en fonction du temps. Cette figure présente deux zones, une partie linéaire descendante dans l'intervalle de temps [0-2.5 μ s] et une partie constante égale environ à 0.4m/s.

On observe le même comportement de la force de contact, de l'indentation et de la vitesse d'indentation dans les figures 4-9 pour respectivement les indices de fraction volumique n=2 et n=10 (tableaux 4,5).

Les figures 31-33 représentent la variation de la force de contact, l'indentation et la vitesse d'indentation en fonction du temps pour une température $T=20^{\circ}\text{C}$ à différents indices de fraction volumique n . La figure 31 montre que la force de contact maximale augmente avec l'augmentation de l'indice n (tableau 4) et l'effet contraire est observé pour les temps de contacts.

Tableau 3: Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de la température ($n=0$)

| Température (Kelvin) | λ | k_c (N/m) | F_{\max} (N) |
|----------------------|-----------|-------------|----------------|
| 273 | 0.4450 | 1.2040 e+10 | 1.8015 e+3 |
| 573 | 0.4578 | 1.1473 e+10 | 1.7510 e+3 |
| 973 | 0.4768 | 1.0626 e+10 | 1.6753 e+3 |

Tableau 4 : Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de la température ($n=2$)

| Température (Kelvin) | λ | k_c (N/m) | F_{\max} (N) |
|----------------------|-----------|-------------|----------------|
| 273 | 0.2982 | 1.3650 e+10 | 2.1168 e+3 |
| 573 | 0.3107 | 1.2901 e+10 | 2.0486 e+3 |
| 973 | 0.3304 | 1.1711 e+10 | 1.9393 e+3 |

Tableau 5 ; Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de la température ($n=10$)

| Température(Kelvin) | λ | k_c (N/m) | F_{\max} (N) |
|---------------------|-----------|-------------|----------------|
| 273 | 0.2679 | 1.4123 e+10 | 2.1998 e+3 |
| 573 | 0.2802 | 1.3333 e+10 | 2.1281 e+3 |
| 973 | 0.2997 | 1.2056 e+10 | 2.0118 e+3 |

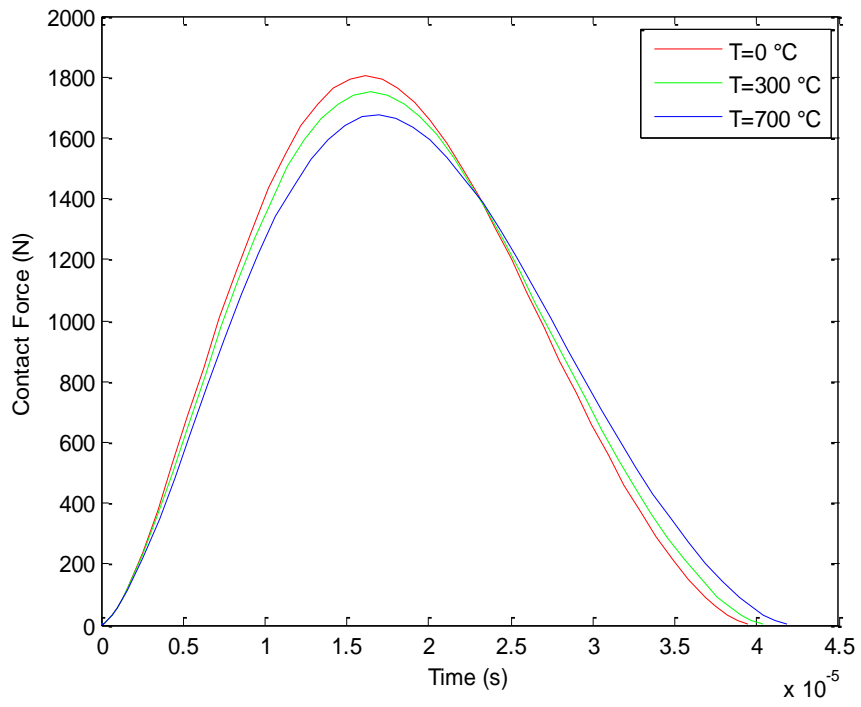


Figure 3.1: Effet de la température sur la force de contact (n=0)

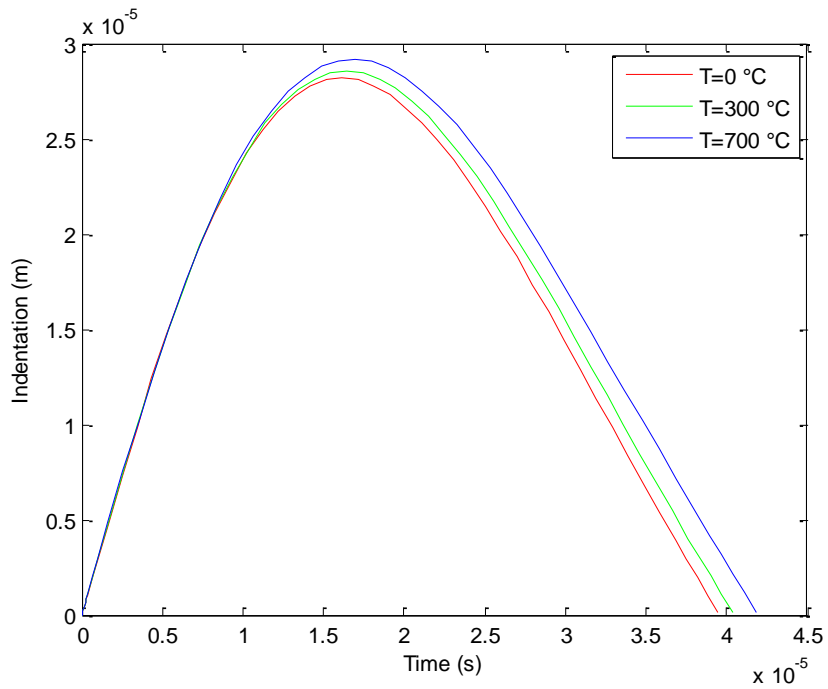


Figure 3.2: Effet de la température sur l'indentation de la plaque FGM (n=0)

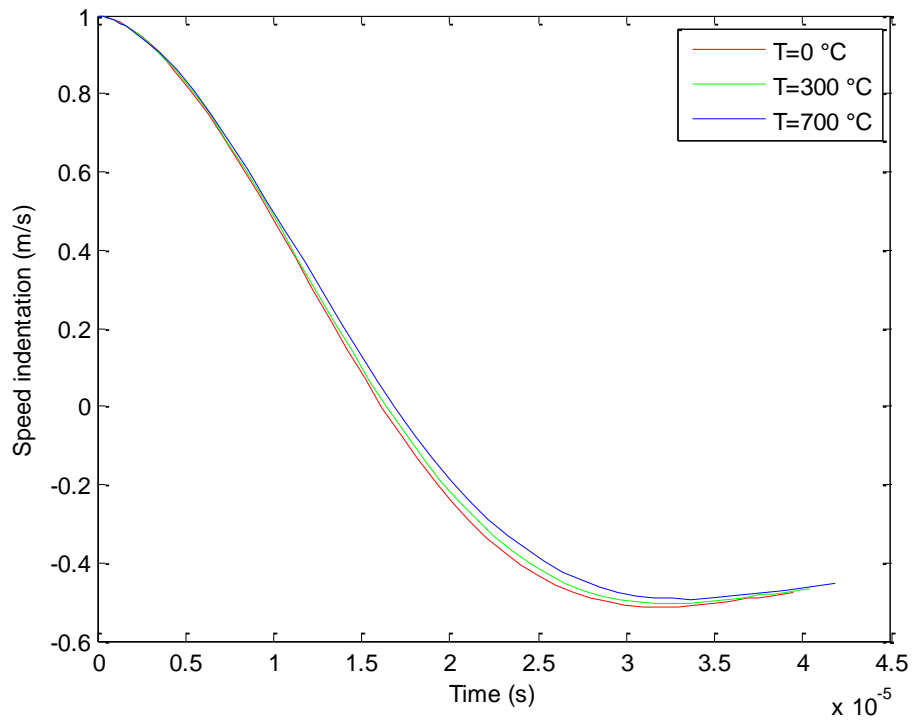


Figure 3.3: Effet de la température sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM (n=0)

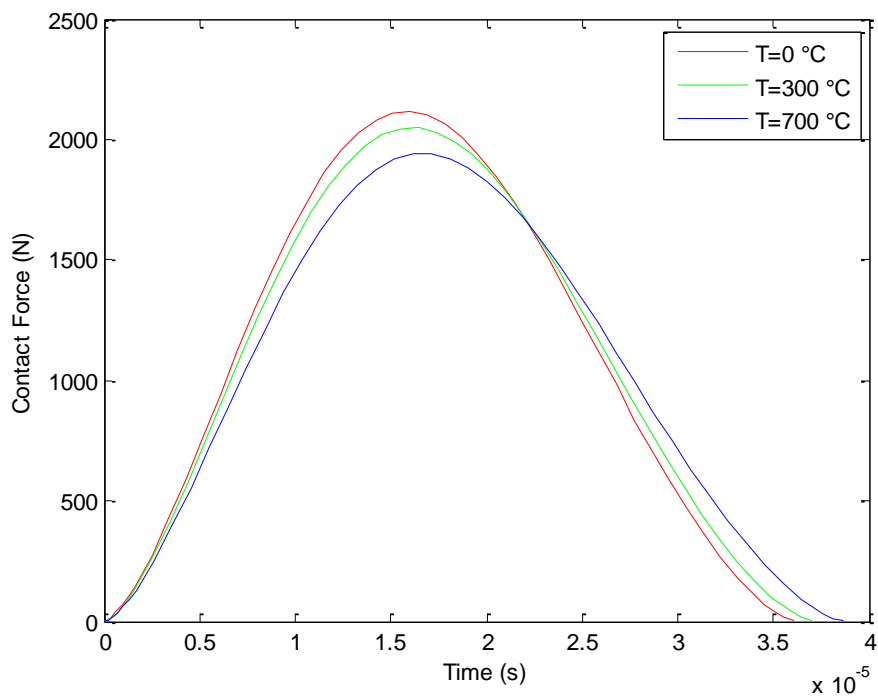


Figure 3.4: Effet de la température sur la force de contact (n=2)

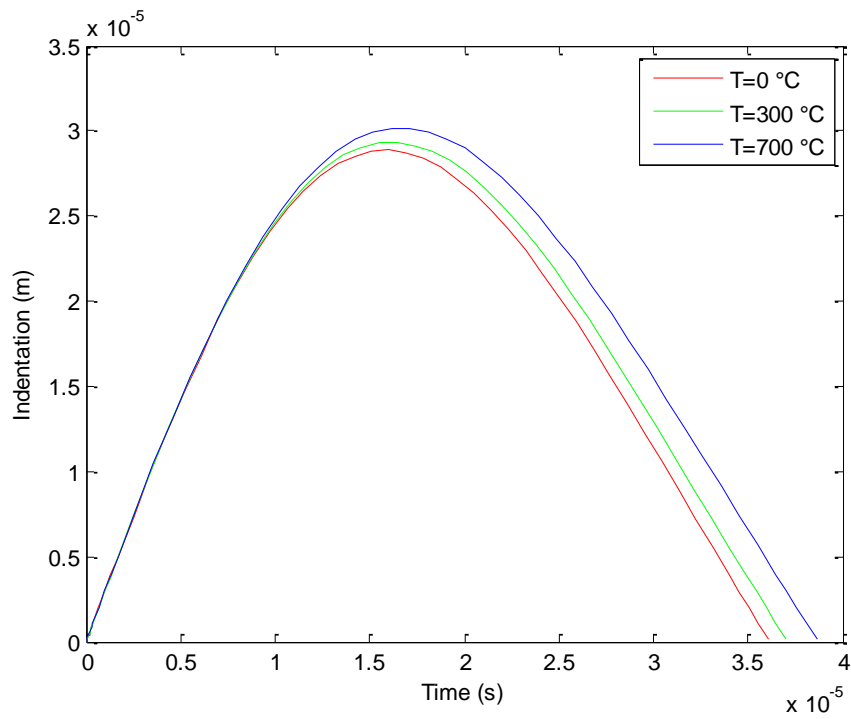


Figure 3.5: Effet de la température sur l'indentation de la plaque FGM ($n=2$)

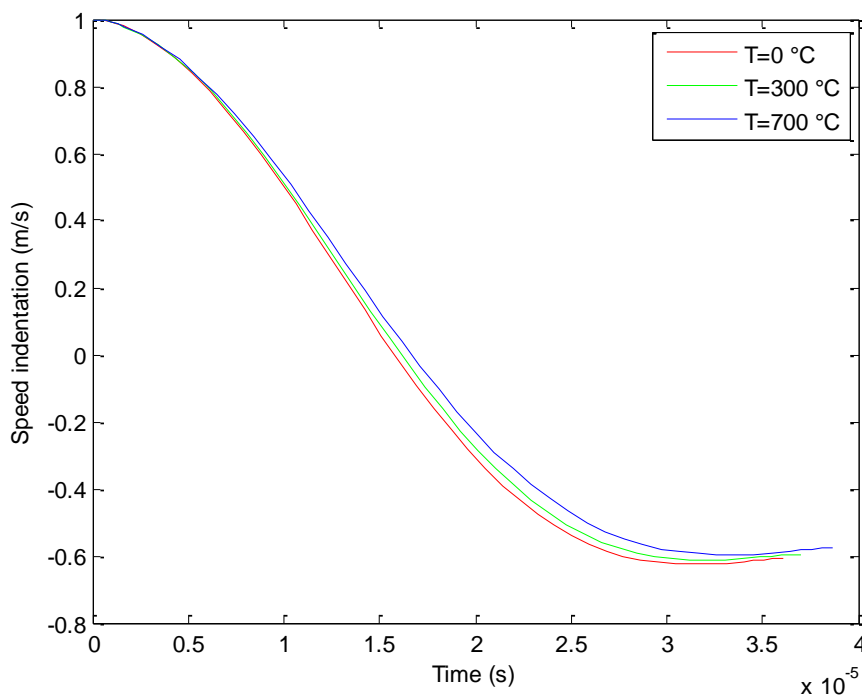


Figure 3.6: Effet de la température sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM ($n=2$)

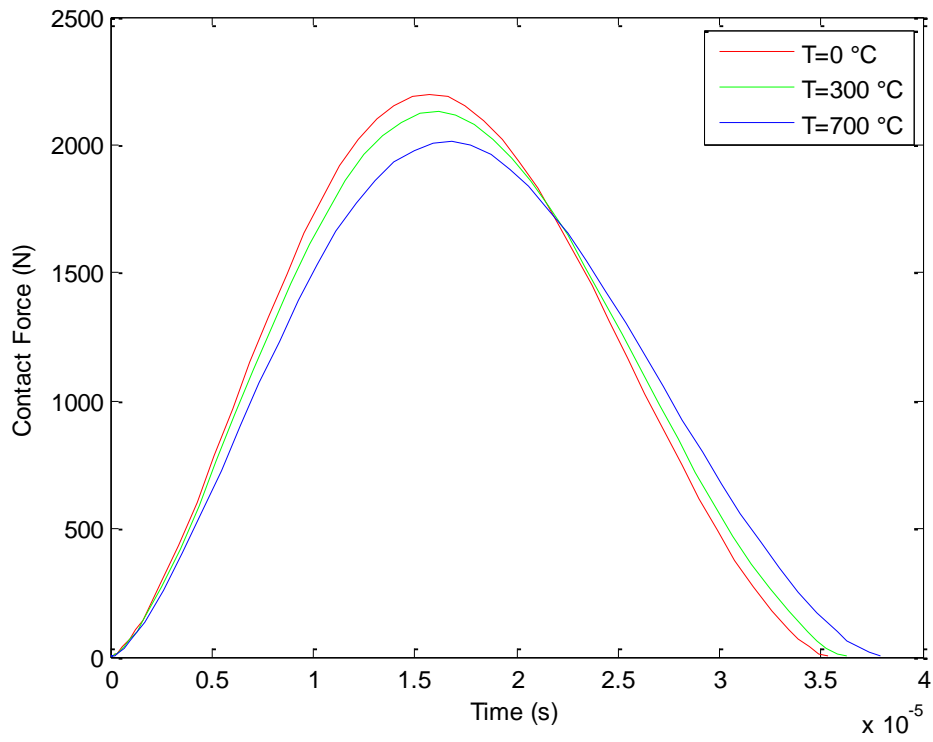


Figure 3.7: Effet de la température sur la force de contact (n=10)

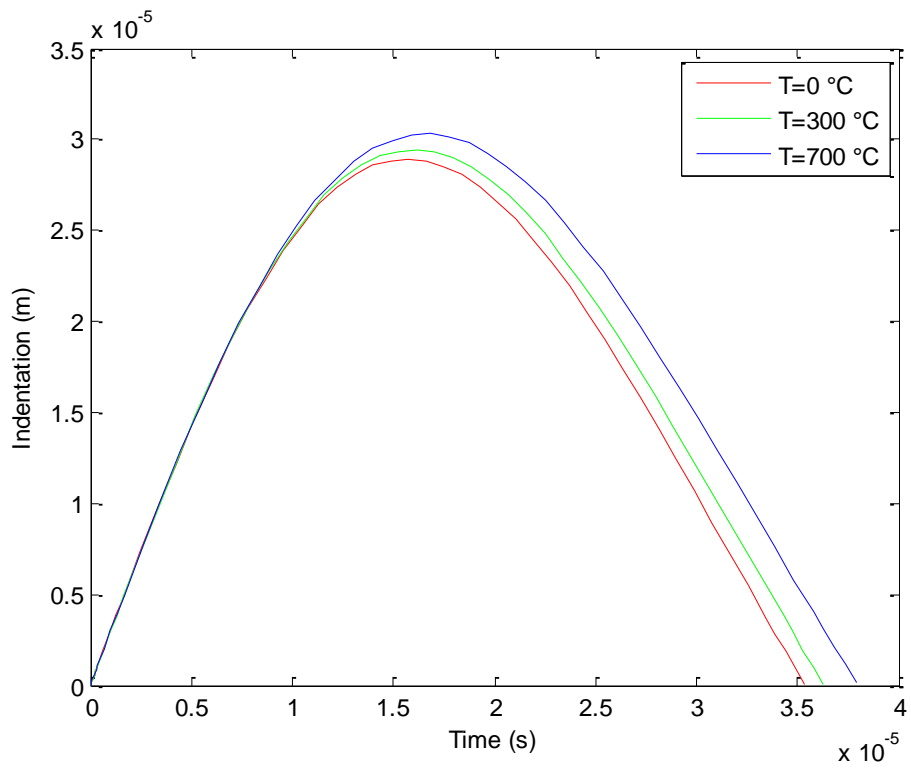


Figure 3.8: Effet de la température sur l'indentation de la plaque FGM (n=10)

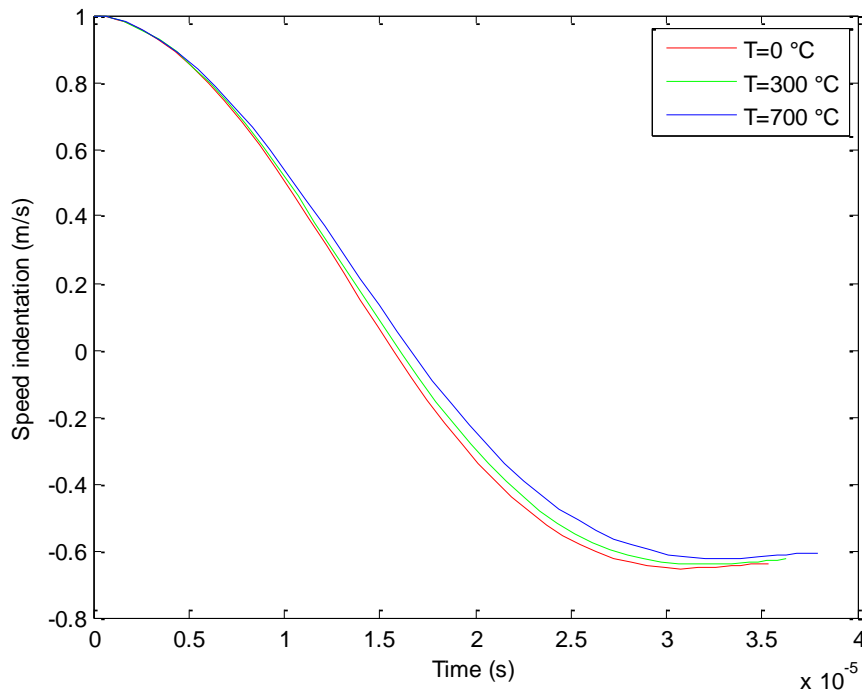


Figure 3.9: Effet de la température sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM ($n=10$)

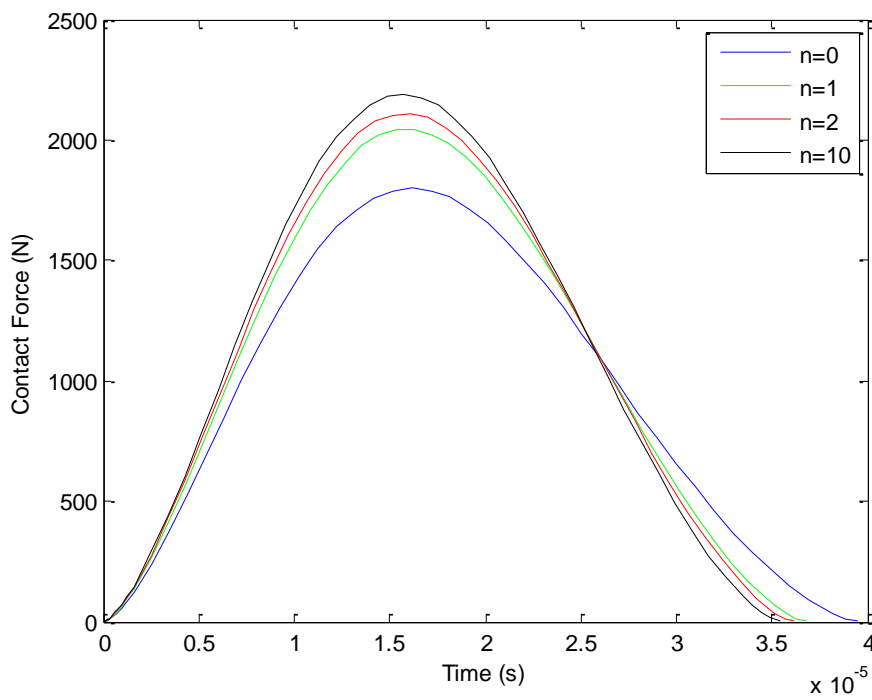


Figure 3.10: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la force de contact ($T=20$ °C)

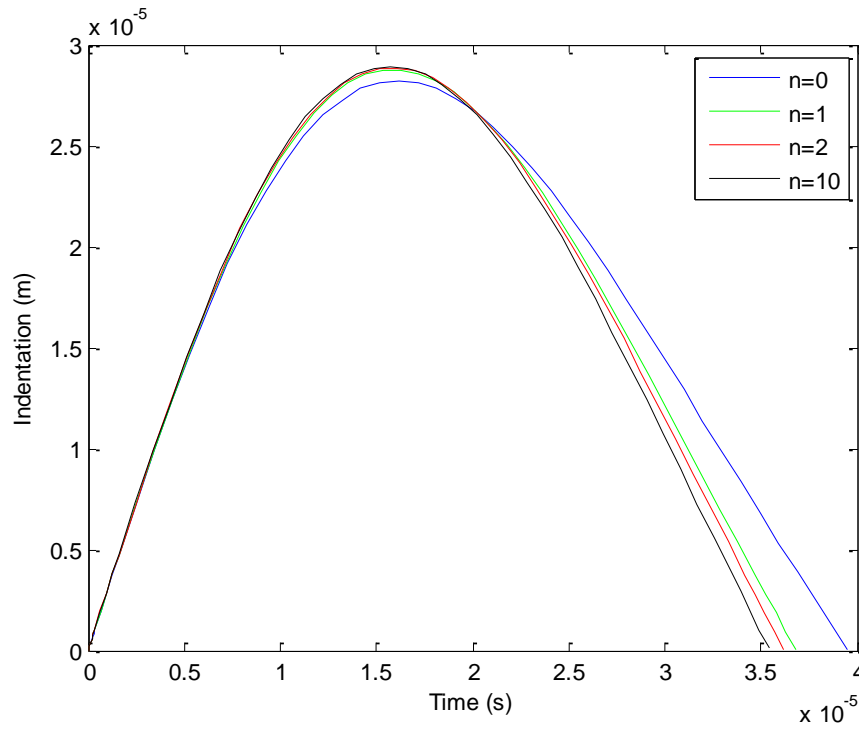


Figure 3.11: Effet de l'indice de la loi Puissance sur l'indentation de la plaque FGM ($T=20^\circ\text{C}$)

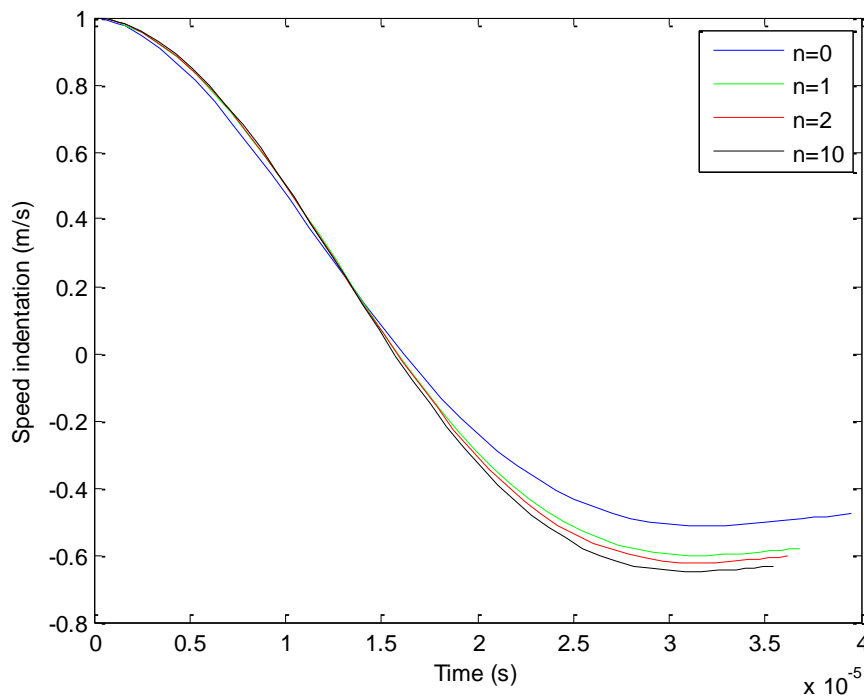


Figure 3.12: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM ($T=20^\circ\text{C}$)

Les figures 3.13-3.15 représentent les mêmes courbes que celle présentées par les figures 31-33 pour une température de $T=300^\circ\text{C}$ où on observe le même comportement des valeurs maximales des force de contact et d'indentation.

Les figures 3.16-3.18 représentent également les mêmes courbes que celle présentées par les figures 10-15 pour une température de $T = 700^{\circ}\text{C}$ où on observe le même comportement. Les maximums des forces de contact, des indentations correspondantes diminuent avec l'augmentation de la température (tableau 6-8).

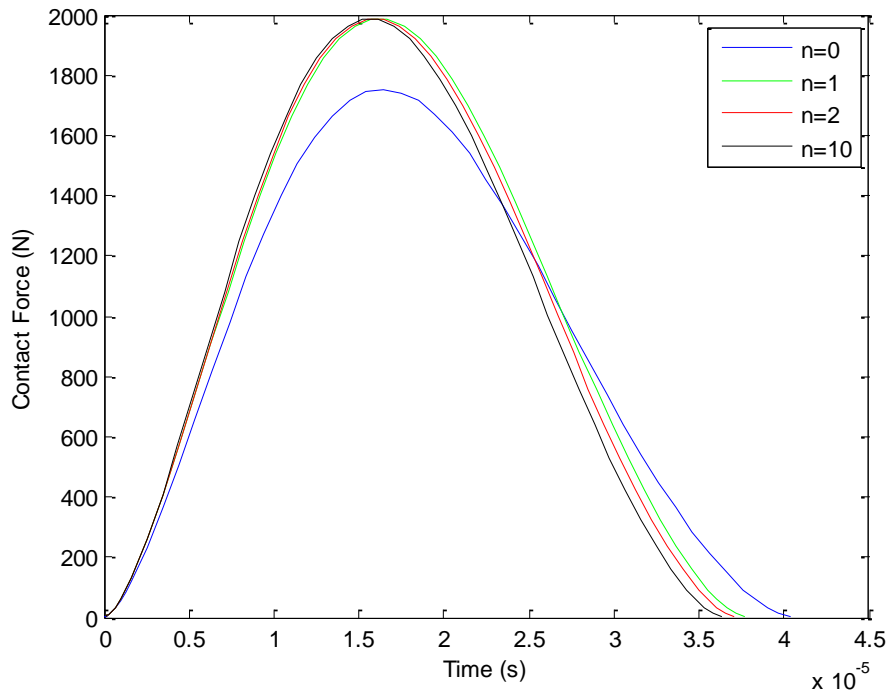


Figure 3.13: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la force de contact dans plaque FGM ($T=300^{\circ}\text{C}$)

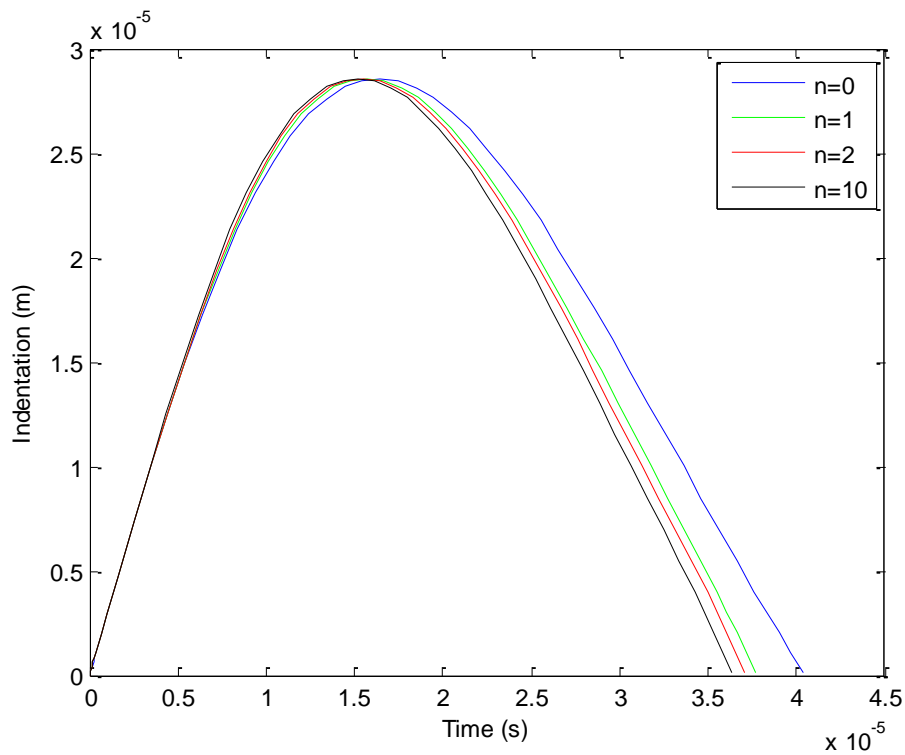


Figure 3.14: Effet de l'indice de la loi Puissance sur l'indentation de la plaque FGM ($T=300^{\circ}\text{C}$)

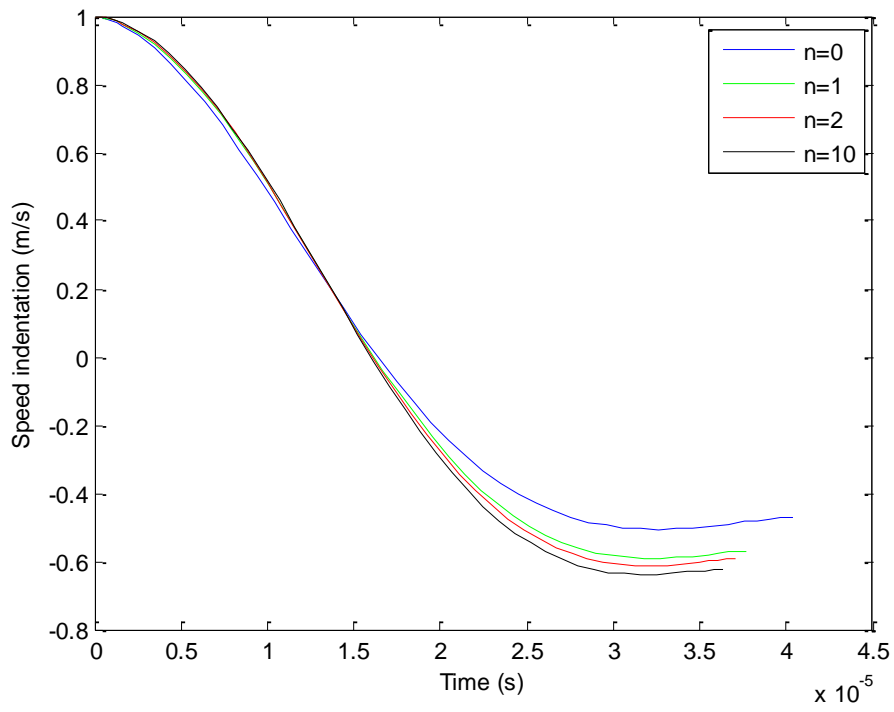


Figure 3.15: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM (T=300 °C)

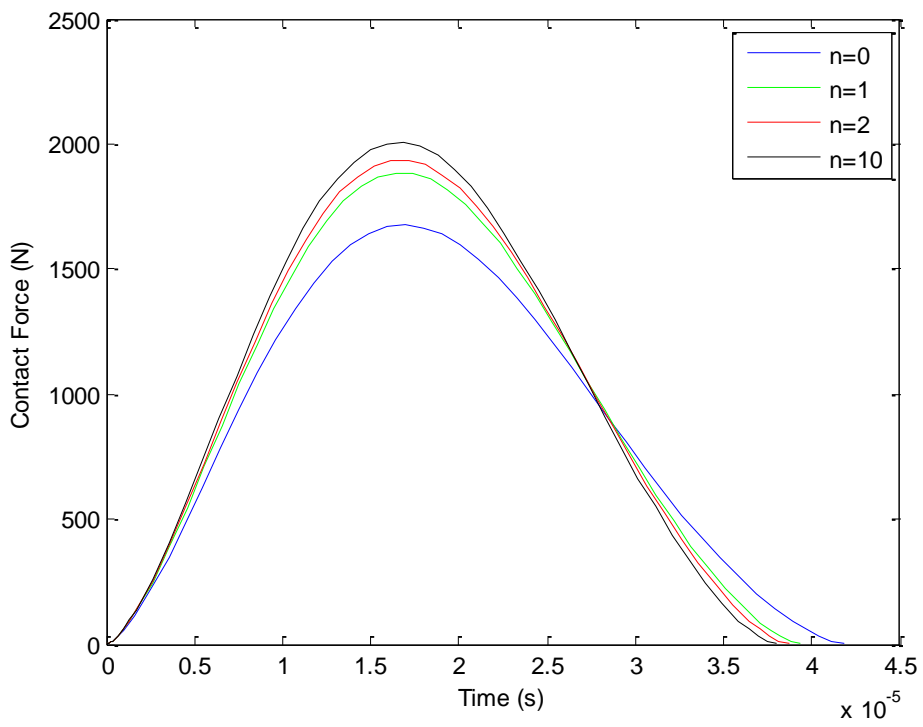


Figure 3.16: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la force de contact dans la plaque FGM (T=700 °C)

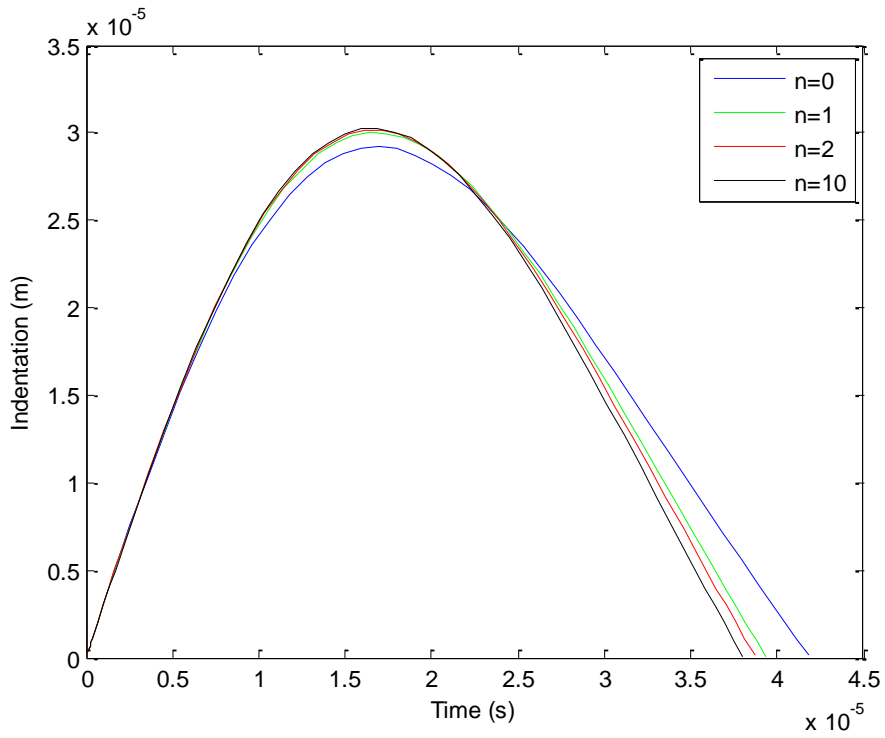


Figure 3.17: Effet de l'indice de la loi Puissance sur l'indentation de la plaque FGM ($T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$)

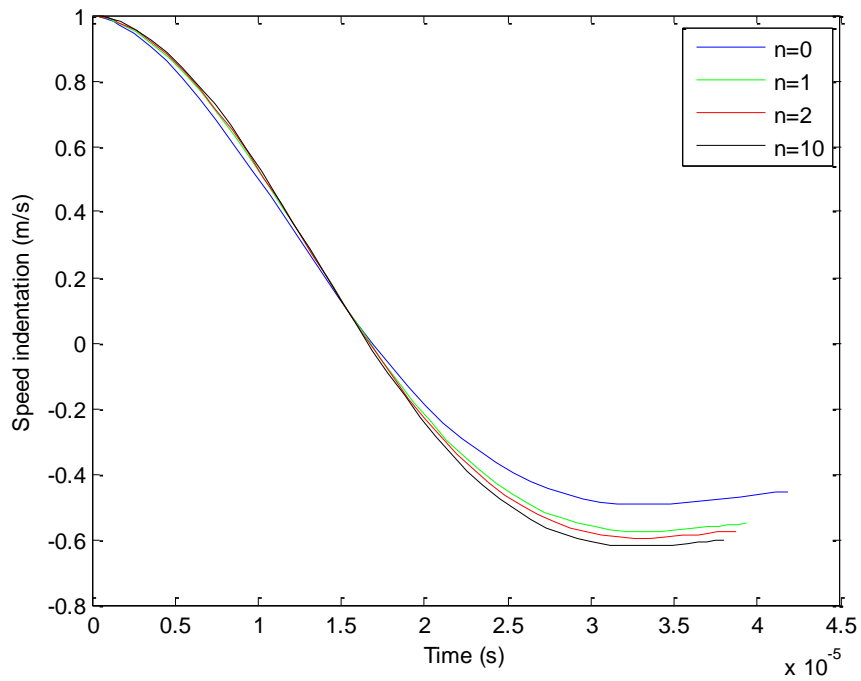


Figure 3.18: Effet de l'indice de la loi Puissance sur la vitesse d'indentation de la plaque FGM ($T=700\text{ }^{\circ}\text{C}$)

Tableau 6 : Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de n (T=20°C)

| n | λ | k_c (N/m) | F_{max} (N) |
|----|-----------|-------------|---------------|
| 0 | 0.4443 | 1.2003e+10 | 1.8002e+03 |
| 1 | 0.3263 | 1.3250e+10 | 2.0441e+03 |
| 2 | 0.3012 | 1.3604e+10 | 2.1086e+03 |
| 10 | 0.2716 | 1.4074e+10 | 2.1901e+03 |

Tableau 7 : Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de n (T=300°C)

| n | λ | k_c (N/m) | F_{max} (N) |
|----|-----------|-------------|---------------|
| 0 | 0.4563 | 1.1473e+10 | 1.7528e+03 |
| 1 | 0.3382 | 1.2580e+10 | 1.9835e+03 |
| 2 | 0.3130 | 1.2901e+10 | 2.0444e+03 |
| 10 | 0.2832 | 1.3333e+10 | 2.1229e+03 |

Tableau 8 : Paramètre inélastique, rigidité de contact et forces de contacts en fonction de n (T=700°C)

| n | λ | k_c (N/m) | F_{max} (N) |
|----|-----------|-------------|---------------|
| 0 | 0.4752 | 1.0626e+10 | 1.6771e+03 |
| 1 | 0.3579 | 1.1460e+10 | 1.8832e+03 |
| 2 | 0.3328 | 1.1711e+10 | 1.9356e+03 |
| 10 | 0.3030 | 1.2056e+10 | 2.0062e+03 |

L'effet de l'épaisseur de la plaque est significatif .La force maximale passe de 800 à 2600 N lorsque l'épaisseur varie de 2 mm à 10 mm a T=25°C et un indice n=2 (figure40).La figure 41 mais en évidence cet effet concernant l'indentation.la figure 42 montre également cet effet, pour une faible épaisseur la partie constante de la vitesse d'indentation tant vers zéro.

L'augmentation de la masse fait augmenter la force maximale de contact, l'indentation et le temps de contact (figures 43-45).

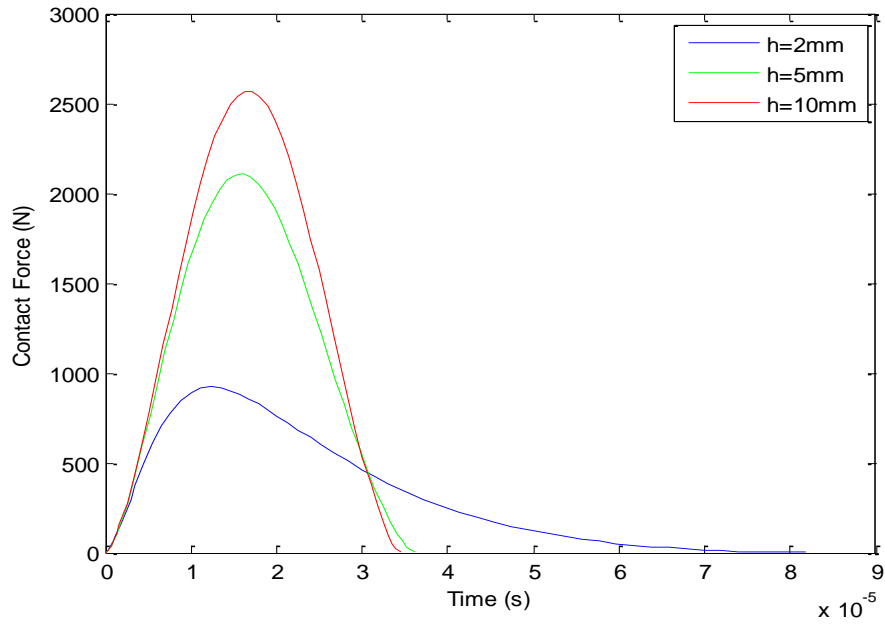


Figure 3.19: Effet de l'épaisseur de la plaque sur la force de contact ($T=25\text{ }^{\circ}\text{C}$, $n=2$)

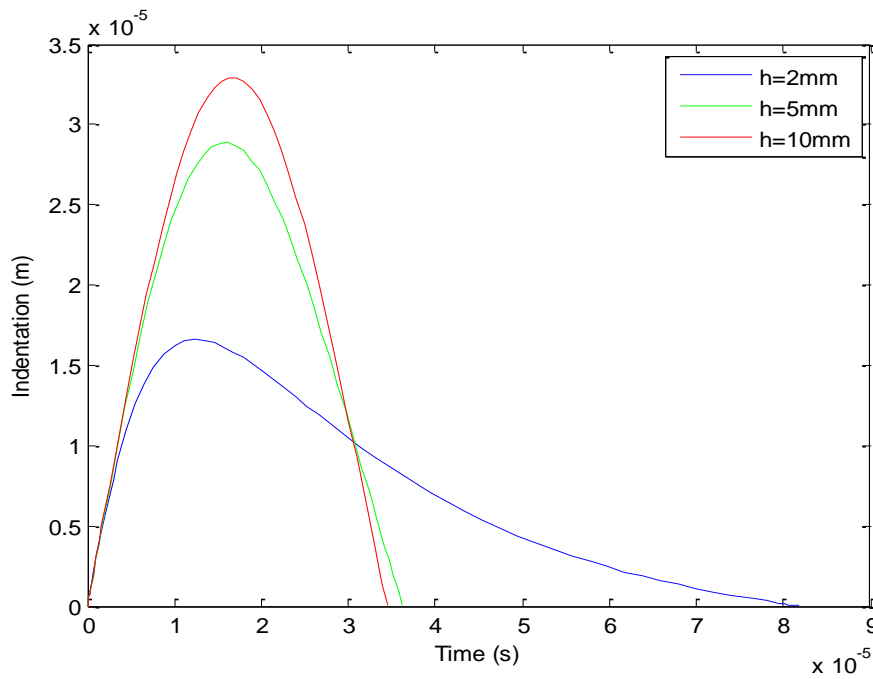


Figure 3.20: Effet de l'épaisseur de la plaque sur l'indentation ($T=25\text{ }^{\circ}\text{C}$, $n=2$)

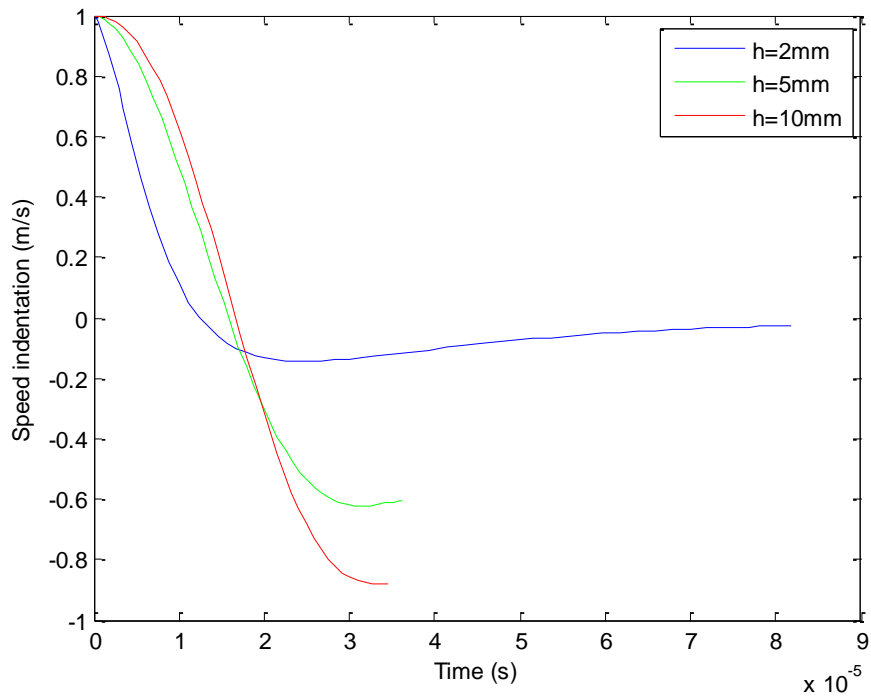


Figure 3.21: Effet de l'épaisseur de la plaque sur la vitesse d'indentation ($T=25\text{ }^{\circ}\text{C}$, $n=2$)

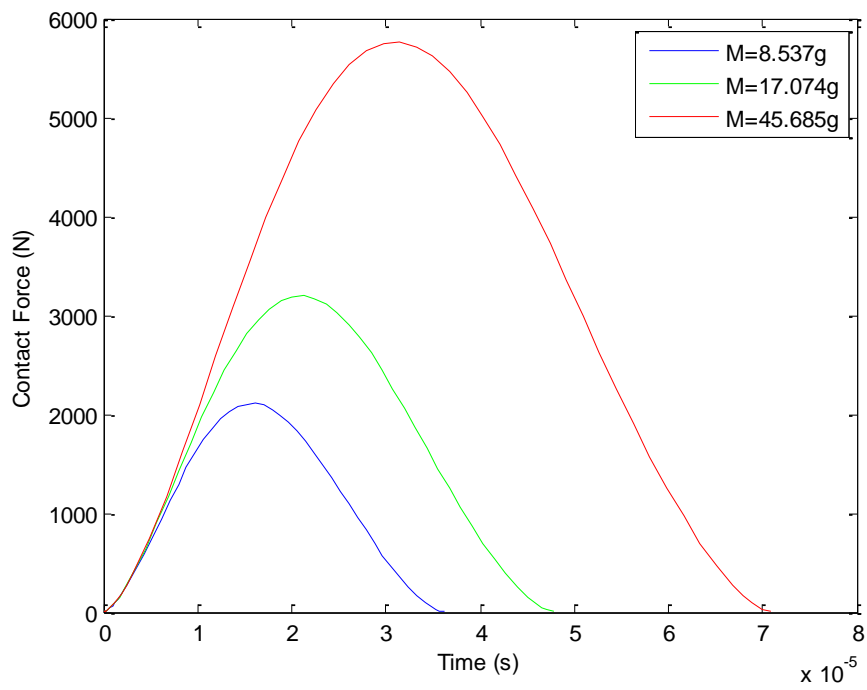


Figure 3.22: Effet de la masse du projectile sur la force de contact ($T=25\text{ }^{\circ}\text{C}$, $n=2$)

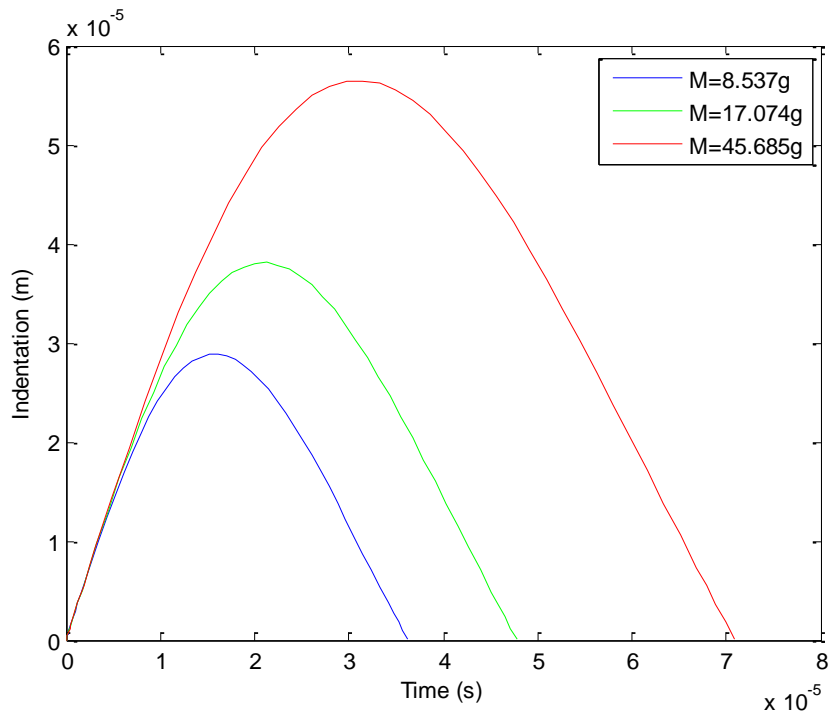


Figure 3.23: Effet de la masse du projectile sur l'indentation ($T=25\text{ }^{\circ}\text{C}$, $n=2$)

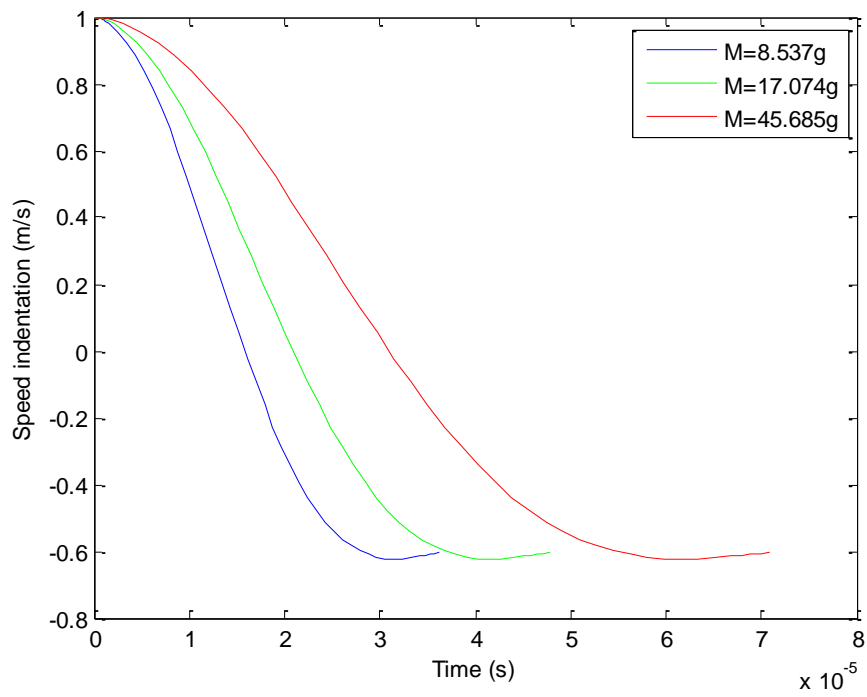


Figure 3.24: Effet de la masse du projectile sur la vitesse d'indentation ($T=25\text{ }^{\circ}\text{C}$, $n=2$)

3.4. Conclusion

Cette partie permet de déduire les conclusions suivantes:

L'utilisation d'un FGM modélisée par intégration de fraction volumique suivant l'épaisseur et l'application du modèle de Ollson pour une plaque impactée à basse vitesse a permis de tirer les conclusions suivantes :

- 1- Le minimum de la force de contact maximale est obtenue pour une céramique ($n=0$) et une température élevée de $T=700^{\circ}\text{C}$.
- 2- Le minimum de l'indentation maximale est également obtenue pour une céramique à la même température ($T=700^{\circ}\text{C}$). Il est de l'ordre de $2.9204\text{e-}05\text{m}$
- 3- L'épaisseur réduit considérablement la force de contact maximale de même que l'indentation
- 4- La masse du projectile a un effet néfaste important sur la force de contact et l'indentation et elle rallonge le temps de contact.

Remarque :

Cette étude nécessite une optimisation par plan d'expériences, algorithme génétique ou tout autre méthode d'optimisation.

References

- [1] Serge Abrate Modeling of impacts on composite structures, *Composite Structures* 51 (2001) 129±138
- [2] Gunes R, Aydin M. Elastic response of functionally graded circular plates under a drop-weight. *Compos Struct* 2010; 92(10):2445–56.
- [3] Gunes R, Aydin M, Apalak MK, Reddy JN. The elasto-plastic impact analysis of functionally graded circular plates under low-velocities original research article. *Compos Struct* 2011; 93(2):860–9.
- [4] Etemadi E, Afaghi Khatibi A, Takaffoli M. 3D finite element simulation of sandwich panels with a functionally graded core subjected to low velocity impact. *Compos Struct* 2009; 89(1):28–34.
- [5] Larson RA, Palazotto AN, Gardenier HE. Impact response of titanium and titanium boride monolithic and functionally graded composite plates. *AIAA J* 2009; 47(3):676–91.
- [6] Larson RA, Palazotto AN. Property estimation in FGM plates subjected to low velocity impact loading. *J Mech Mater Struct* 2009; 4(7–8):1429–51.
- [7] Olsson R. Impact response of orthotropic composite plates
- [8] Y. Kiani , M. Sadighi, S. Jedari Salami, M.R. Eslami Low velocity impact response of thick FGM beams with general boundary conditions in thermal field , *Composite Structures* 104 (2013) 293–303

- [9] Mao YQ, Fu YM, Chen CP, Li YL. Nonlinear dynamic response for functionally graded shallow spherical shell under low velocity impact in thermal environment. *Appl Math Model* 2011; 35(6):2887–900.
- [10] Qian Y, Swanson SR. A comparison of solution techniques for impact response of composite plates. *Comput Struct* 1990; 14:177±92.
- [11]:Elia Efraim. Accurate formula for determination of natural frequencies of FGM plates basing on frequencies of isotropic plates, *Procedia Engineering* 10 (2011) 242–247 predicted from a one-parameter differential equation. *AIAA J* 1992; 30(6):1587±96.
- [12] Touloukian Y.S. 1967, *Thermo-physical Properties of High Temperature Solid Materials*, McMillan, New York
- [13] Reddy, J.N. and Chin, C.D., *J. Therm. Stresses*, 21, 593, 1998. With permission.
- [14]: Gibson L.J., Ashby M.F., Karam G.N., Wegst U., and Shercliff H.R. (1995), *Mechanical properties of natural materials. II. Microstructures for mechanical efficiency*, *Proceedings of the Royal Society of London Series A*, 450, 141–162.

Chapitre 4 : Simulation par éléments finis de l'impact à très grande vitesse

4.1. Introduction

La mise en place d'un outil de simulation d'impact sur des structures à l'aide d'un code de calcul constitue un objectif dans cette thèse. La simulation est en effet un outil d'investigation particulièrement utile et complémentaire à l'expérimentation : au-delà de la connaissance du comportement global, elle permet d'accéder à des informations à l'intérieur du matériau. Elle revêt également un aspect prédictif appréciable, car elle permet, de manière simple, l'étude de l'évolution des résultats en fonction des paramètres d'entrée d'une modélisation. On peut distinguer deux catégories de calculs : ceux concernant l'échelle globale qui fait intervenir l'ensemble d'une structure complexe, voire un assemblage de structures, et ceux concernant une échelle locale. Dans le premier cas, il ne peut s'agir que de reproduire des phénomènes globaux, tels que les collisions des. Dans le second, où nous nous situons, les codes de calculs par éléments finis constituent un moyen précieux de prédire le comportement au choc, même s'ils présentent certaines limites, telles que la finesse du maillage nécessaire, les temps de calcul ou la prise en compte de non linéarités matérielles (comportement des matériaux).

Les simulations sont réalisées avec le code de calcul numérique Ansys Workbench 16.0 - Dynamic explicit. Un travail préalable consiste en l'identification des paramètres de la loi de comportement utilisée, dans notre cas.

Après avoir présenté brièvement les procédures de modélisation de la simulation utilisée dans ce travail, Par la suite, nous analyserons et comparerons les résultats obtenus par les simulations des deux cas.

Dans cette partie on s'intéresse au comportement des structures en nid d'abeille sous l'effet d'impact à très grand vitesse. On présente le modèle de structure en nid d'abeille avec ses dimensions et les étapes de simulation par Ansys Workbench 16.0 avec Dynamic explicit.

La simulation se fait en deux partie la première pour une structure en nid d'abeille avec des peaux en aluminium et la deuxième pour une structure en nid d'abeille avec des peaux en FGM ,les deux plaques ont les mêmes dimensions et le projectile se déplace avec la même vitesse 5 km/sec .

Enfin on présente les résultats de simulation pour les deux cas de simulation (déplacement total, contrainte de cisaillement,)

4.2. Présentation du modèle de calcul

Dans cette partie on étudie le phénomène de collision d'une structure en nid d'abeille avec un projectile supposé sphérique à une vitesse orbitale (5km/sec). On considère la plaque en nid d'abeille avec le dimensionnement illustré dans la figure suivante :

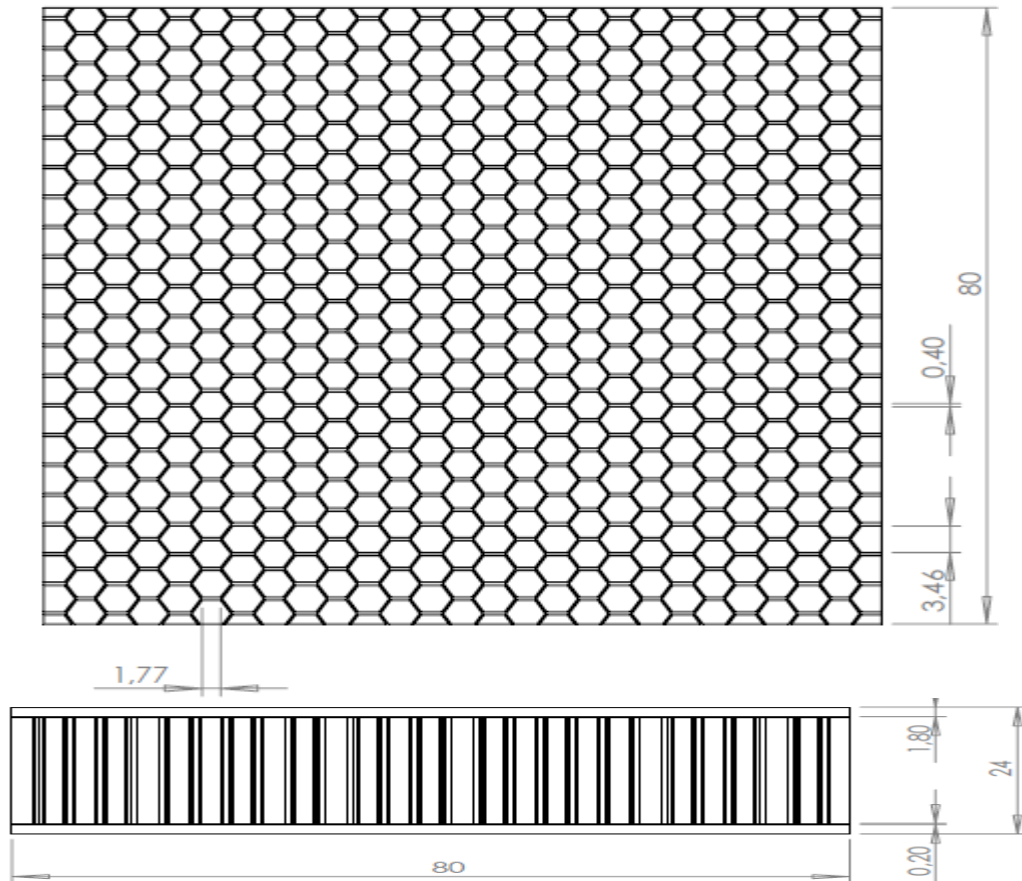


Figure 4.1: Dimensions de la structure en nid d'abeille

a. Le choix du matériau

-Le projectile

Le projectile est en Acier standard NL de forme sphérique de diamètre $d=12.7$ mm, Les propriétés mécaniques du projectile sont présentées dans le tableau suivant :

| | |
|------------------------|---|
| Masse volumique | 7850, kg m ⁻³ |
| Chaleur spécifique | 434, J kg ⁻¹ C ⁻¹ |
| Coefficient de Poisson | 0,3 |
| Module de Young Pa | 2,e+011 |
| Limite d'élasticité Pa | Module tangent Pa |
| 2,5e+008 | 1,45e+009 |

Tableau 9. Propriétés mécaniques du projectile

-La cible

1-Structure en nid d'abeille avec des peaux en aluminium :

Dans le premier cas, on a la structure en nid d'abeille (corps nid d'abeille +peaux) en alliage d'aluminium, Les propriétés mécaniques de la cible sont présentées dans le tableau 10.

| | |
|------------------------|---|
| Masse volumique | 2770, kg m ⁻³ |
| Chaleur spécifique | 875, J kg ⁻¹ C ⁻¹ |
| Coefficient de Poisson | 0,33 |
| Module de Young Pa | 7,1e+010 |
| Limite d'élasticité Pa | 2,8e+008 |
| Module tangent Pa | 5,e+008 |

Tableau 10 : Propriétés mécanique de la cible (Alliage d'aluminium NL)

2-Structure en nid d'abeille avec des peaux en FGM:

Dans ce cas la structure en nid d'abeille sera avec des peaux (supérieure, inférieur) en FGM,

Et on garde le corps en nid d'abeille en alliage d'aluminium

Le FGM utilisé dans les peaux est constitué en deux matériaux (céramique, métal) du type Ni-Al₂O₃

Les propriétés mécaniques des deux matériaux sont présentées dans le tableau 11.

| | Masse volumique ρ (Kg/m ³) | Module de Young E(MPa) | Coefficient de poisson ν |
|--|--|---------------------------|---------------------------------|
| Nickel (Ni) | 8900 | 210 | 0.31 |
| Oxyde aluminium (Al ₂ O ₃) | 3900 | 370 | 0.22 |

Tableau 11 : Propriétés mécanique de la céramique, métal (Ni-Al₂O₃)

Adhésif :

Un film d'adhésif (Redux 322) d'épaisseur 0.2 mm est incorporé entre le corps nid d'abeille et les peaux inférieur et supérieur de la structure, les propriétés mécaniques d'adhésif sont présentés dans le tableau 12.

| | |
|---------------------------|--------------------------|
| Masse volumique | 1186, kg m ⁻³ |
| Coefficient de Poisson | 0,35 |
| Module de Young Pa | 4,5e+09 |
| Module de compressibilité | 5,e+009 |
| Module de cisaillement Pa | 1,6667e+009 |

Tableau 12 : Propriétés mécanique de l'adhésif

b. Les conditions aux limites :

Dans cette étude toutes les extrémités de la plaque sont encastrées, le projectile sphérique se déplace avec une vitesse de 5 km/sec

A: Dynamique explicite

Figure
25/04/2016 11:52

■ Vitesse: 5000 m/s

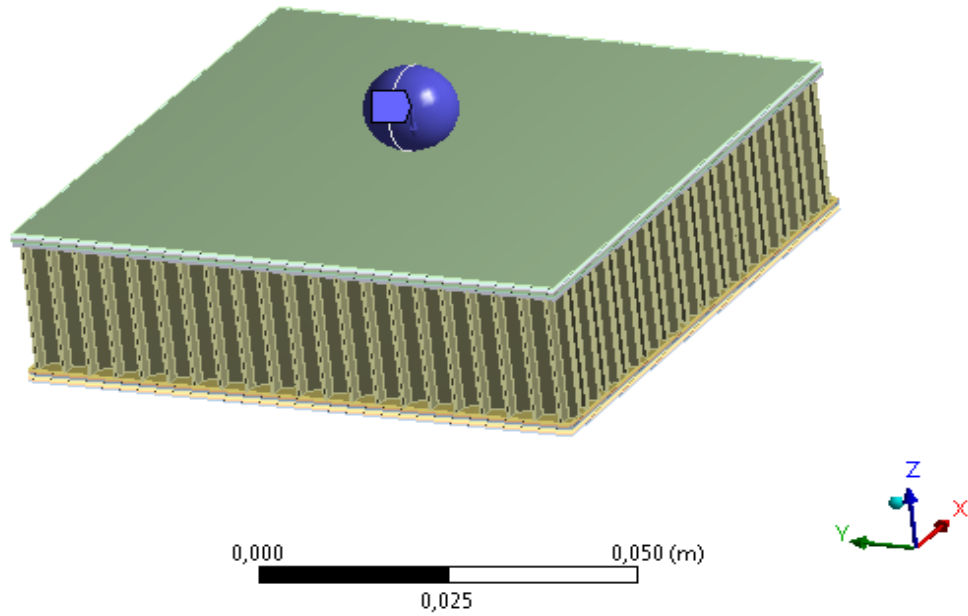


Figure 4.2 : conditions aux limites du projectile et la plaque

c. Le maillage :

Le tableau ci-dessous représente le type de maillage utilisé dans la simulation de collision entre le projectile et la structure en nid d'abeille

| | |
|---|---------------------------|
| Nom de l'objet | <i>Maillage</i> |
| Etat | Résolu |
| Affichage | |
| Style d'affichage | Couleur du corps |
| Réglages par défaut | |
| Physique de préférence | Explicite |
| Pertinence | 0 |
| Dimensionnement | |
| Utiliser la fonction de taille avancée | Désactivé |
| Centre de pertinence | Moyen |
| Taille des éléments | Par défaut |
| Taille d'élément initiale | Assemblage actif |
| Lissage | Elevé |
| Transition | Lente |
| Centre d'angle de course | Grossier |
| Longueur d'arête minimale | 2,e-004 m |
| Inflation | |
| Utiliser l'inflation tét. automatique | Aucun |
| Option Inflation | Transition progressive |
| Rapport de transition | 0,272 |
| Maximum couches | 5 |
| Taux de croissance | 1,2 |
| Algorithme d'inflation | Pré |
| Afficher les options avancées | Non |
| Options conforme aux surfaces paramétriques | |
| Mailleur surfacique triangulaire | Contrôlé par le programme |
| Options indépendant des surfaces paramétriques | |
| Vérification topologique | Non |
| Avancés | |
| Nombre de CPUs pour le maillage parallélisé de la pièce | Contrôlé par le programme |
| Contrôle de forme | Explicite |
| Nœuds intermédiaires d'éléments | Supprimé |
| Éléments à arêtes rectilignes | |
| Nombre de tentatives | Par défaut (4) |
| Tentatives supplémentaires pour l'assemblage | Oui |
| Comportement de corps rigide | Maillage complet |
| Morphing de maillage | Désactivé |
| Simplification | |
| Tolérance de pincement | Veillez définir |
| Générer le pincement à l'actualisation | Non |
| Simplification du maillage de base automatique | Activé |
| Tolérance de simplification | Par défaut |
| Nœuds | 80151 |
| Éléments | 47327 |
| Paramètres de maillage | Aucun |

Tableau 13: le type maillage de la plaque et projectile avec Ansys worbench

4.3. Résultats et discussion :

Les figures 4.3-4.16 représentent les résultats de simulation (Déplacement total, Déformation élastique équivalente, Contrainte élastique équivalente, Contrainte principale maximale, Contrainte de cisaillement, Déplacement directionnel).

Dans le cas d'une structure en nid d'abeilles avec des peaux en alliage d'aluminium. On remarque une perforation complète de la structure (corps nid d'abeille + peaux) et une propagation des débris avec une concentration maximale de contraintes, le diamètre des trous provoqués par la perforation est différent dans les deux peaux, le diamètre trou dans la peau inférieure est plus important que celui dans la peau supérieure.

Dans le cas d'une structure en nid d'abeille avec des peaux en FGM, les figures 4.17-4.28 illustrent les résultats de simulation de collision. On remarque la perforation de la peau de contact et la déformation de la peau inférieure simplement (pas de perforation).

Les figures 4.29-4.34. présentent les résultats uniquement dans le corps nid d'abeille (cas peaux aluminium)

Les figures 4.35-4.40 représentent les résultats de simulation pour le corps nid d'abeille (Cas peau FGM)

Les figures 4.41-4.46 présentent les résultats de simulation de collision dans les peaux FGM (supérieure, inférieure) de la structure en nid d'abeille, on remarque la perforation de la peau supérieure avec un trou de diamètre 1.79 cm et la déformation de la deuxième peau.

Les figures 4.47-4.52 représentent les résultats de simulation dans les peaux en aluminium, on remarque la perforation des deux peaux avec des diamètres de trou différents et la propagation des débris.

- La peau supérieure avec un trou de diamètre 2.27 cm
- La peau inférieure avec un trou de diamètre 3.81 cm

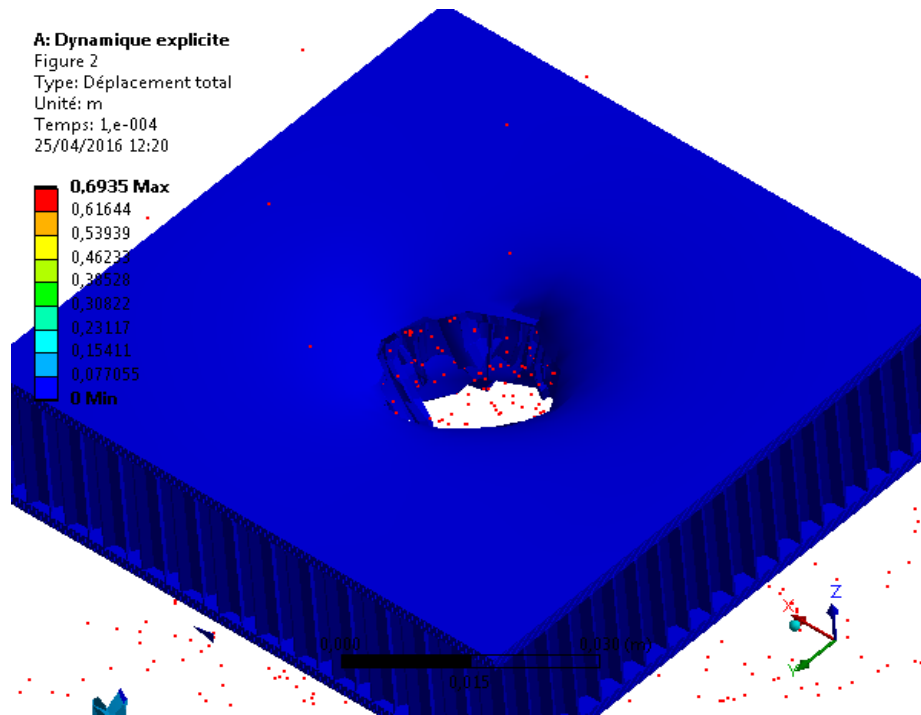


Figure 4.3: Déplacement total de la plaque (vue dessus de la plaque)

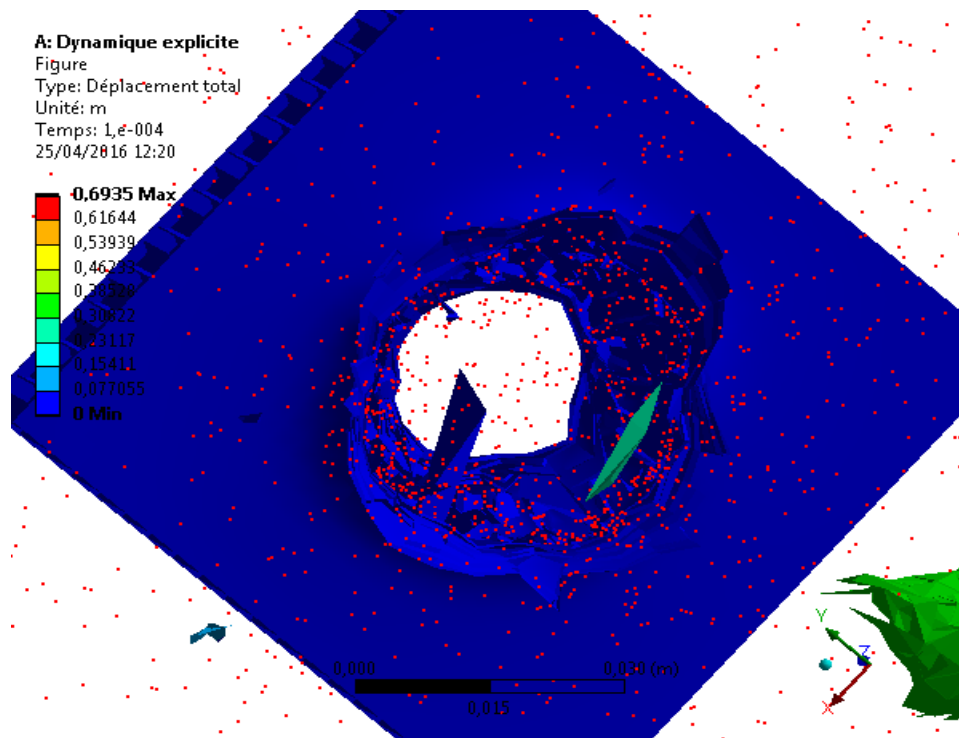


Figure 4.4 : Déplacement total de la plaque (vue dessous de la plaque)

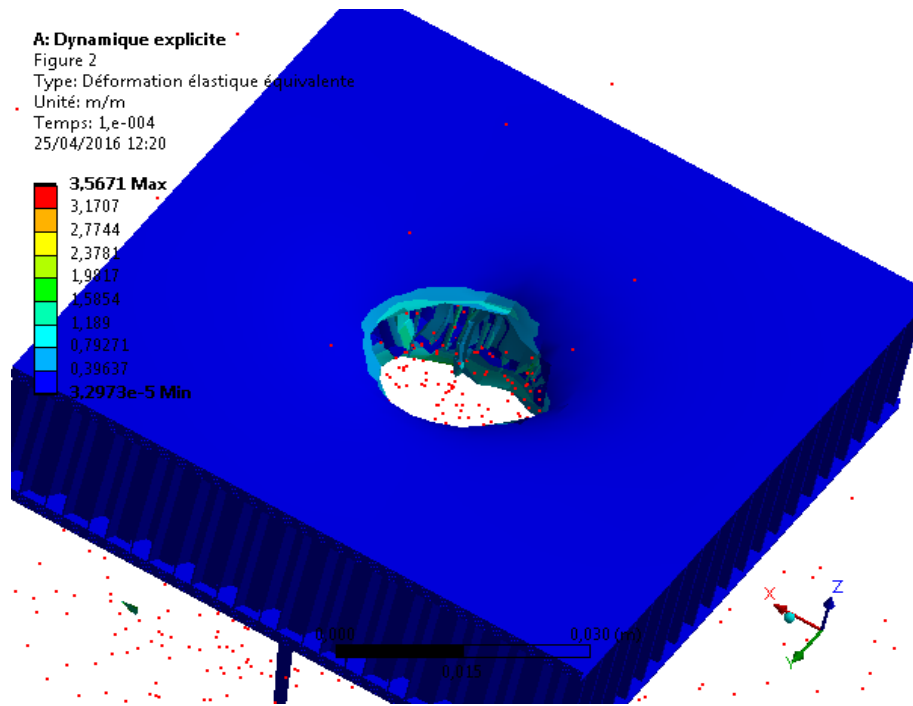


Figure 4.5 : Déformation élastique équivalente de la plaque (vue dessus de la plaque)

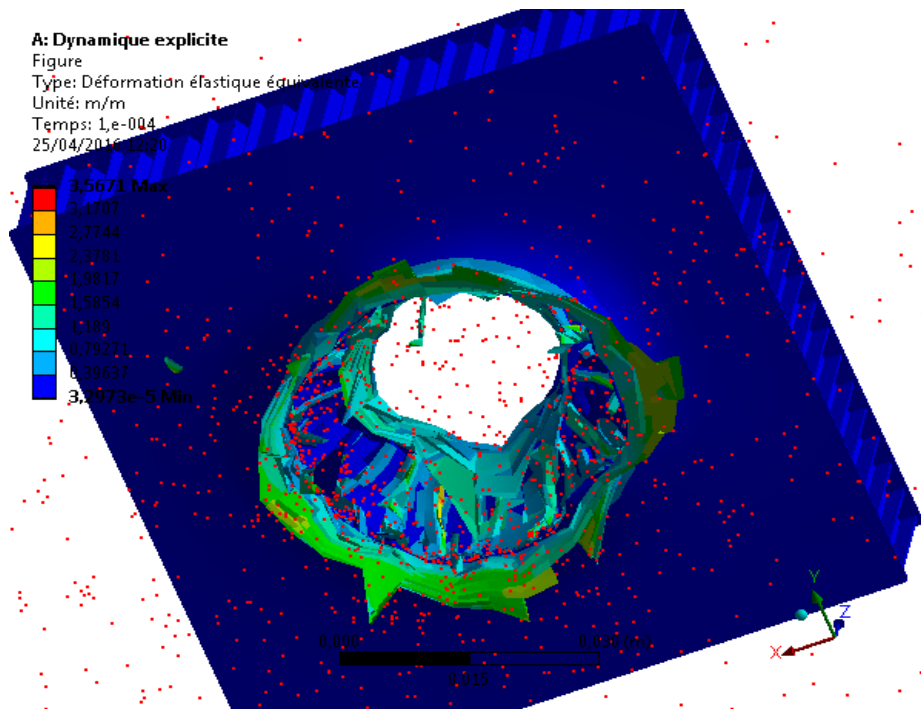


Figure 4.6 : Déformation élastique équivalente de la plaque (vue dessous de la plaque)

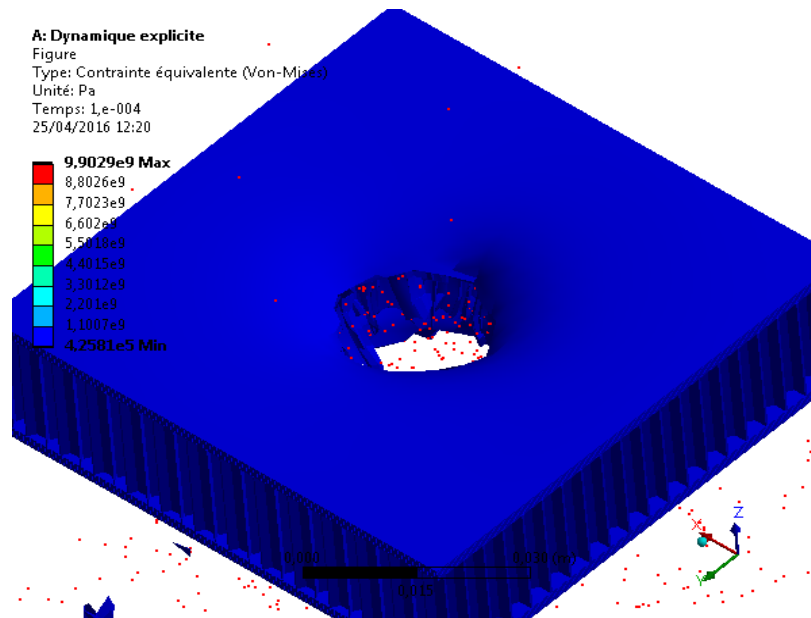


Figure 4.7 : contrainte élastique équivalente de la plaque (vue dessus de la plaque)

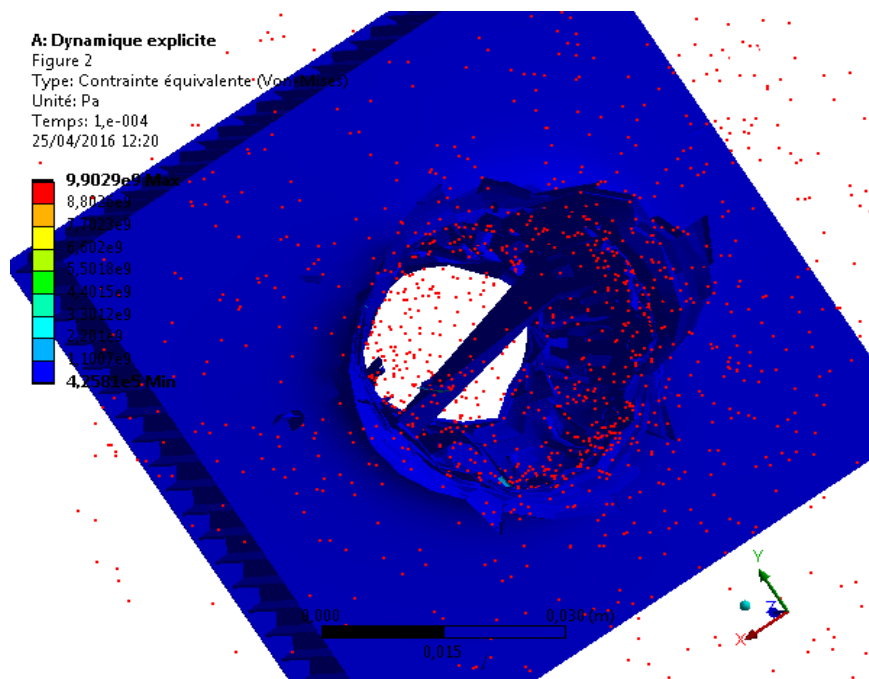


Figure 4.8 : contrainte élastique équivalente de la plaque (vue dessous de la plaque)

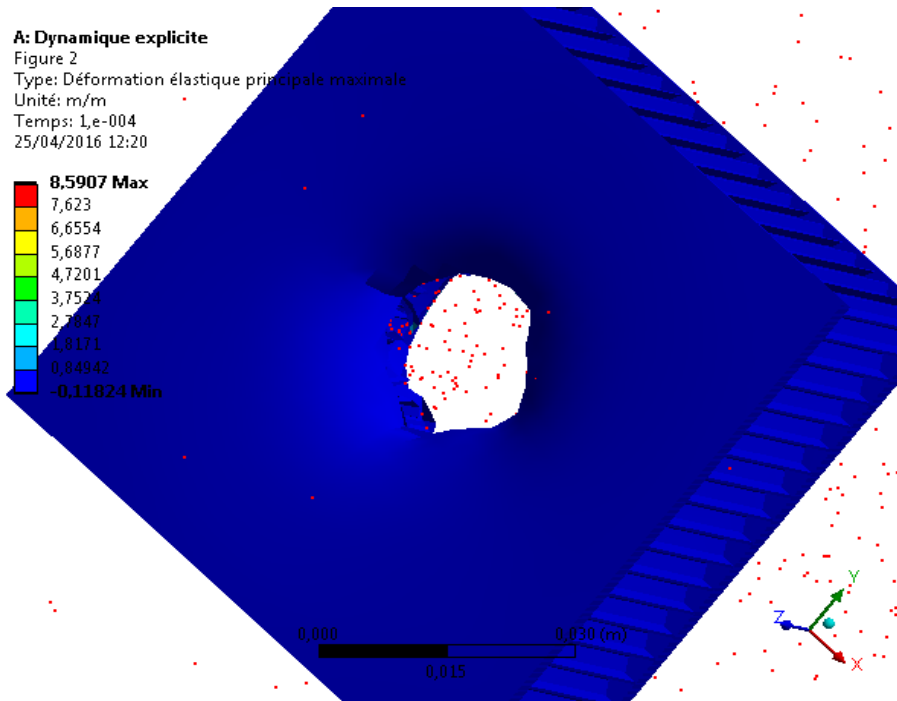


Figure 4.9 : Déformation élastique principale maximale de la plaque (vue dessus de la plaque)

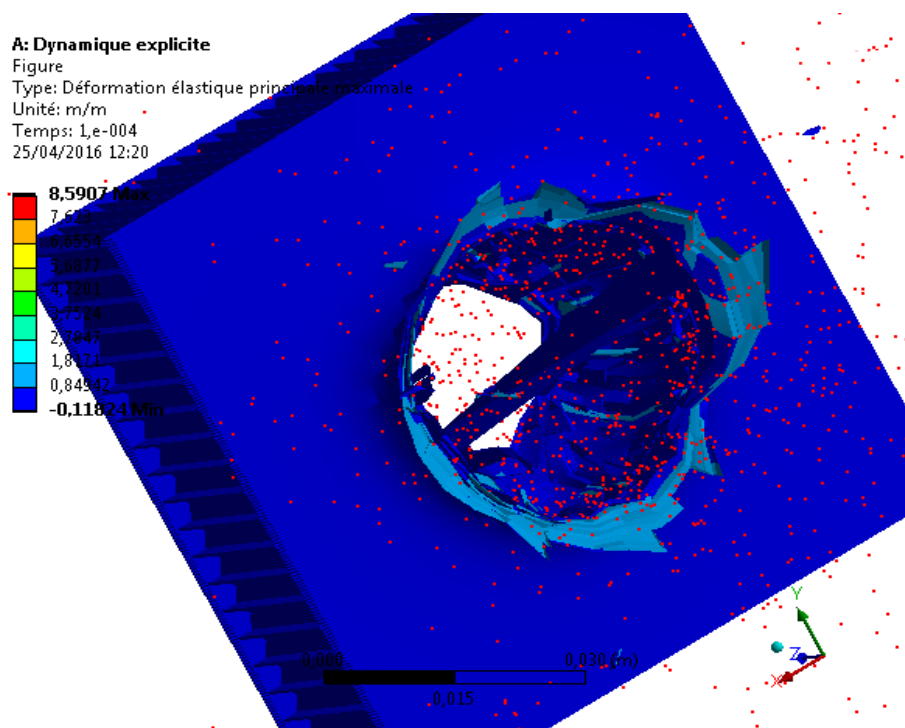


Figure 4.10 : Déformation élastique principale maximale de la plaque (vue dessous de la plaque)

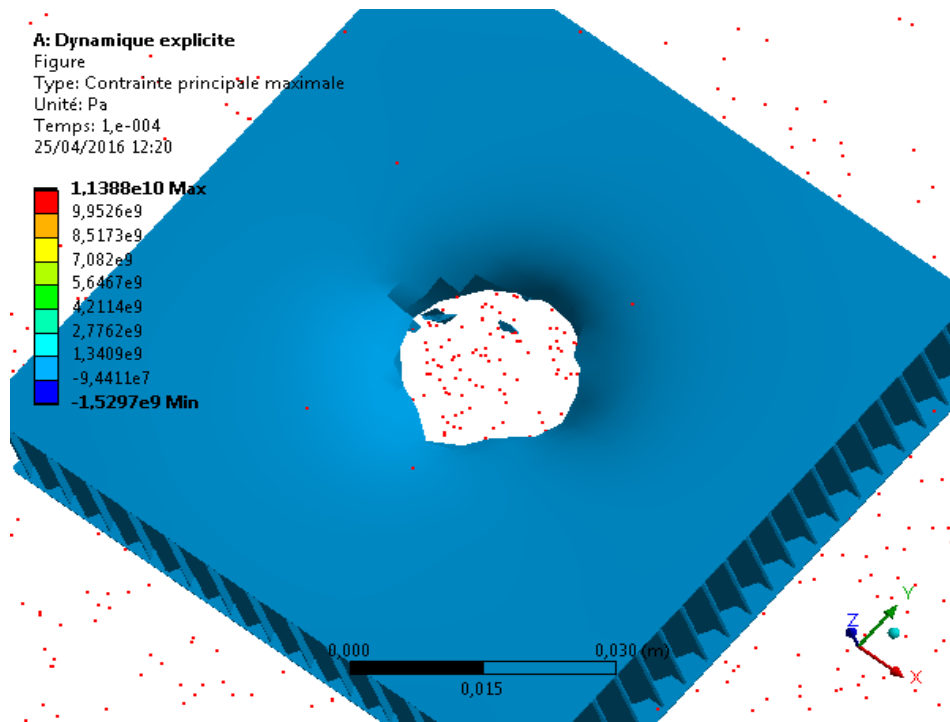


Figure 4.11 : Contrainte principale maximale de la plaque (vue dessus de la plaque)

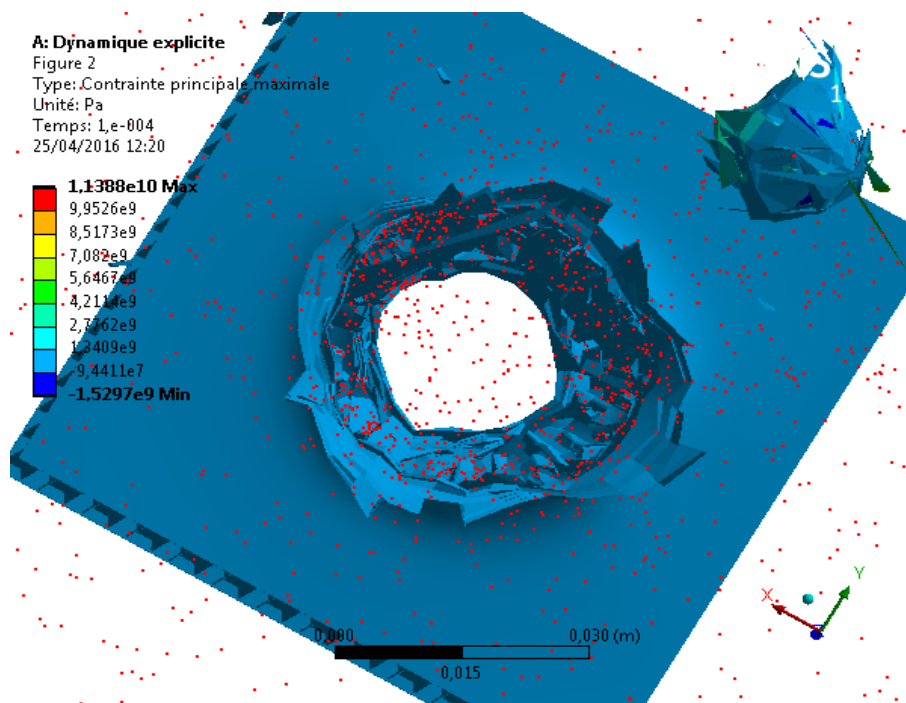


Figure 4.12 : Contrainte principale maximale de la plaque (vue dessous de la plaque)

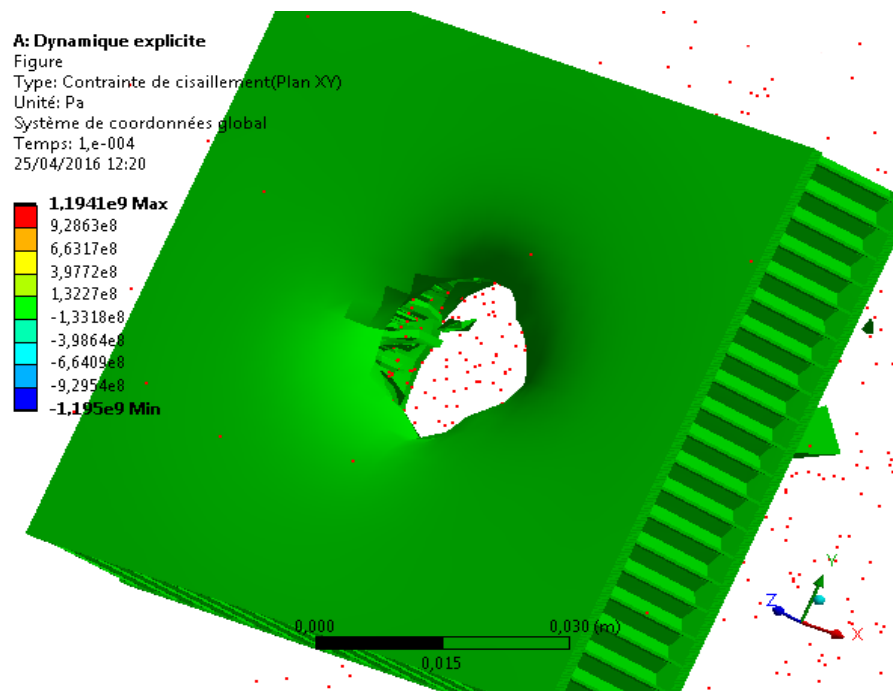


Figure 4.13 : Contrainte de cisaillement dans la plaque (vue dessus de la plaque)

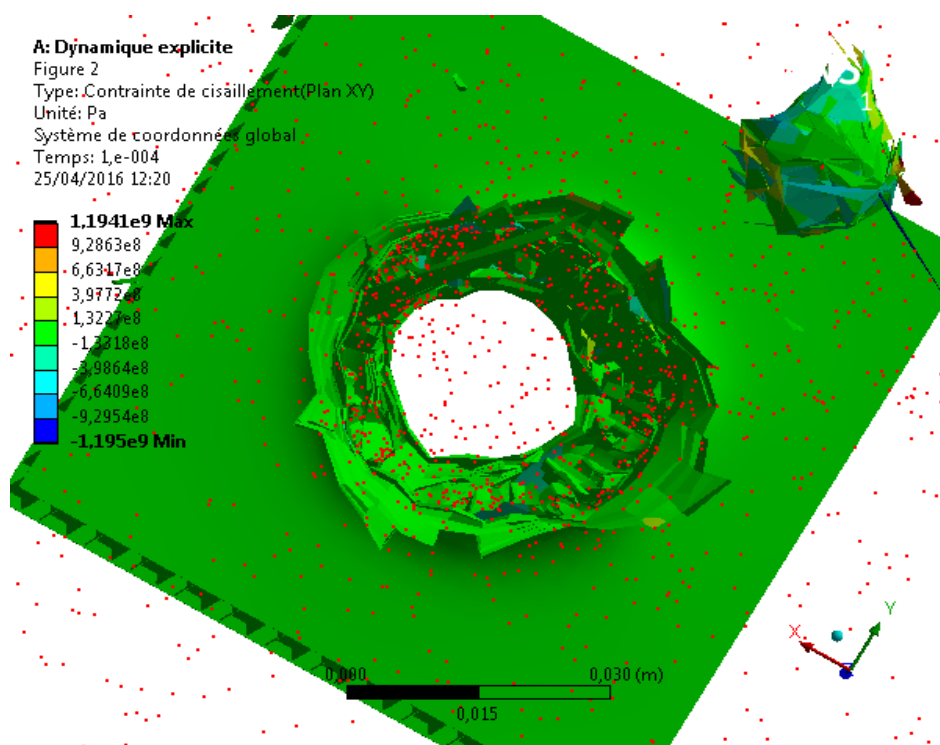


Figure 4.14 : Contrainte de cisaillement dans la plaque (vue dessous de la plaque)

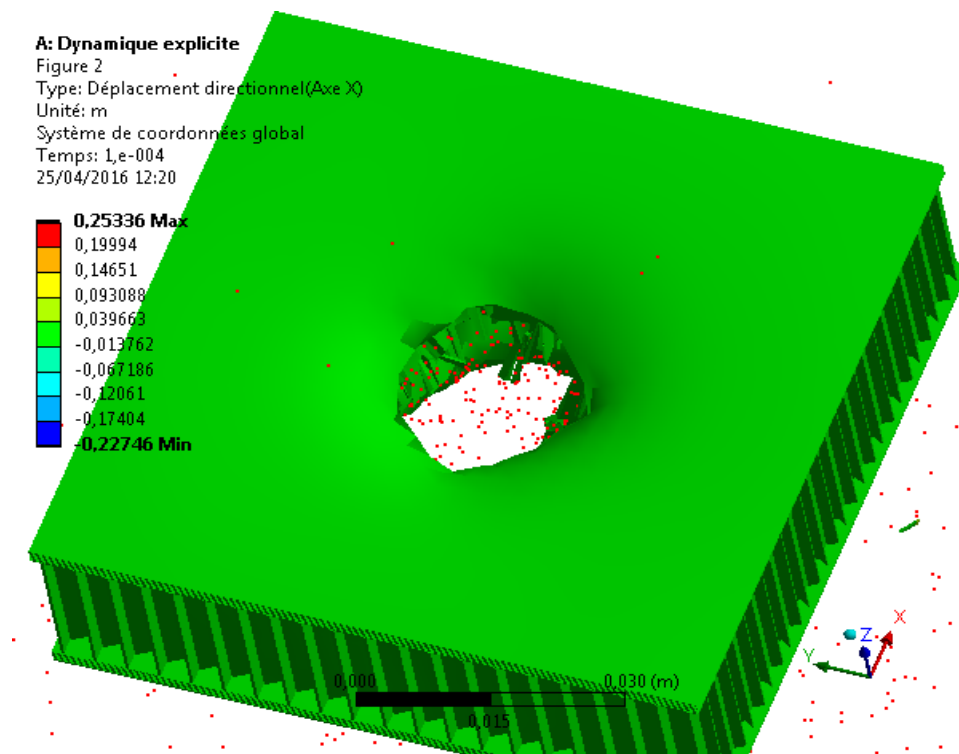


Figure 4.15 : Déplacement directionnel la plaque (vue dessus de la plaque)

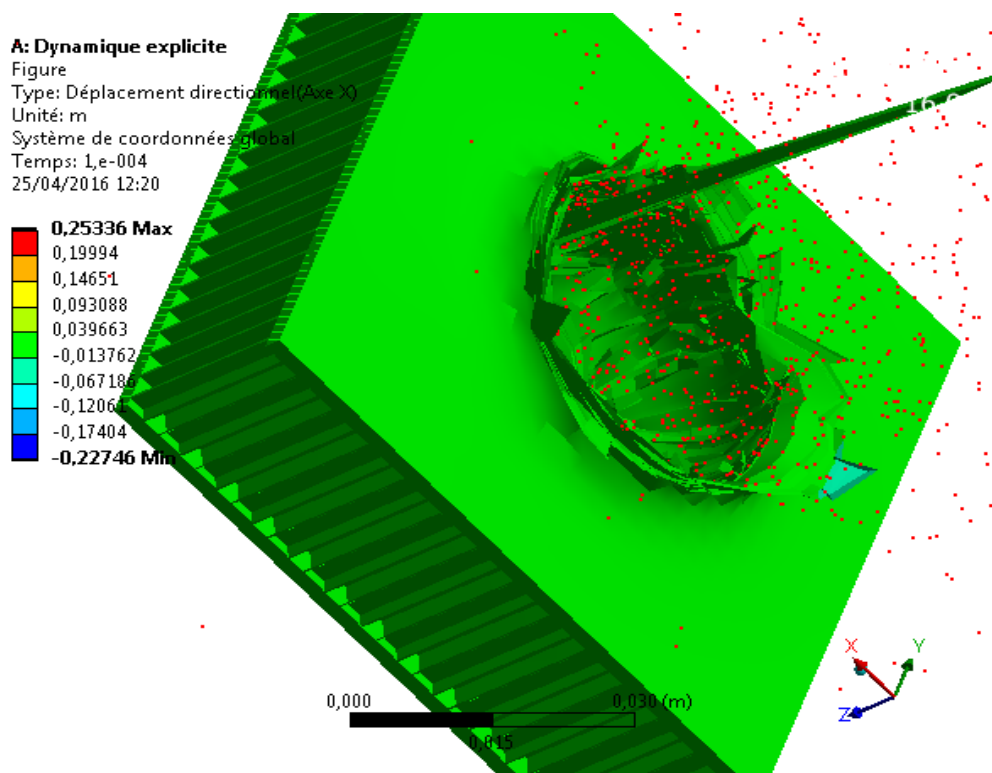


Figure 4.16 : Déplacement directionnel la plaque (vue dessous de la plaque)

A: Dynamique explicite

Figure

Type: Déplacement total

Unité: m

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 11:52

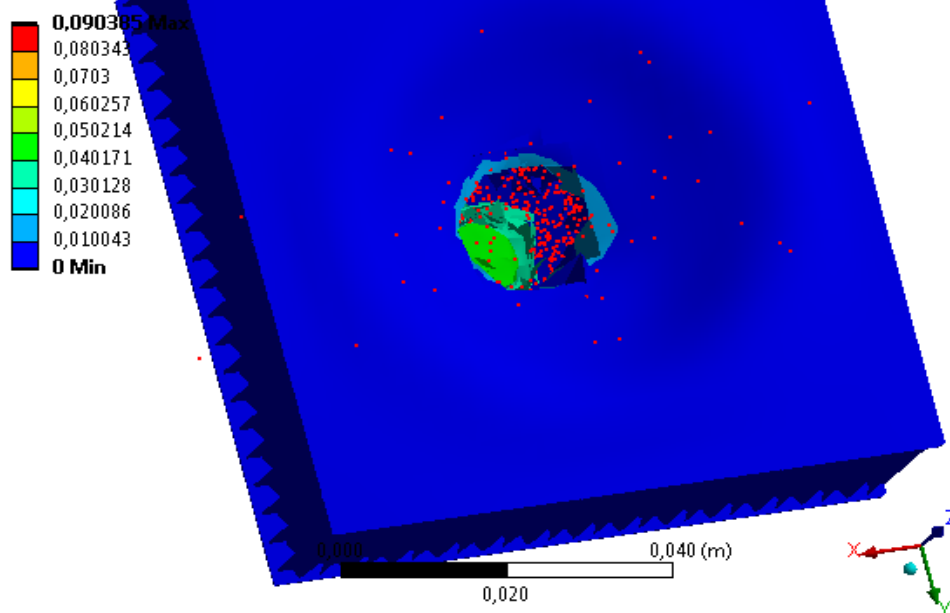


Figure 4.17 : Déplacement total de la plaque (vue dessus de la plaque)

A: Dynamique explicite

Figure 2

Type: Déplacement total

Unité: m

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 11:52

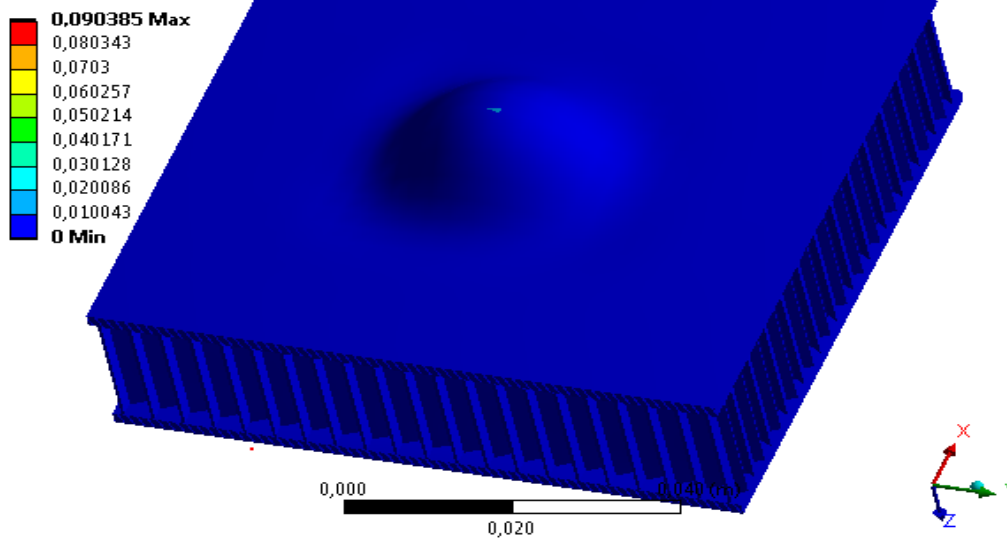


Figure 4.18 : Déplacement total de la plaque (vue dessous de la plaque)

A: Dynamique explicite

Figure

Type: Déformation élastique équivalente

Unité: m/m

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 11:52

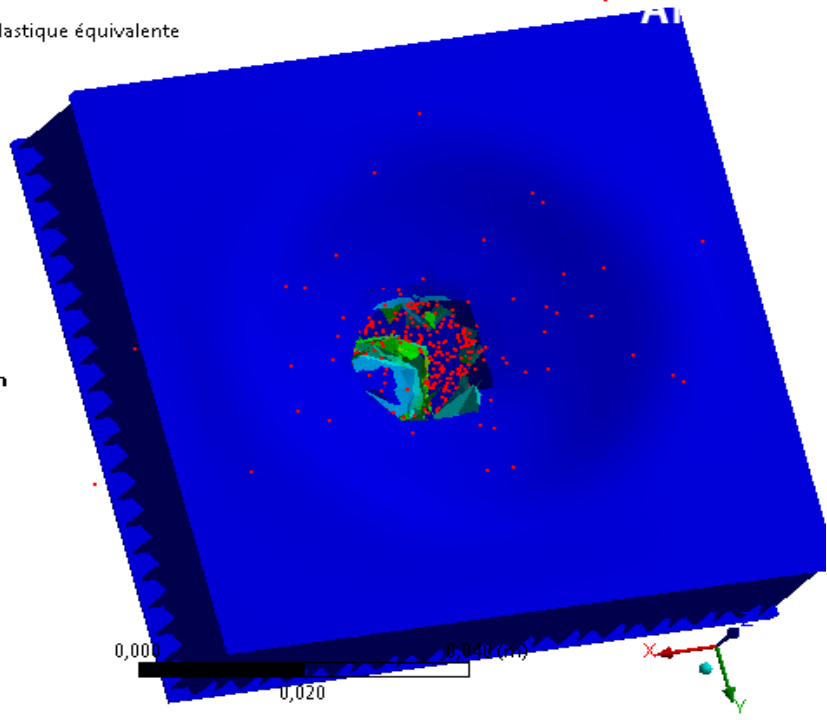
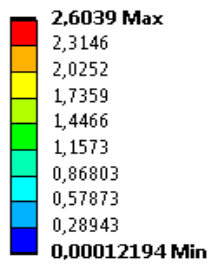


Figure 4.19 : Déformation élastique équivalente de la plaque (vue dessus de la plaque)

A: Dynamique explicite

Figure 2

Type: Déformation élastique équivalente

Unité: m/m

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 11:52

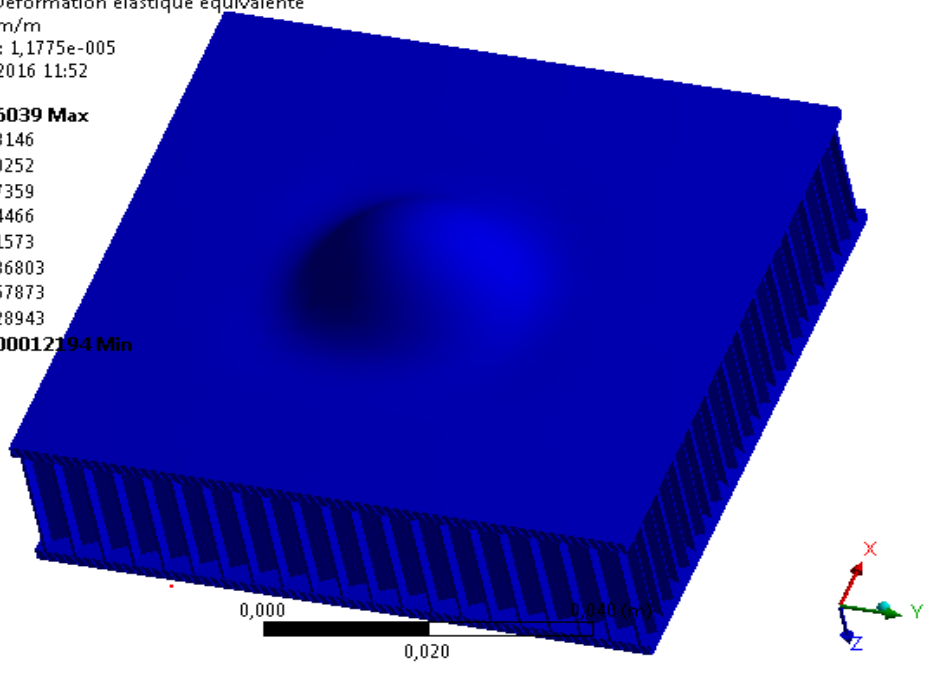
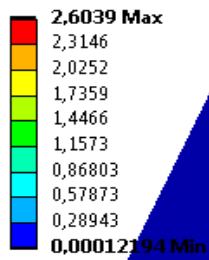


Figure 4.20 : Déformation élastique équivalente de la plaque (vue dessous de la plaque)

A: Dynamique explicite

Figure

Type: Contrainte équivalente (Von-Mises)

Unité: Pa

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 11:52

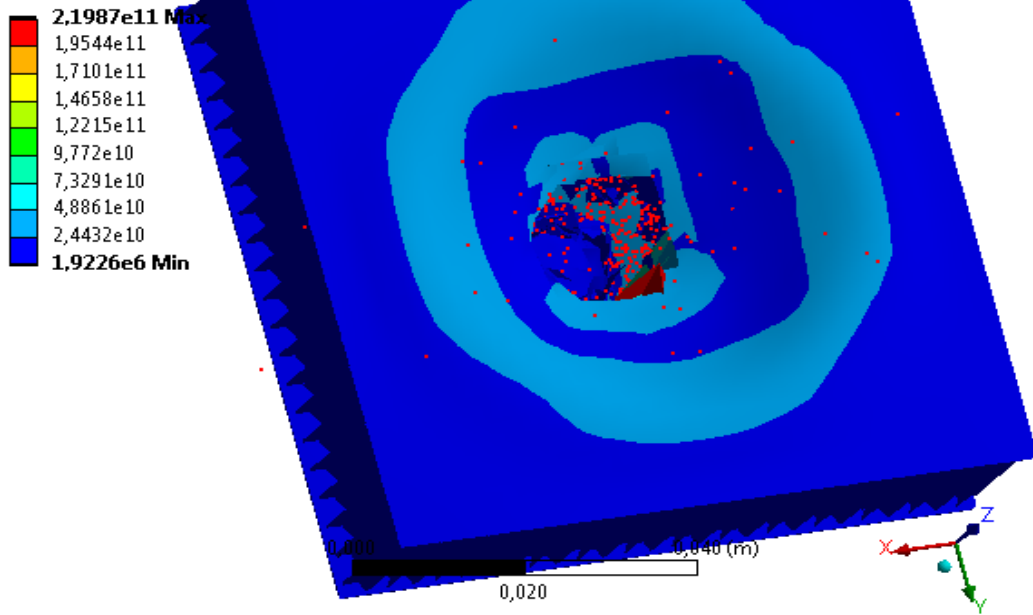


Figure 4.21 : Contrainte équivalente dans la plaque (vue dessus de la plaque)

A: Dynamique explicite

Figure 2

Type: Contrainte équivalente (Von-Mises)

Unité: Pa

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 11:52

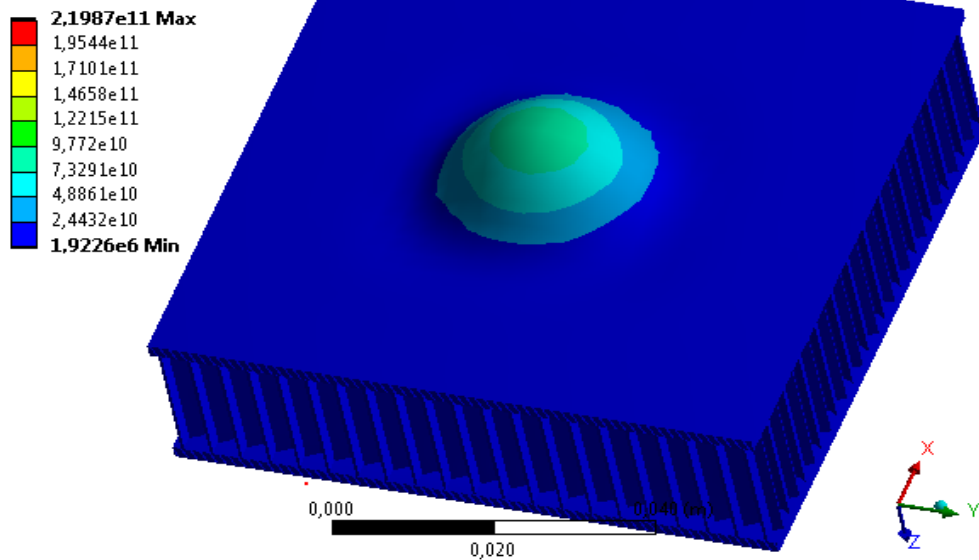


Figure 4.22 : Contrainte équivalente dans la plaque (vue dessous de la plaque)

A: Dynamique explicite

Figure

Type: Déformation élastique principale maximale

Unité: m/m

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 11:52

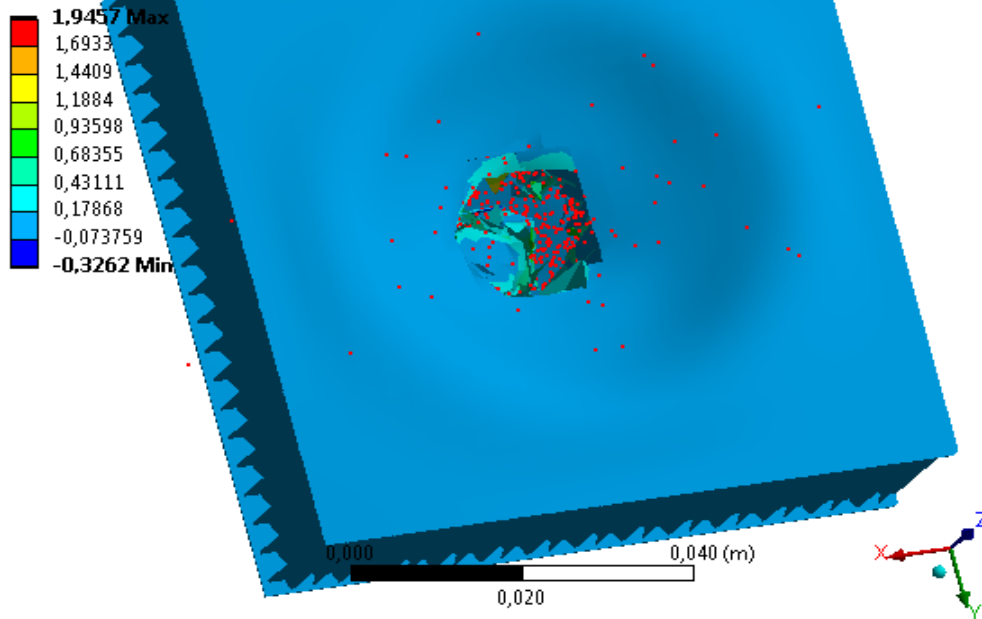


Figure 4.23 : Déformation élastique principale de la plaque (vue dessus de la plaque)

A: Dynamique explicite

Figure 2

Type: Déformation élastique principale maximale

Unité: m/m

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 11:52

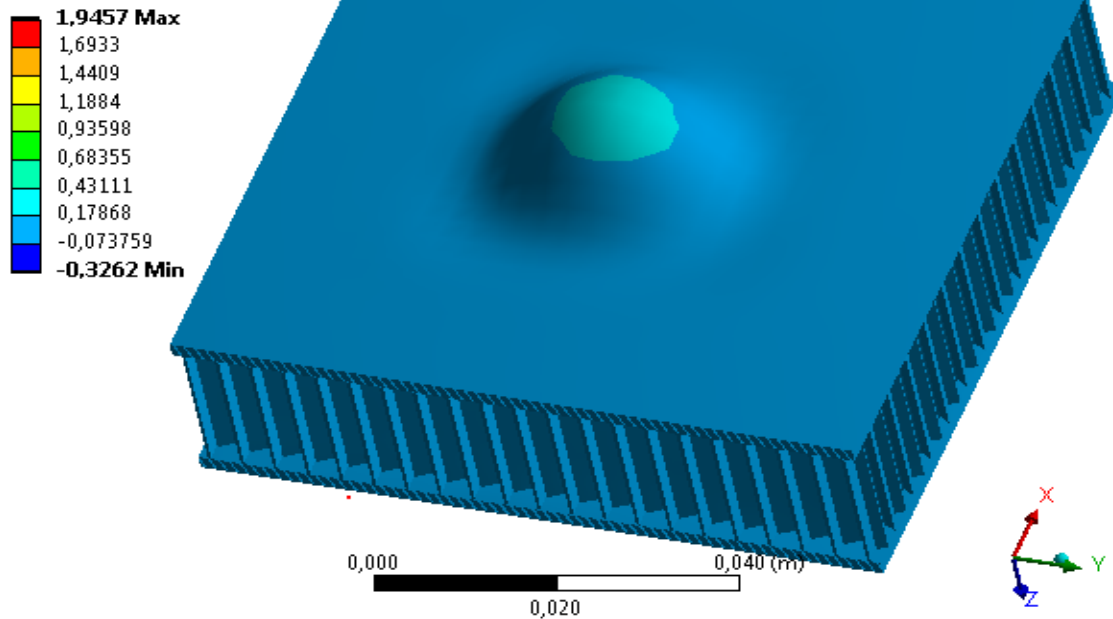


Figure 4.24 : Déformation élastique principale de la plaque (vue dessous de la plaque)

A: Dynamique explicite

Figure

Type: Contrainte de cisaillement(Plan XY)

Unité: Pa

Système de coordonnées global

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 11:52

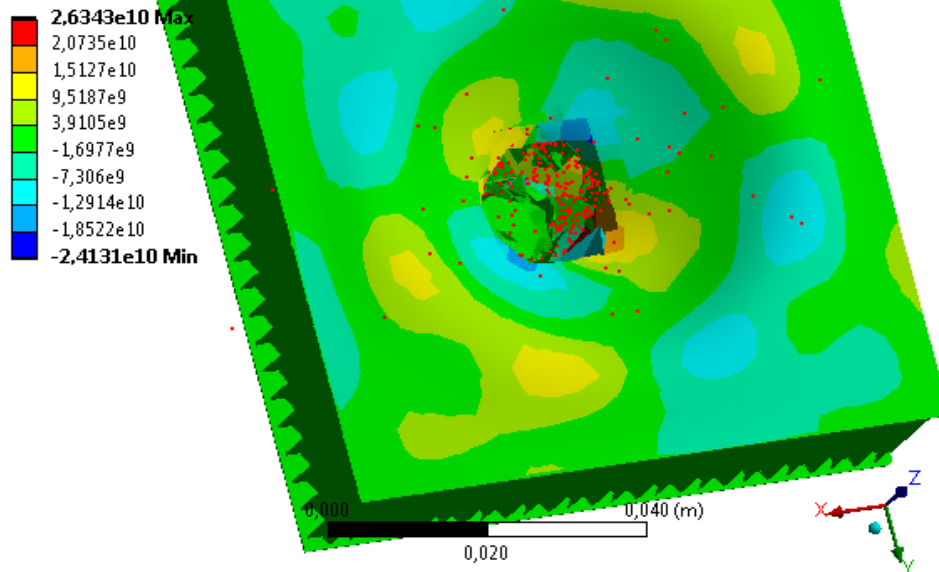


Figure 4.25 : Contrainte de cisaillement dans la plaque (vue dessus de la plaque)

A: Dynamique explicite

Figure 2

Type: Contrainte de cisaillement(Plan XY)

Unité: Pa

Système de coordonnées global

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 11:52

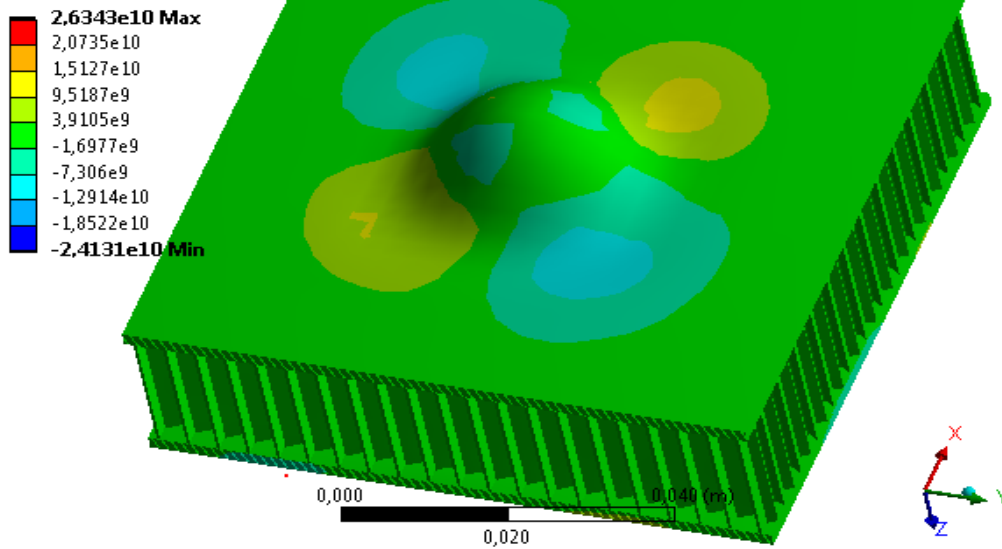


Figure 4.26 : Contrainte de cisaillement dans la plaque (vue dessous de la plaque)

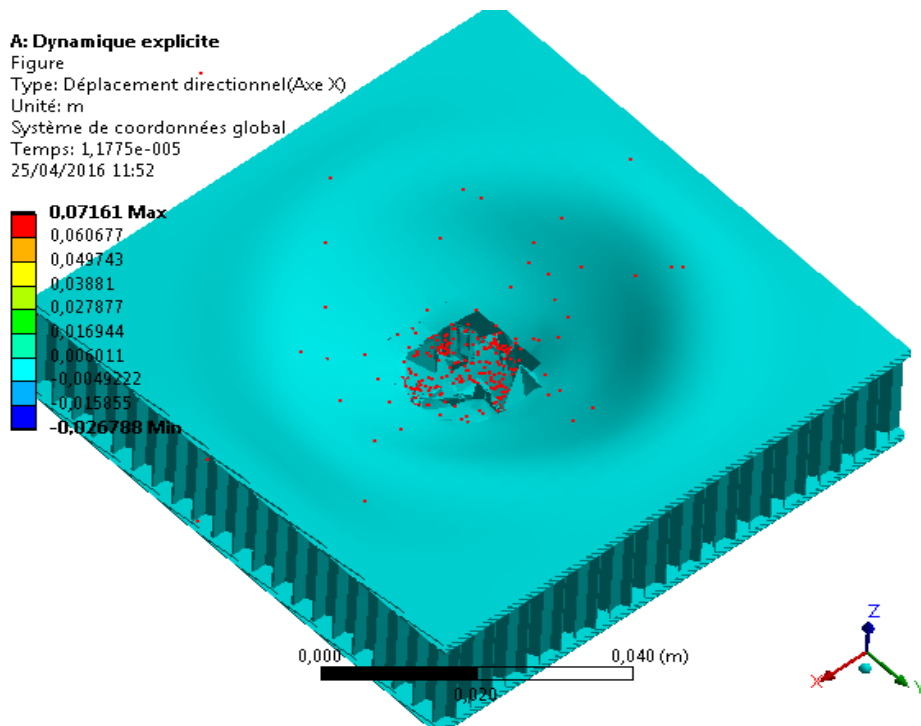


Figure 4.27 : Déplacement directionnel x de la plaque (vue dessus de la plaque)

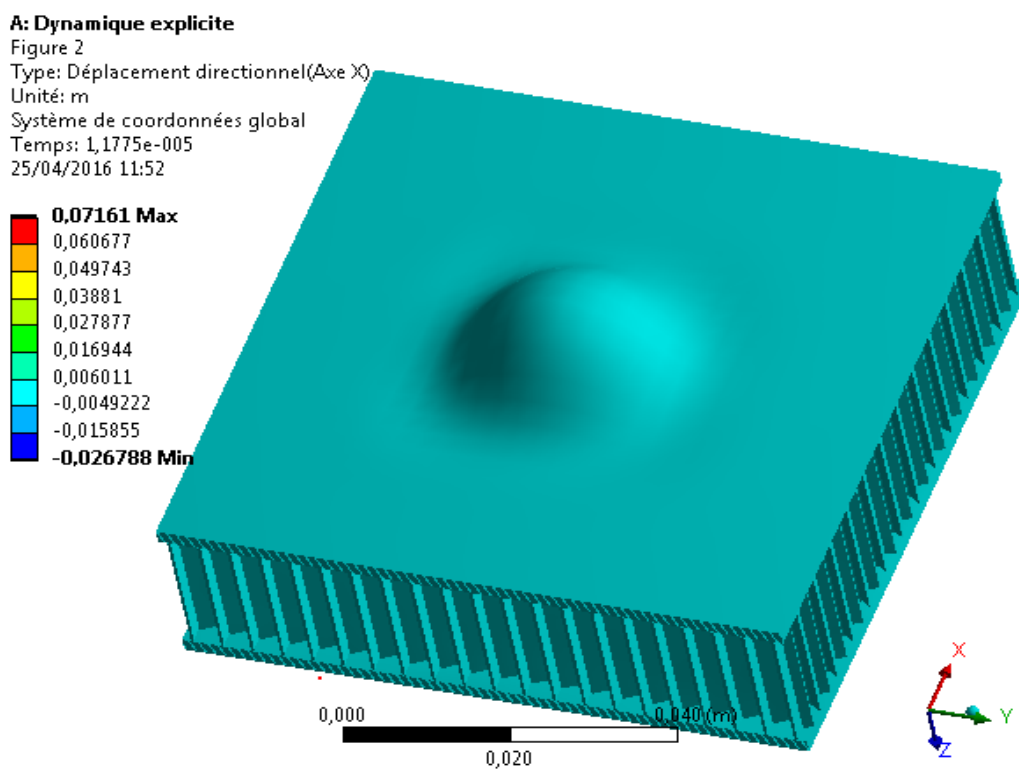


Figure 4.28 : Déplacement directionnel x de la plaque (vue dessous de la plaque)

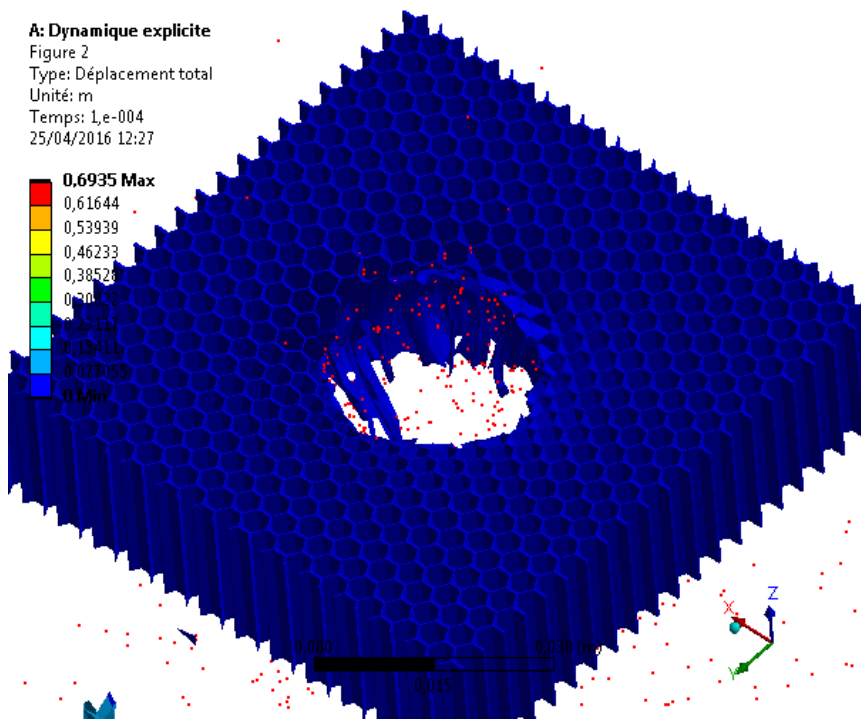


Figure 4.29 : Déplacement total du corps nid d'abeille (peau aluminium)

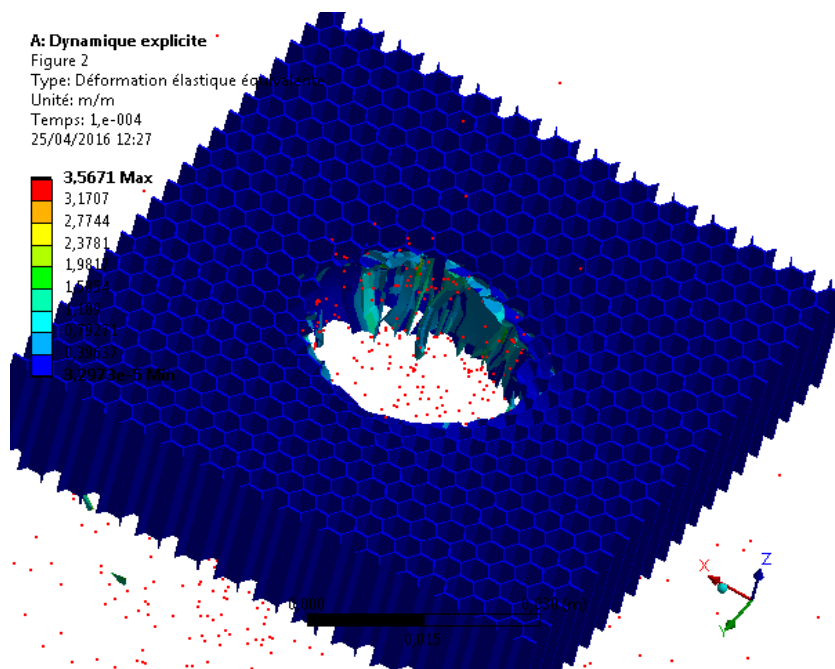


Figure 4.30 : Déformation élastique équivalente du corps nid d'abeille (peau en aluminium)

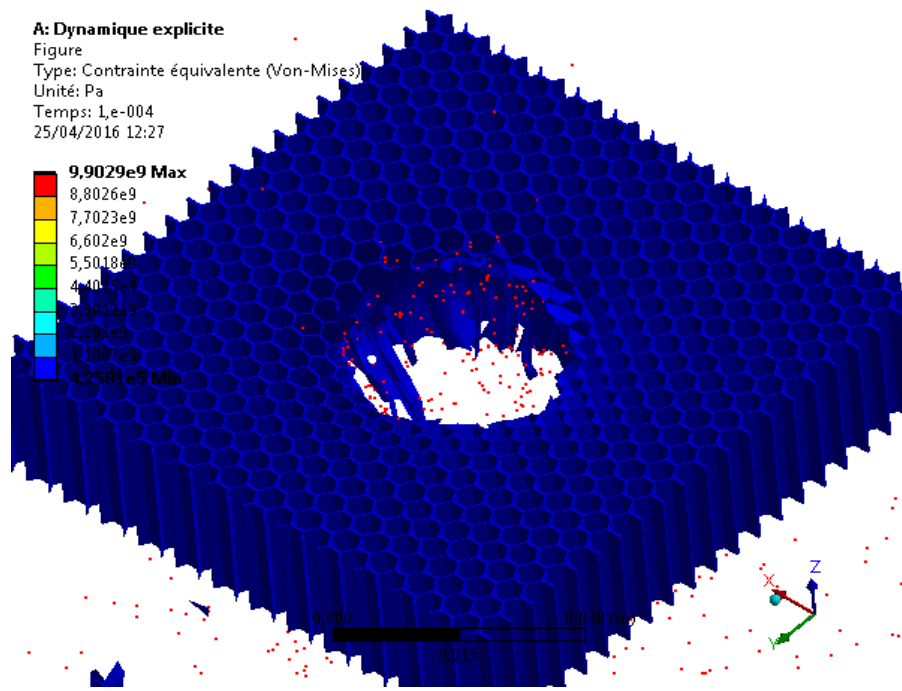


Figure 4.31 : Contrainte équivalente du corps nid d'abeille (peau en aluminium)

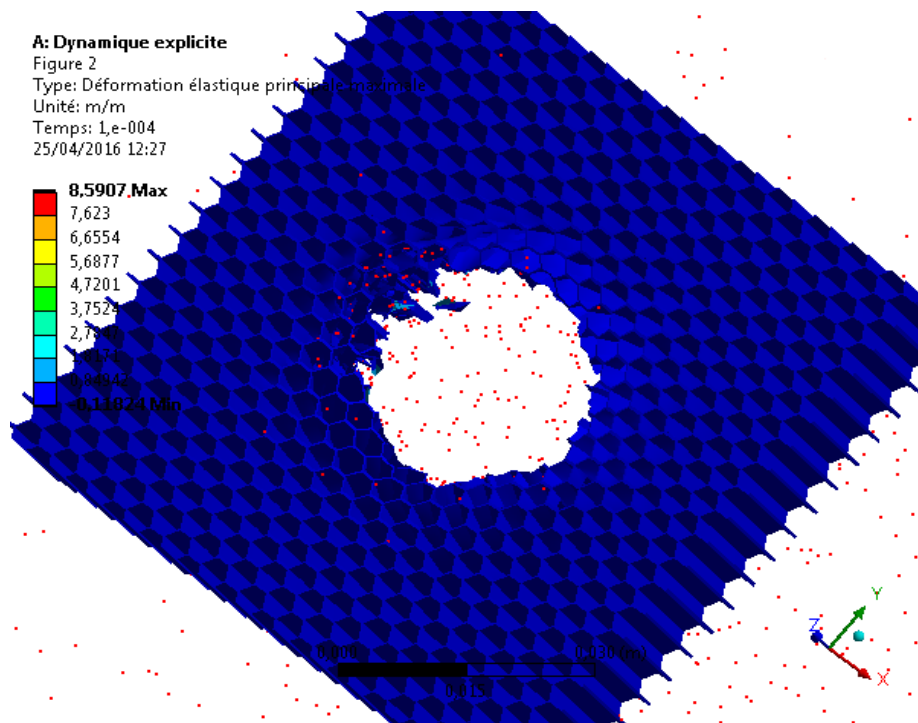


Figure 4.32 : Déformation élastique principale du corps nid d'abeille (peau en aluminium)

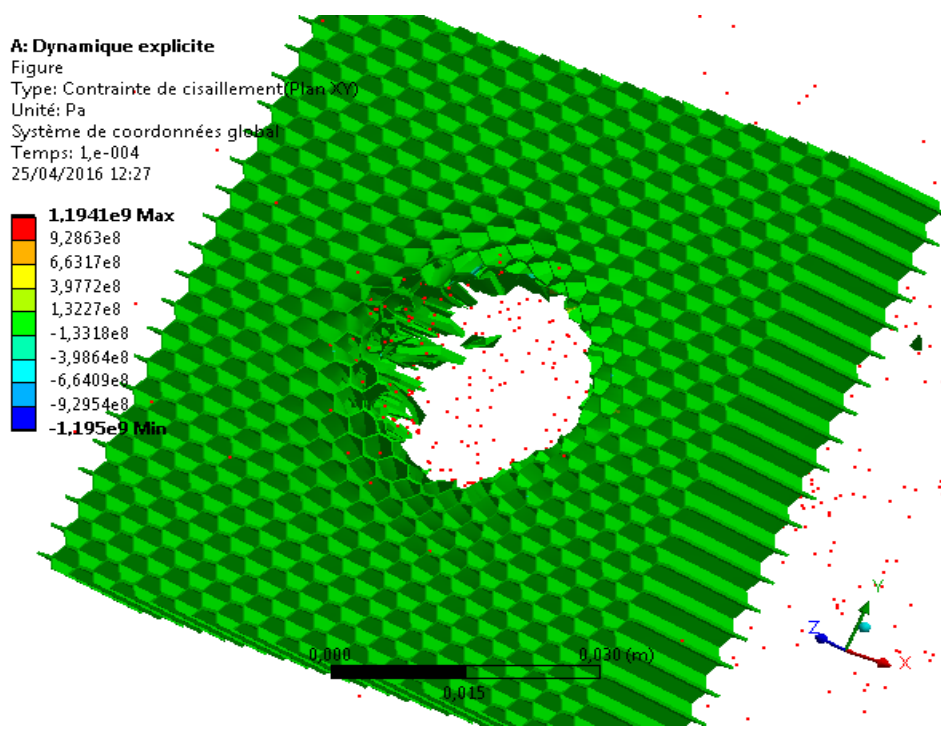


Figure 4.33 : Contrainte de cisaillement dans corps nid d'abeille (peau en aluminium)

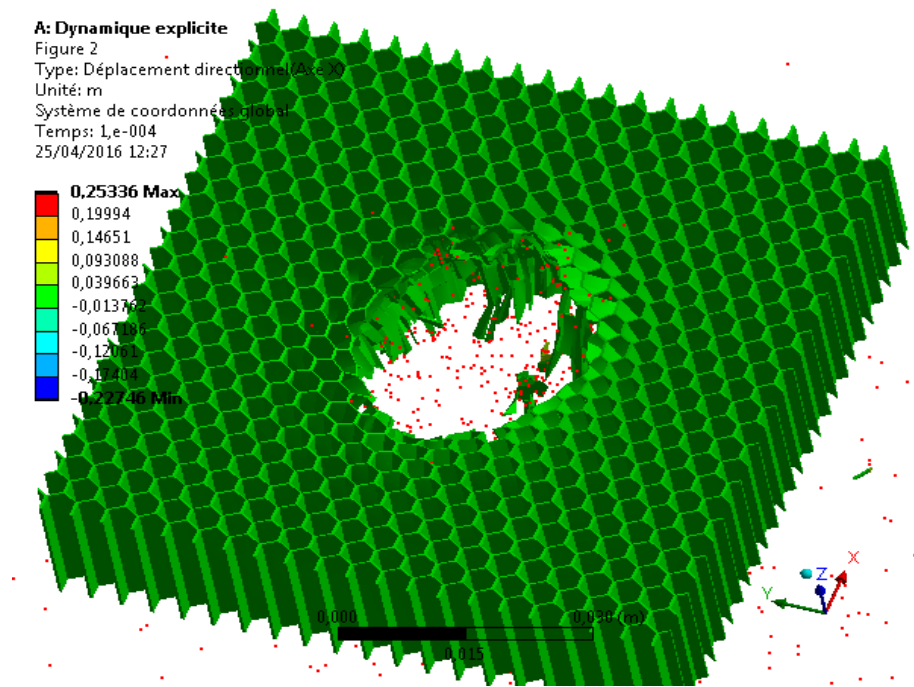


Figure 4.34 : Déplacement directionnel du corps nid d'abeille (peau en aluminium)

A: Dynamique explicite

Figure
Type: Déplacement total
Unité: m
Temps: 1,1775e-005
25/04/2016 12:06

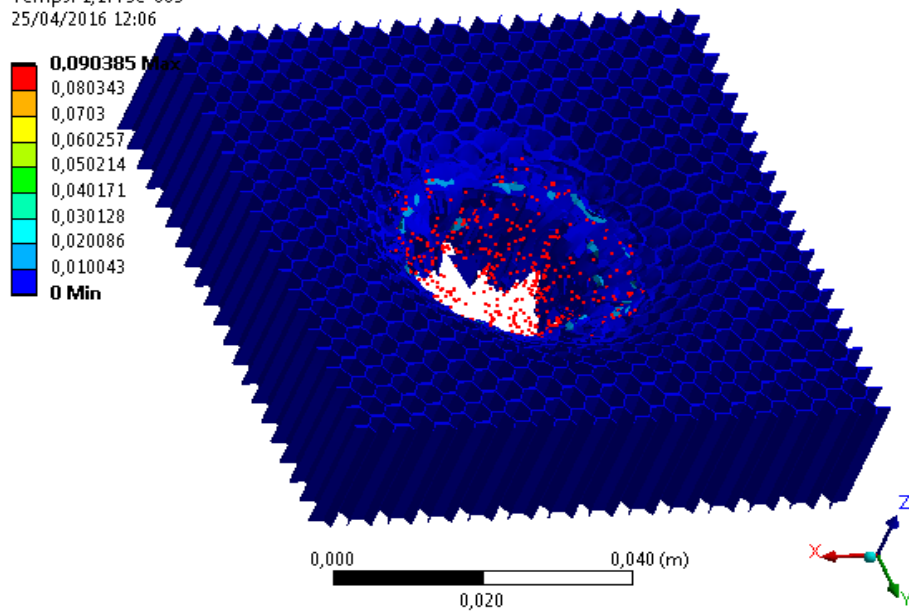


Figure 4.35 : Déplacement total du corps nid d'abeille (peau FGM)

A: Dynamique explicite

Figure
Type: Déformation élastique équivalente
Unité: m/m
Temps: 1,1775e-005
25/04/2016 12:06

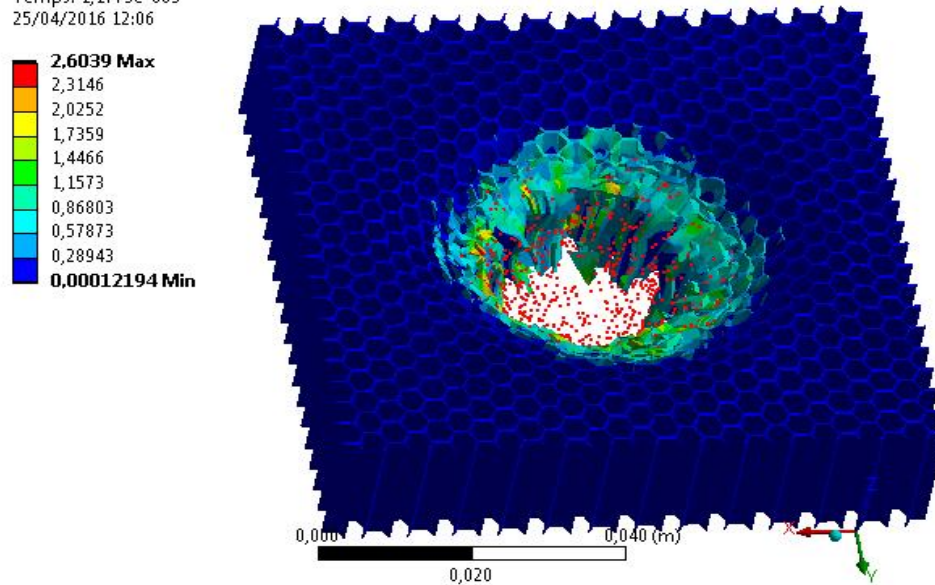


Figure 4.36 : Déformation élastique équivalente du corps nid d'abeille (peau FGM)

A: Dynamique explicite

Figure
Type: Contrainte équivalente (Von-Mises)
Unité: Pa
Temps: 1,1775e-005
25/04/2016 12:06

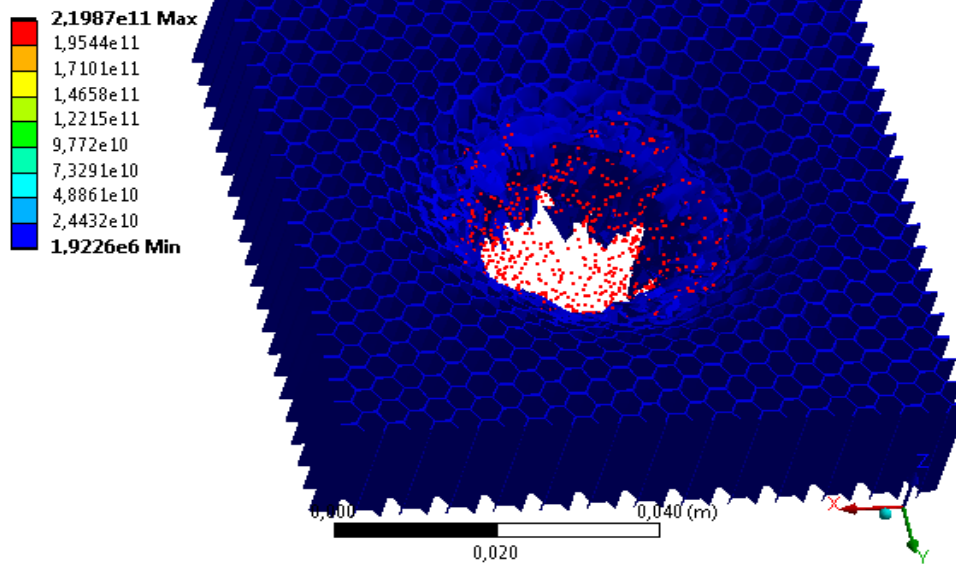


Figure 4.37 : Contrainte équivalente du corps nid d'abeille (peau FGM)

A: Dynamique explicite

Figure
Type: Déformation élastique principale maximale
Unité: m/m
Temps: 1,1775e-005
25/04/2016 12:06

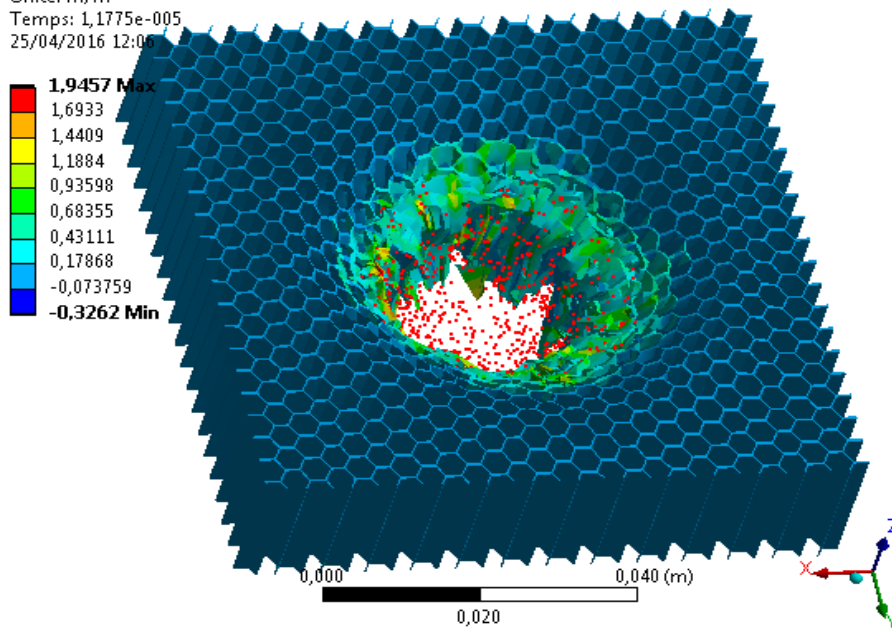


Figure 4.38 : Déformation élastique principale du corps nid d'abeille (peau FGM)

A: Dynamique explicite

Figure
Type: Contrainte de cisaillement(Plan XY)
Unité: Pa
Système de coordonnées global
Temps: 1,1775e-005
25/04/2016 12:06

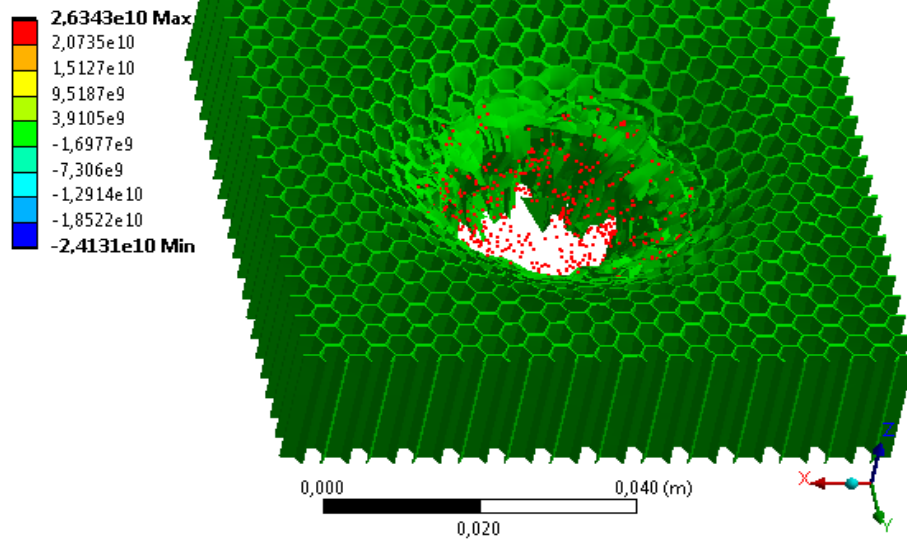


Figure 4.39 : Contrainte de cisaillement dans corps nid d'abeille (peau FGM)

A: Dynamique explicite

Figure
Type: Déplacement directionnel(Axe X)
Unité: m
Système de coordonnées global
Temps: 1,1775e-005
25/04/2016 12:06

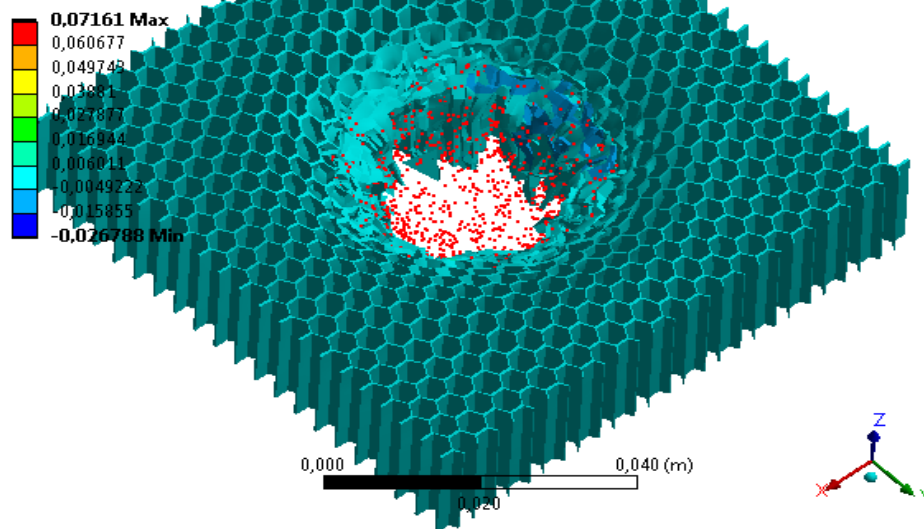


Figure 4.40 : Déplacement directionnel du corps nid d'abeille (peau FGM)

A: Dynamique explicite
 Figure 2
 Type: Déplacement total
 Unité: m
 Temps: 1,1775e-005
 25/04/2016 12:11

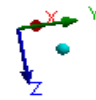
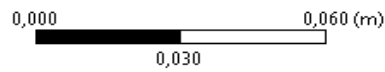
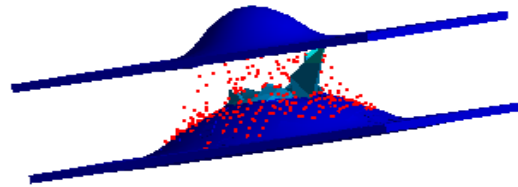
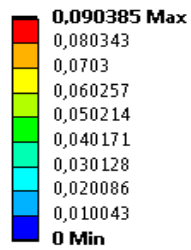


Figure 4.41 : Déplacement total des peaux FGM

A: Dynamique explicite
 Figure 2
 Type: Déformation élastique équivalente
 Unité: m/m
 Temps: 1,1775e-005
 25/04/2016 12:11

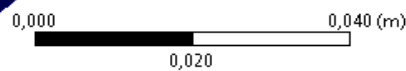
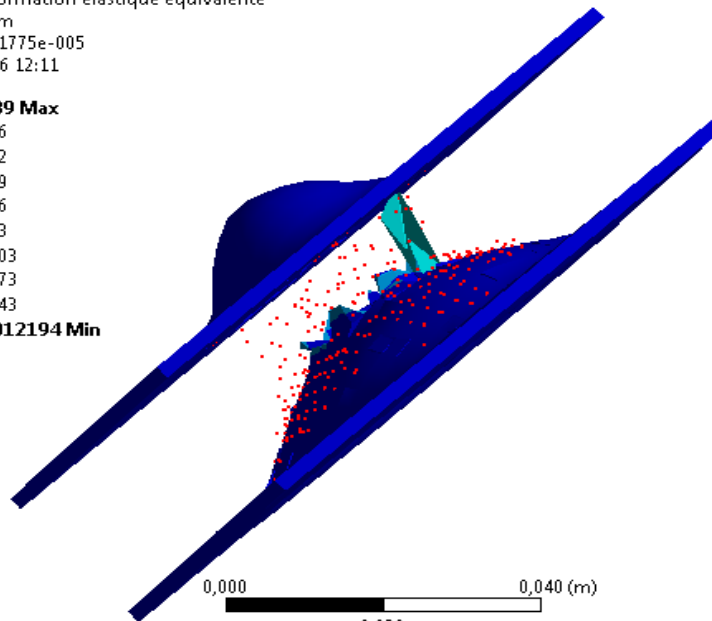
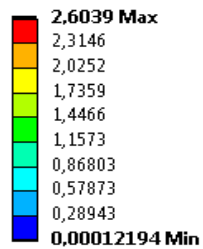


Figure 4.42 : Déformation élastique équivalente des peaux FGM

A: Dynamique explicite

Figure 2

Type: Contrainte équivalente (Von-Mises)

Unité: Pa

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 12:11

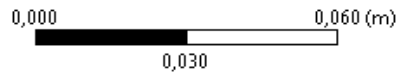
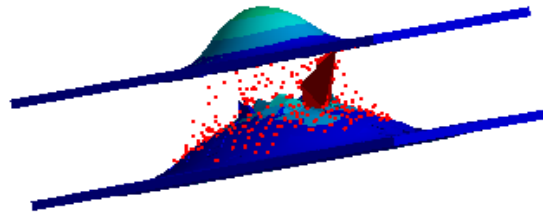
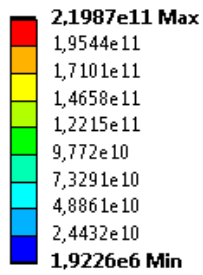


Figure 4.43 : Contrainte équivalente dans les peaux FGM

A: Dynamique explicite

Figure 2

Type: Déformation élastique principale maximale

Unité: m/m

Temps: 1,1775e-005

25/04/2016 12:11

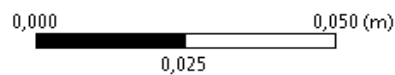
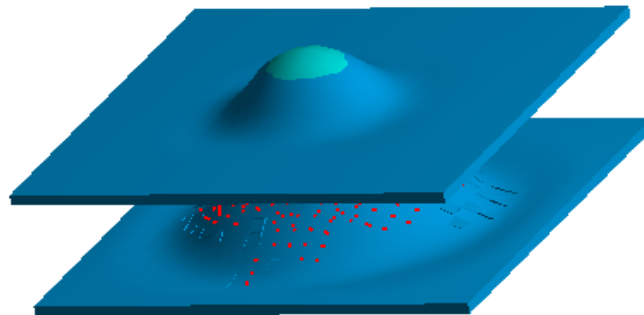
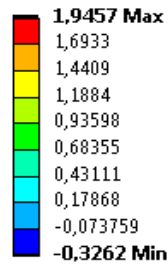


Figure 4.44 : Déformation élastique principale des peaux FGM

A: Dynamique explicite

Figure
Type: Contrainte de cisaillement(Plan XY)
Unité: Pa
Système de coordonnées global
Temps: 1,1775e-005
25/04/2016 12:11

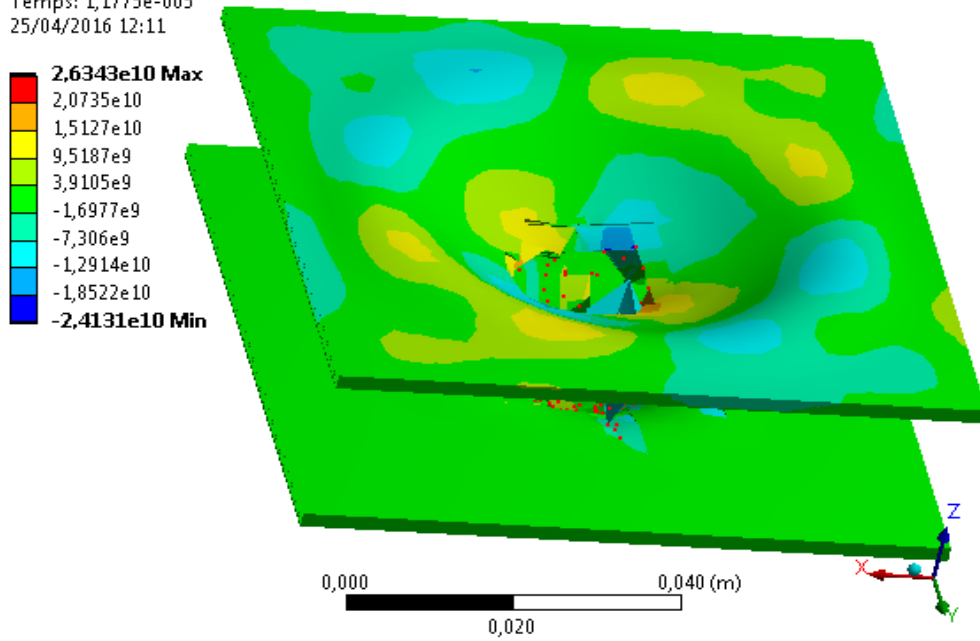


Figure 4.45 : Contrainte de cisaillement dans les peaux FGM

A: Dynamique explicite

Figure 2
Type: Déplacement directionnel(Axe X)
Unité: m
Système de coordonnées global
Temps: 1,1775e-005
25/04/2016 12:11

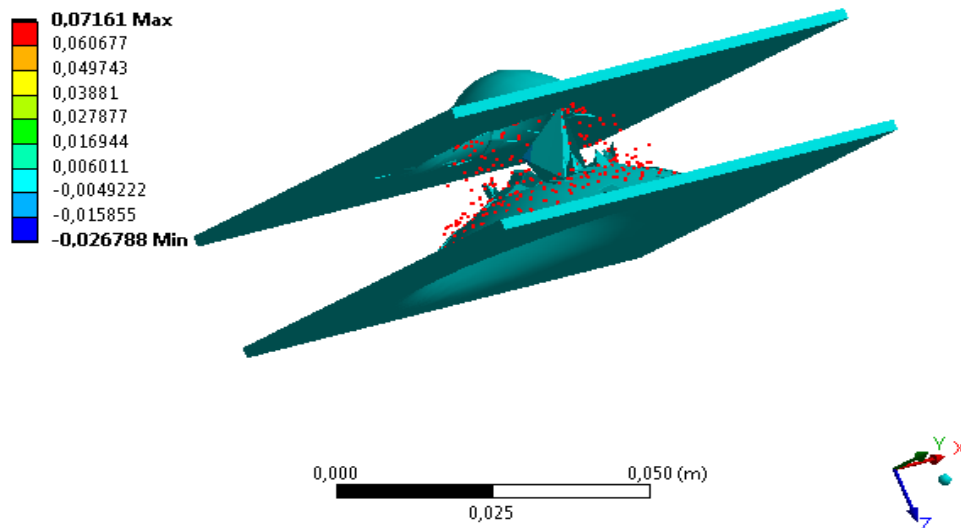


Figure 4.46 : Déplacement directionnel des peaux FGM

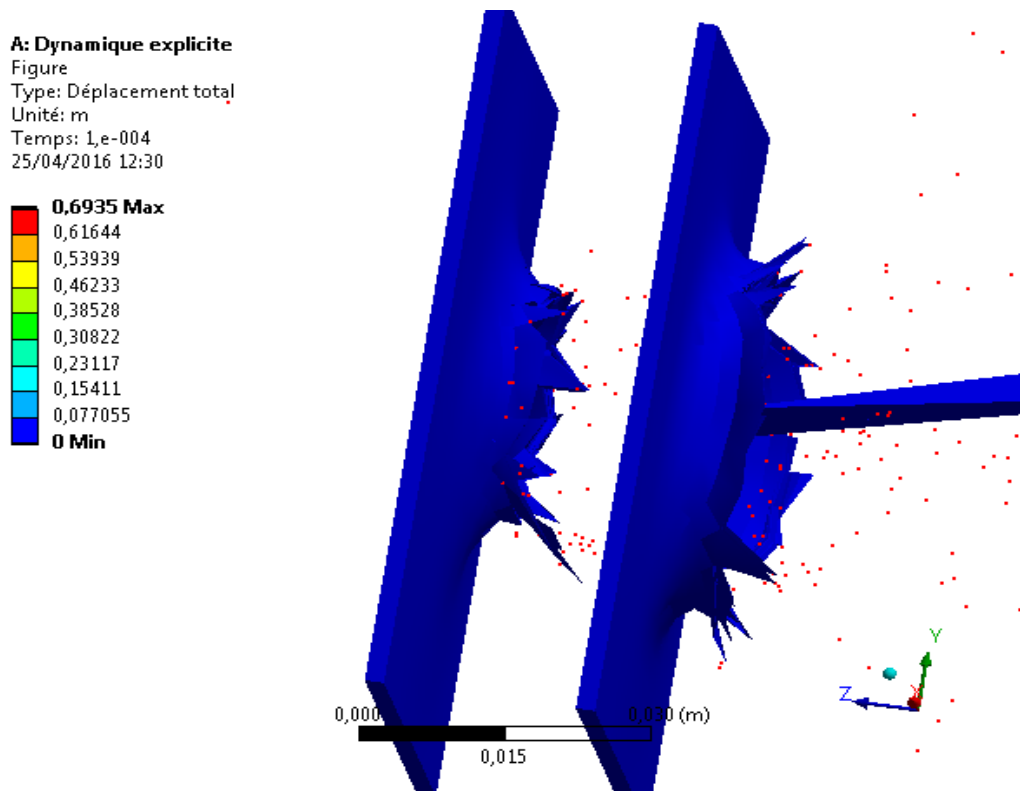


Figure 4.47 : Déplacement total dans les peaux en aluminium

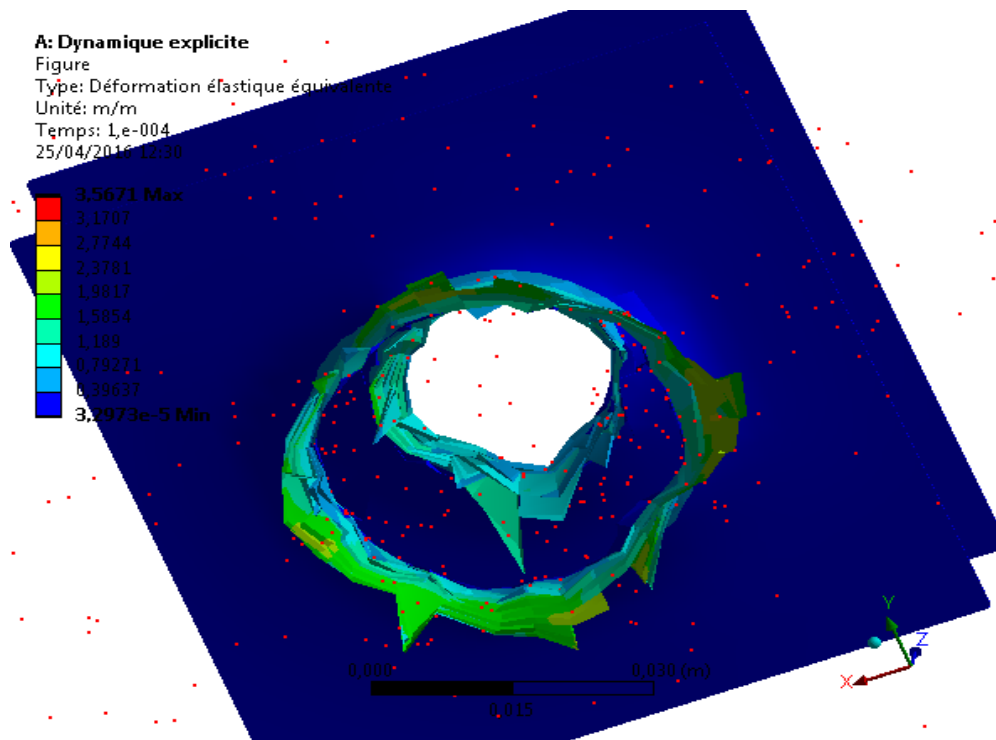


Figure 4.48: Déformation élastique équivalente dans les peaux en aluminium

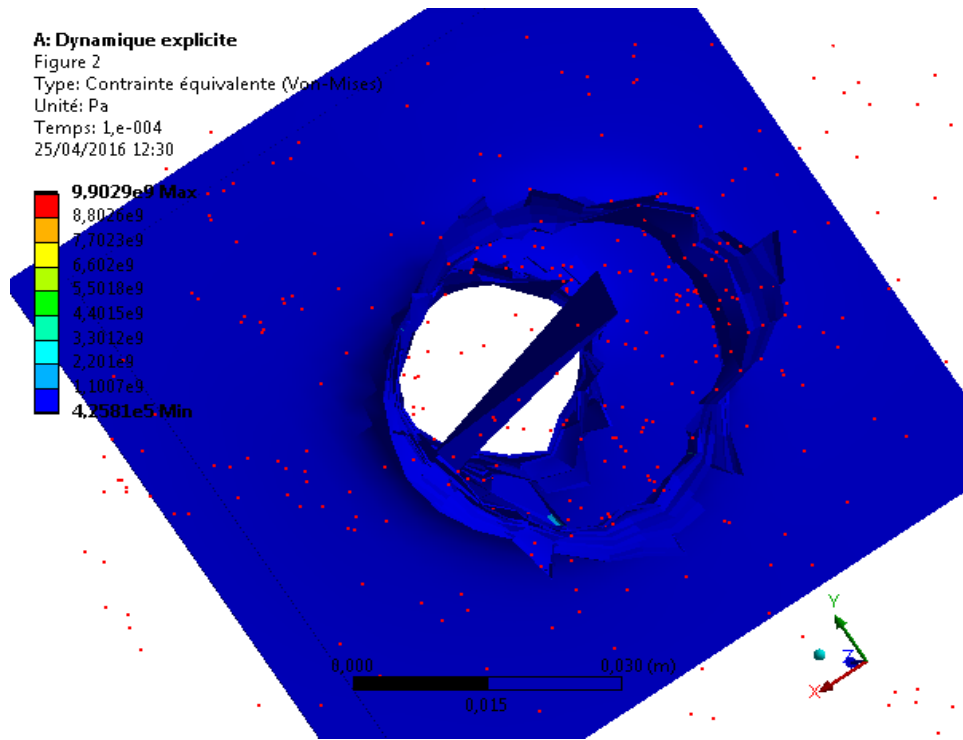


Figure 4.49: Contrainte équivalente dans les peaux en aluminium

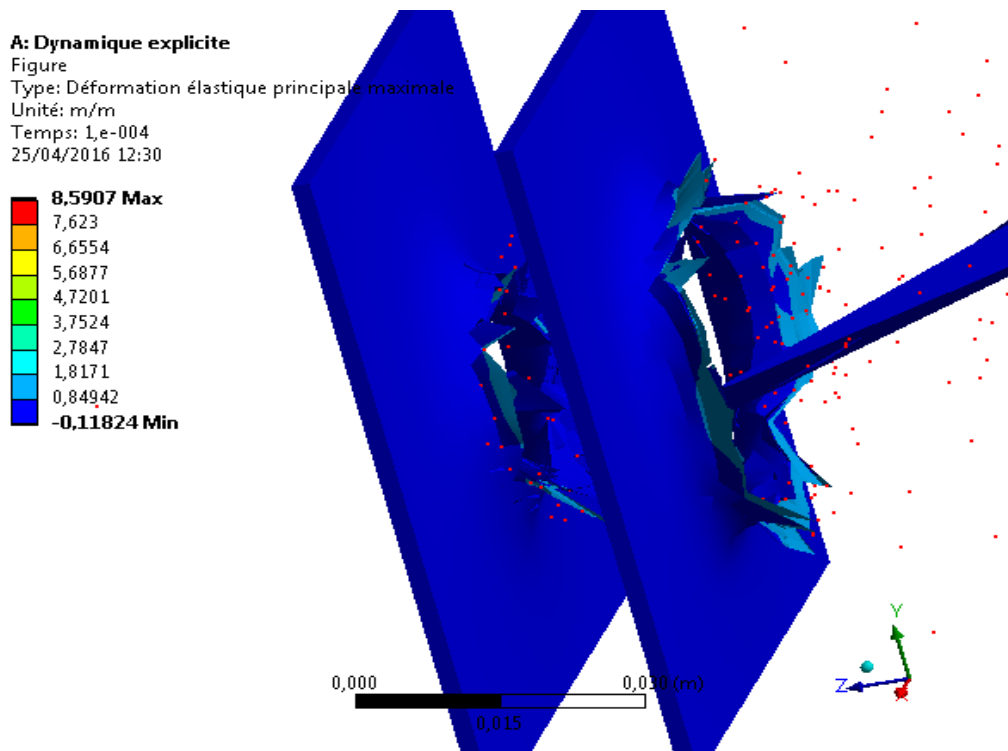


Figure 4.50: Déformation élastique principale maximale des peaux en aluminium

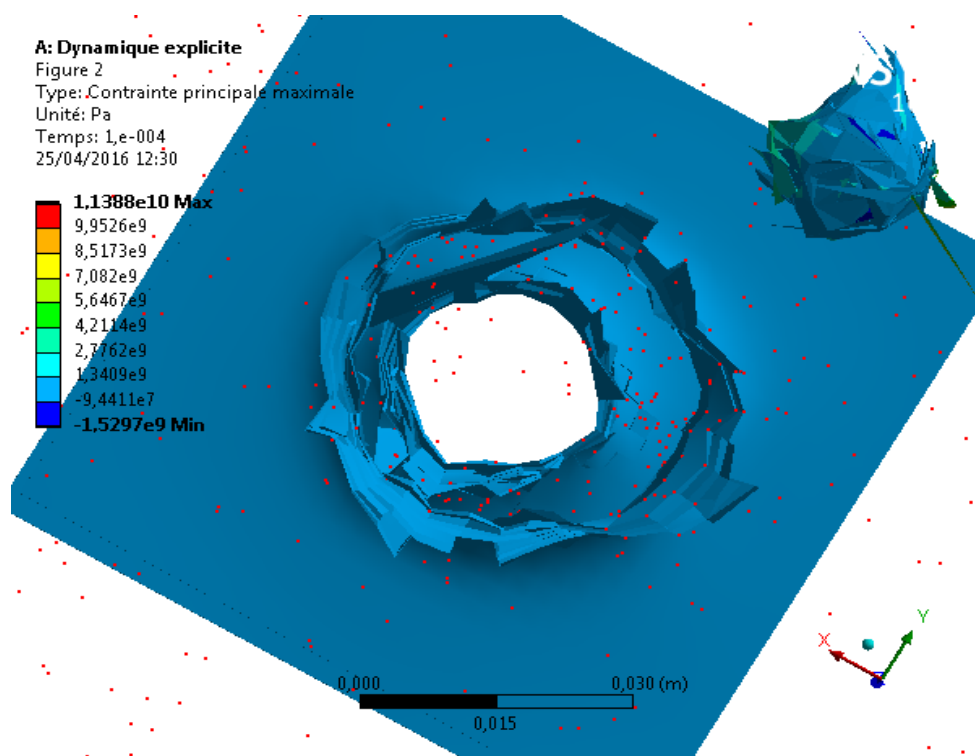


Figure 4.51 : Contrainte principale maximale dans les peaux en aluminium

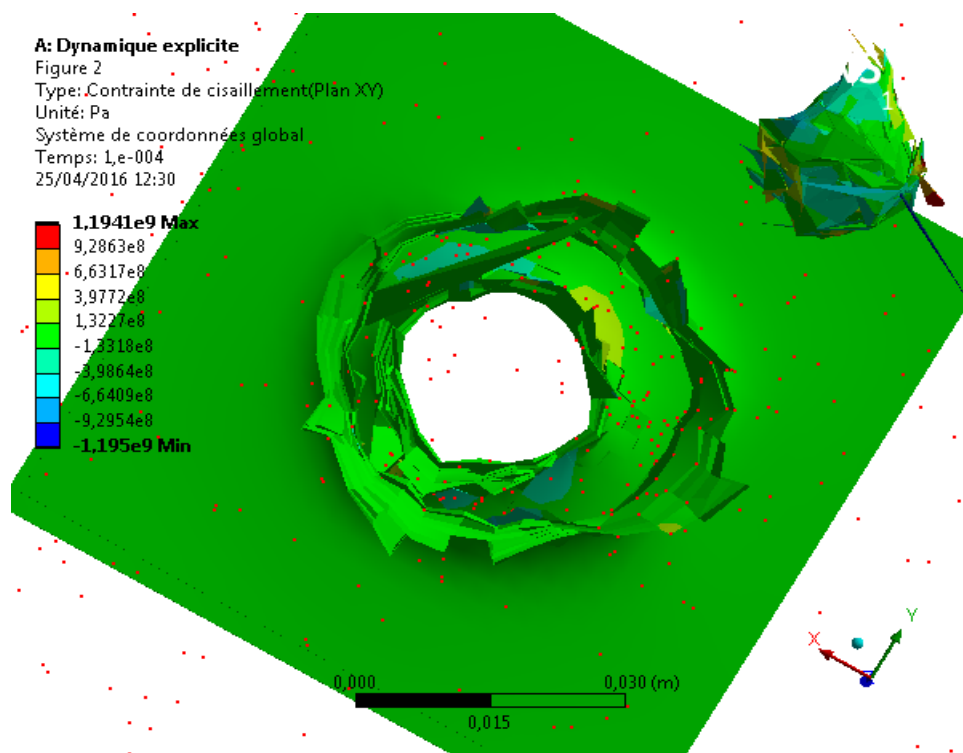


Figure 4.52: Contrainte de cisailment dans les peaux en aluminium

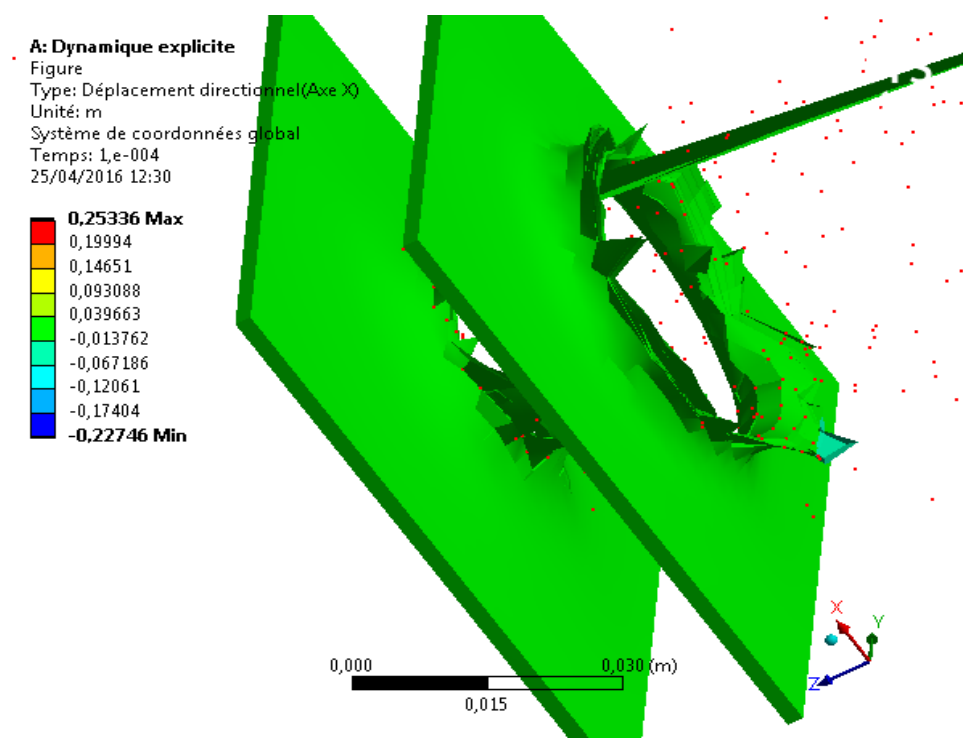


Figure 4.53 : Déplacement directionnel des peaux en aluminium

4.4. Conclusion

Les structures en nid d'abeille sont plus rigides que les structures conventionnelles. En effet, leur distribution géométrique efficace assure un partage des sollicitations entre les différents constituants de façon bien adéquate.

Bien que généralement conçues pour être soumises à des efforts en flexion, les structures sandwichs, elles peuvent aussi répondre à d'autres exigences, comme l'isolation thermique, etc. Le choix du type de sandwich dépend surtout de son application.

Le premier critère de choix d'une solution structure en nid d'abeille est d'augmenter la rigidité de la structure sans en augmenter le poids. Ce choix s'impose à chaque fois que l'on a une pièce d'une certaine dimension. En effet, Les principaux objectifs du concepteur d'un «sandwich » sont de choisir les matériaux appropriés constituant la structure ainsi que de déterminer les dimensions respectives des peaux et de l'âme de façon à résister aux contraintes induites par un chargement appliqué.

D'après les deux simulations d'impact à grande vitesse on remarque la perforation complète de la structure en nid d'abeille avec peau en aluminium mais dans le cas d'une structure en nid d'abeille avec peau en FGM on remarque la perforation de la peau supérieure et le corps nid d'abeille.

En fin on peut déduire que l'usage des matériaux à gradient de propriétés FGM peut apporter un plus dans différent domaines ou les structure sont susceptible à des sollicitations d'impact à très grande vitesse

Conclusion générale

Ce travail de recherche représente une première tentative à caractériser la réponse d'impact des structures en matériaux composites graduées FGM ; un domaine relativement peu exploré par les scientifiques et les ingénieurs de recherches à ce jour.

Cette thèse constitue une base solide à partir de laquelle la recherche de la réponse d'impact des structures en FGM peut se construire. Étant donné que presque aucun traitement de ce sujet n'a été disponible, il était nécessaire de simplifier le problème de l'impact des FGM.

Pour étudier la réponse de l'impact des plaques FGM dans les domaines de faible vitesse dans un champ de température. L'objectif global de cette étude était de fournir un procédé unique par lequel la réponse de l'impact des plaques graduées peut être caractérisée à faible vitesse, ou à un impact à moyenne énergie.

Cette étude permet de déduire les conclusions suivantes:

L'utilisation d'un FGM modélisée par intégration de fraction volumique suivant l'épaisseur et l'application du modèle de Ollson pour une plaque infinie impactée à basse vitesse nous a permis de déterminer :

La force maximale de contact, et la durée de contact, l'indentation maximale, la vitesse de l'indentation

Les résultats concordent avec d'autres structures (poutres) concernant la forme des courbes des vitesses d'indentation.

Les effets de la température, l'index de loi de puissance, la masse et la vitesse de projectile sur la force de contact, l'indentation et la vitesse de l'indentation sont mises en évidence

Dans la deuxième partie, on a présenté un modèle numérique par élément finis du comportement d'une structure en nid d'abeille et une simulation de l'impact à très grande vitesse. La nature des matériaux des peaux influe sur la performance des structures en nid d'abeilles.

Pour nos futurs travaux, on envisage de poursuivre notre recherche en modélisant numériquement par Élément finis l'impact sur une plaque FGM en utilisant ou en élaborant un programme Subroutine à intégrer dans le logiciel de travail choisi