

REPUBLIQUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE
MINISTERE DE L'ENSEIGNEMENT SUPERIEUR
ET DE LA RECHERCHE SCIENTIFIQUE



UNIVERSITE DJILLALI LIABES DE SIDI BEL ABBES

FACULTE DE TECHNOLOGIE
DEPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE



THESE de DOCTORAT LMD

Spécialité :
Mécanique Et Conception Des Systèmes

Présenté par :
Mr. Laredj Mustapha

Thème :

**ETUDE DE COUPLAGE DU GRENAILLAGE ET
DE L'EXPANSION COMME TECHNIQUE DE
REPARATION**

Soutenu le

Directeur de Thèse :

MILOUDI Abdelkader MCA Université Djillali Liabès de Sidi Bel Abbès

Membre du jury :

Mr	BOULENOUAR Abdelkader	Pr	U.D.L SBA	Président
Mr	MERZOUG Mohamed	MCA	U.D.L SBA	Examineur
Mr	KHELLAFI Habib	MCA	Université Mustapha Stamboui de Mascara	Examineur
Mr	ZAIM Abdenour	MCA	Université Mustapha Stamboui de Mascara	Examineur

REMERCIEMENTS

*Ce travail a été réalisé au Laboratoire de Matériaux et Systèmes réactifs de l'Université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbés dirigé par Monsieur Monsieur **Miloudi Abdelkader***

Je tiens à remercier tout d'abord Allah de m'avoir donné la foi, le courage et la confiance en moi-même pour pouvoir continuer mes études et arriver à ce niveau,

*Je tiens à exprimer ma gratitude et mes profonds remerciements à mon directeur de thèse, Mr **Miloudi Abdelkader** maitre de conférences au Département de Génie Mécanique à l'université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbes qui a accepté de diriger ce mémoire, pour ces aides tout au long de la préparation de ce travail, avec ses encouragements, et sa modestie. Je tiens à lui exprimer toute ma reconnaissance et ma gratitude pour m'avoir permis de travailler sur des thèmes divers et variés, stimulants et riches en perspectives. Je le remercie enfin pour les savoirs et les savoir-faire qu'il a contribué à me transmettre.*

*J'exprime, de même, mes remerciements à Mr. **Boulenouar Abdelkader** pour avoir accepté de présider le jury de cette thèse,*

Je tiens à remercier les membres du jury qui m'ont fait l'honneur d'être membres de mon jury et ont accepté de consacrer du temps pour la lecture et le jugement de ce travail,

En particulier,

*Je remercie Mr. **Merzoug Mohamed**, maitre de conférences au Département de Génie Mécanique à l'université Djilali Liabes de Sidi Bel Abbes, d'avoir accepté être un membre du jury,*

*Mes remerciements vont à **Mr. Khellafi Habib**, maitre de conférences au Département de Génie Mécanique à l'université de Mascara pour l'honneur qu'il me fait en acceptant de participer au jury.*

*Monsieur **Zaim Abdnour**, maitre de conférences au Département de Génie Mécanique à l'université de Mascar, je vous suis reconnaissant d'avoir accepté de faire partie des membres du jury de ma thèse.*

Je voudrais remercier l'ensemble des membres du laboratoire LMSR pour leurs aides, leurs efficacités et leurs disponibilités.

*Merci à tous **mes amis** pour leur soutien, leur aide et leur amitié.*

*Merci à tous **mes collègues** pour ses encouragements et ses aides.*

*Je remercie **ma famille** pour son continuel support et son encouragement.*

A ma mère et mon père, je dédie ce travail !

Résumé

Après l'expansion d'un trou la zone déformée génère des contraintes résiduelles de compression, ces contraintes résiduelles ne sont pas uniformes en profondeur de l'épaisseur et le niveau de contraintes résiduelles de compression en face d'entrée est plus faible que celui en face de sortie. Ce qui va provoquer l'amorçage des fissures en face d'entrée. L'objectif de ce travail et le couplage du grenailage comme technique de réparation complémentaire à la technique de l'expansion dont le but d'améliorer les contraintes dans la face d'entrée et d'homogénéiser les contraintes résiduelles dans les deux faces d'entrée et de sortie, afin d'arrêter ou ralentir la propagation des fissures détectées dans une structure. Des modèles numériques par éléments finis en 3D ont été développés en vue de simuler le procédé complet d'expansion à froid et le grenailage de précontrainte ainsi que le couplage des deux techniques. Le but étant ainsi d'obtenir les cartographies les plus fiables possibles des contraintes résiduelles triaxiales générées en bord de trou mais aussi de rechercher des stratégies d'optimisations les deux procédés. L'utilisation du grenailage comme technique de réparation complémentaire à la technique de l'expansion a permis de montrer son effet positif sur la distribution des champs de contraintes résiduelles dans la face d'entrée. Par ailleurs, l'expansion suivie par grenailage a permis d'homogénéiser les contraintes résiduelles dans les deux faces.

Mots clés : expansion, grenailage, contraintes résiduelles, trou, face d'entrée, élément finis.

Abstract

After the expansion of a hole, the deformed zone generates residual compressive stresses, these residual stresses are not uniform in depth of the thickness and the level of residual compressive stresses on the inlet face is lower than that in exit face. Which will cause the crack initiation in inlet face. The objective of this work and the coupling of shot peening as a complementary repair technique to the expansion technique, the aim of which is to improve the stresses in the entry face and to homogenize the residual stresses in the two faces of entry and exit, in order to stop or slow the cracks propagation detected in a structure. 3D finite element models were developed to simulate the complete cold expansion process and shot peening as well as the coupling of the two techniques. The goal is thus to obtain the most reliable maps triaxial residual stress generated hole edge but also to search for the two processes optimization strategies. The use of shot peening as a complementary repair technique to the expansion technique has shown its positive effect on the distribution of residual stress fields in the entry face. In addition, the expansion followed by shot peening made it possible to homogenize the residual stresses in the two faces.

Keywords: expansion, shot peening, residual stresses, hole, entry face, finite elements.

ملخص

بعد تمدد الثقب، تولد المنطقة المشوهة إجهادات انضغاطية متبقية، وهذه الضغوط المتبقية ليست متماثلة في اتجاه عمق القطعة بحيث مستوى الضغوط الانضغاطية المتبقية في المدخل أقل من نظيرتها في المخرج. سيؤدي ذلك إلى بدء الشقوق أمام المدخل. الهدف من هذا العمل هو الجمع بين تقنية رمي كريات صغيرة وتقنية تمديد ثقب واعتبارها كتقنية تكميلية لها، والهدف من ذلك هو تحسين الضغوط في وجه المدخل وتجانس إجهاد الضغوط المتبقية في وجهي المدخل والمخرج الثقب من أجل إيقاف أو إبطاء انتشار الشقوق المكتشفة في الهيكل. تم تطوير نماذج العناصر الرقمية ثلاثية الأبعاد لمحاكاة عملية التمدد البارد الكاملة وتقنية رمي كريات الصغيرة بالإضافة إلى اقتران التقنيتين. وبالتالي فإن الهدف هو الحصول على الخرائط الأكثر موثوقية الممكنة للضغوط المتبقية ثلاثية المحاور المتولدة على حافة الثقب ولكن أيضًا البحث عن استراتيجيات تحسين للعملية. وقد أظهر استخدام رمي الكريات الصغيرة كتقنية إصلاح تكميلية لتقنية التوسيع تأثيرها الإيجابي على توزيع حقول الإجهاد المتبقية في واجهة المدخل. بالإضافة إلى ذلك، أتاح التمدد الذي أعقبه رمي بالكريات صغيرة إمكانية تجانس الضغوط المتبقية في الوجهين.

الكلمات المفتاحية: التمدد، رمي بالكريات الصغيرة، الضغوط المتبقية، الثقب، وجه الدخول، العناصر المحدودة

Résumé	I
Table des matières	IV
Liste des figures.....	IV
Liste des tableaux	IV
Introduction générale.....	1

Chapitre I : Etude bibliographique

I.1. Introduction	3
I.2. Aperçu sur les méthodes de réparation des composants fissurés par fatigue	4
I.2.1. Réparation des structures fissurées par patches en composites	4
I.2.2. Méthode d'infiltration (injection).....	4
I.2.3. Méthode de l'empreinte de bille (indentation).....	4
I.2.4. Retard induit par une surcharge.....	5
I.2.5. Méthode du perçage d'un trou.....	6
I.2.5.1. Définition des paramètres de retard.....	7
I.3. Méthode du perçage avec expansion	8
I.3.1. Les processus d'expansion	9
I.3.2. Facteurs influant le processus d'expansion	11
I.3.2.1. Les facteurs liés à la géométrie.....	11
I.3.2.2. Les facteurs liés à la technique d'expansion.....	14
I.3.2.3. Facteurs liés au matériau	16
I.3.3. Analyse et détermination des contraintes résiduelles.....	17
I.3.3.1. Méthode destructive (Sachs' boring).....	17
I.3.3.2. Méthodes non-destructives	18
I.3.3.3. Méthode des éléments finis	19
I.4. Grenailage de précontrainte	21
I.4.1. Principe du grenailage de précontrainte.....	21
I.4.2. Description générale du procédé	22
I.4.2.1. Machine à turbine	22
I.4.2.2. Machine à air comprimé.....	23
I.4.2.3. Machine à ultrason.....	24
I.4.3. Mécanisme de génération et évolution des contraintes résiduelles.....	24
I.4.4. Paramètres du grenailage de précontrainte.....	26
I.4.4.1. Diamètre et dureté des billes, vitesse de la grenaille	26
I.4.4.2. Taux de recouvrement	26
I.4.5. Contrôle du procédé par l'intensité d'Almen, courbe de saturation.....	27
I.4.6. Les principales conséquences du grenailage.....	28
I.4.6.1. Répartition de contraintes résiduelles	28
I.4.6.2. Etat de surface.....	29
I.4.6.3. Modification microstructure.....	30
I.4.7. Travaux existants sur la modélisation numérique du grenailage	30
I.4.7.1. Modélisations par éléments finis à deux dimensions.....	31
I.4.7.2. Modélisations par éléments finis à trois dimensions	32

Chapitre II : Modélisation numérique de l'expansion du trou

II.1. Introduction.....	35
--------------------------------	-----------

II.2. Modélisation de la méthode de l'expansion	35
II.2.1. Description du modèle et propriétés mécaniques	36
II.2.2. Gestion de contact.....	38
II.3. Résultat.....	39
II.3.1. Distribution des contraintes résiduelles	39
II.3.2. Choix du procédé	42
II.3.3. Influence des propriétés mécaniques sur le profil des contraintes résiduelles	42
II.4. Etudes paramétriques	43
II.4.1. Influence du degré d'expansion (DE) sur le profil des contraintes résiduelles	43
II.4.2. Influence de l'épaisseur sur le profil des contraintes résiduelle	45
II.4.3. Influence du coefficient du frottement	46
II.4.4. Effet des conditions aux limites du manchon sur les contraintes résiduelles	46
II.5. Modélisation et prédiction	47
II.5.1. Choix du plan expérimental	49
II.5.2. Analyse des résultats.....	51
II.5.2.1. Analyse avec un seul effet.....	51
II.5.2.2. Effets des interactions sur la réponse	57
II.5.2.3. Effets des facteurs sur le profil des contraintes résiduelles	59
II.5.2.4. Vérification du point optimale	60
II.5.2.5. Validation du modèle.....	61

Chapitre III : Modélisation numérique du grenailage

III.1. Objectif de l'étude numérique	63
III.2. Modélisation du grenailage	63
III.2.1. Description du modèle et propriétés mécaniques.....	63
III.2.2. Propriétés mécaniques.....	64
III.2.3. Maillage.....	65
III.2.4. Conditions aux limites.....	66
III.2.5. Gestion de contact.....	67
III.3. Résultat	68
III.3.1. Validation de modèle.....	68
III.3.2. Comparaison entre bille rigide ou déformable	69
III.4. Etudes paramétriques.....	70
III.4.1. Post-traitement des résultats	70
III.4.2. Impact mono-bille	72
III.4.2.1. Influence de la vitesse	72
III.4.2.2. Influence de diamètre.....	75
III.4.2.3. Influence de l'angle d'impact	77
III.4.3. Influence des impacts répétés	80
III.4.4. Influence du taux de recouvrement.....	82
III.5. Modélisation et prédiction	85
III.5.1. Choix du plan expérimental.....	86
III.5.1.1. Choix des intervalles d'étude.....	86
III.5.1.2. Plan d'expériences composite et modèle de deuxième degré.....	87

III.5.2. Analyse des résultats	88
III.5.2.1. Effets des facteurs sur le profil des contraintes résiduelles	88
III.5.2.2. Influence des facteurs Choisis sur les réponses	90
III.5.2.3. Points de fonctionnement optimaux	92
III.5.2.4. Vérification du point optimale.....	94
III.5.2.5. Validation du modèle	95

Chapitre IV : Couplage du grenailage et l'expansion

IV.1. Introduction.....	97
IV.2. Effet du recouvrement sur le grenailage.....	98
IV.2.1. Modèle éléments finis 3D	98
IV.2.2. Effet du recouvrement linéaire sur les champs des contraintes résiduelles.....	98
IV.2.3. Effet du recouvrement sur l'état de surface	104
IV.2.4. Profils des contraintes résiduelles en profondeur	105
IV.2.5. Anisotropie du champ de contrainte résiduelle	107
IV.3. Couplage des deux techniques (expansion et grenailage)	108
IV.3.1. Model et conditions aux limites	109
IV.3.2. Effet de la zone de traitement sur l'évolution des contraintes résiduelles.....	110
IV.3.3. Effet stratégies de traitement.....	113
IV.3.4. Etude de l'uniformité des champs de contraintes résiduelles.....	117
IV.4. Couplage du grenailage suivi par l'expansion.....	119
Conclusion générale.....	122
Référence bibliographiques.....	126

Liste des figures

Figure I. 1: Schéma de principe de la méthode de réparation par infiltration de résine dans le réseau de fissures.....	4
Figure I. 2: Application de l'indentation typique.....	5
Figure I. 3: (A) illustre l'évolution schématisée du nombre de cycles N en fonction de la longueur de fissure "a" après application d'une surcharge. (B) montre l'évolution correspondante de la vitesse de fissuration da/dN, mesurée à la surface de l'éprouvette en fo.....	6
Figure I. 4: schéma du perçage au fond de la fissure.....	7
Figure I. 5: définition des paramètres de retard.....	8
Figure I. 6 : processus de l'expansion de perçage.....	9
Figure I. 7: Processus de l'expansion.....	9
Figure I. 8: Expansion d'un trou utilisant le mandrin avec un manchon d'accouplement.....	10
Figure I. 9: Événements d'expansion à froid du trou d'attache ;(A) après avoir percé le trou dans la plaque, (b) pendant l'expansion et (c) après avoir retiré l'outil d'expansion.....	11
Figure I. 10: Evolution du nombre de cycles d'amorçage N _a en fonction de.....	11
Figure I. 11: Durée de vie normalisée en fonction DE% pour alliage d'aluminium 6082.....	12
Figure I. 12: Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles sur les trois faces pour les six degrés d'expansion (alliage d'aluminium 6082).....	13
Figure I. 13: Effet du rayon du trou percé et centré par rapport au fond de la fissure sur la durée de vie.....	14
Figure I. 14: Comparaison entre l'expansion unique et la double expansion dans deux directions sur face d'entrée (a) et face de sortie (b)[.....	15
Figure I. 15: Distribution des contraintes normalisées circonférentielles établies par la.....	17
Figure I. 16: comparaison entre les contraintes circonférentielles résiduelles mesurées par la.....	19
Figure I. 17: (a) Modèle 3D du trou de la plaque des éléments finis (b) l'expansion du trou à l'aide d'un mandrin et manchon conique.....	20
Figure I. 18: Modèle 3D du trou de la plaque des éléments finis avec manchon fondue.....	20
Figure I. 19: (a) un modèle FE et (b) l'ouverture de manchon fondue.....	21
Figure I. 20: Schématisation de la mise en compression du matériau grenailé : impact d'une bille	22
Figure I. 21: Machine à turbine.....	23
Figure I. 22: Machine à air comprimée.....	24
Figure I. 23: Schéma de principe du grenailage ultrasonore la sonotrode disposée à la base de l'enceinte vibre.....	24
Figure I. 24: Schéma d'un profil de contraintes résiduelles typique obtenu après grenailage de précontrainte.....	25
Figure I. 25: Représentation schématisée des différents paramètres du processus du grenailage.....	26
Figure I. 26: Représentation schématisée des différents taux de recouvrement.....	27
Figure I. 27: Principe du contrôle Almen.....	28
Figure I. 28: Courbe de saturation.....	28
Figure I. 29: Evolution de (a) en fonction du nombre de cycles pour les petites fissures dans l'alliage d'aluminium 7475-T7351, montrant l'effet du grenailage.....	29
Figure I. 30: Acier avant / après grenailage.....	30
Figure I. 31: Modèle 2D mono bille.....	31
Figure I. 32: Modèles 3D mono-impact avec symétrie(s) latérale(s), (a) deux symétries latérales , (b) une symétrie latérale.....	32

Figure I. 33: Modèles 3D multi-impacts avec symétrie, (a) quatre symétries], (b) quatre symétries , (c) trois symétries.....	33
Figure I. 34: Modèles 3D multi-impacts sans symétrie.....	34
Figure II. 1: Model numérique et conditions aux limites	38
Figure II. 2: Règles de pénétration des nœuds esclaves/maîtres	38
Figure II. 3: Différents plans des profils des contraintes résiduelles.	39
Figure II. 4; Distribution des contraintes résiduelles.....	40
Figure II. 5: Distribution des contraintes résiduelles à travers l'épaisseur.	41
Figure II. 6: Distribution des déformations plastique équivalentes sur la faces, entrée et sortie et au centre.	42
Figure II. 7: a) Contrainte résiduelle b) Déformation équivalente.....	43
Figure II. 8: Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles pour les trois alliages d'aluminium.	43
Figure II. 9: Influence des propriétés mécaniques sur la déformation plastique équivalente.	44
Figure II. 10: Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles pour les degrés d'expansion ($D_e = 2, 4$ et 6%).....	44
Figure II. 11: Influence de degré d'expansion sur la déformation plastique équivalente	45
Figure II. 12: Distribution des contraintes résiduelles pour l'épaisseur $e=3,5$ et 7mm	46
Figure II. 13: Influence de l'épaisseur sur la déformation plastique équivalente.	46
Figure II. 14: Influence des conditions de contact mandrin/matériau sur la contrainte résiduelle.	47
Figure II. 15: Comparaison entre un manchon fondu et non fondu.	47
Figure II. 16: Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles sur les deux faces.	48
Figure II. 17: Distribution des contraintes résiduelles au bord du trou expansé par le mandrin avec un manchon fondu.....	49
Figure II. 18: La contrainte résiduelle de compression au bord du trou après l'expansion(CRC.	52
Figure II. 19: La variation de la contrainte résiduelle maximale de compression après l'expansion(CRCM).	53
Figure II. 20: La variation de la profondeur de la contrainte résiduelle maximale en compression (LCRM).	54
Figure II. 21: la variation de la zone des contraintes résiduelles de compression ZCRC.....	55
Figure II. 22: La zone des déformations plastiques ZDP.....	56
Figure II. 23: La variation de la tension maximale après l'expansion CT.	57
Figure II. 24: Prédiction de la contrainte résiduelle maximale de compression.	58
Figure II. 25: Prédiction de la contrainte résiduelle maximale de compression en fonction des trois facteurs.....	58
Figure II. 26: Prédiction de la zone des contraintes résiduelles de compression.....	59
Figure II. 27: Effets des facteurs sur CRCM.	59
Figure II. 28: Effets des facteurs sur ZCRC.	60
Figure II. 29: Valeurs prédits et numérique des contraintes résiduelles.	62
Figure III. 1: Dimension du model.....	64
Figure III. 2: Courbe contrainte vraie – déformation vraie 7075-T651	65
Figure III. 3: Maillage du massif et la bille.....	66
Figure III. 4: Conditions aux limites du massif bille	66
Figure III. 5: Condition de symétrie demi-bille	67
Figure III. 6: Interaction bille-massif.....	67
Figure III. 7: Comparaison entre le résultat expérimental et le modèle numérique	68
Figure III. 8: Comparaison entre le résultat de SHENG et le modèle numérique.....	69
Figure III. 9: Comparaison entre les résultats par de bille rigide et déformable	70
Figure III. 10: Plans des profils des contraintes résiduelles ($V=100\text{m/s}$).....	71
Figure III. 11: Contours des contraintes dans le massif.....	71
Figure III. 12: Distribution des contraintes normales ($V=100\text{m/s}$).....	72

Figure III. 13: (a) Influence de la vitesse sur les contraintes résiduelles (b) l'évolution de ZCRC en fonction de la vitesse.....	73
Figure III. 14: Contour des déformations équivalentes.....	73
Figure III. 15: Effet de la vitesse d'impact sur la déformation plastique équivalente	74
Figure III. 16: Influence de la vitesse sur l'empreinte du grenailage.....	74
Figure III. 17: (a) Influence de diamètre sur les contraintes résiduelles et (b)	75
Figure III. 18: Influence de taille de la bille sur la déformation plastique équivalente.....	76
Figure III. 19: Influence de taille de la bille sur l'empreinte du grenailage	76
Figure III. 20: (a) Influence de l'angle d'impact sur les contraintes résiduelles.....	77
Figure III. 21: Influence de l'angle d'impact sur la déformation plastique équivalente	78
Figure III. 22: Contour déformations plastiques équivalentes dans le massif ($\theta=45^\circ$).....	78
Figure III. 23: Influence de l'angle d'impact sur l'empreinte du grenailage.....	79
Figure III. 24: Contour contraintes dans le massif.....	79
Figure III. 25: Contour d'empreinte dans le massif	80
Figure III. 26: a) Influence de la répétition des impacts sur distribution des contraintes résiduelles b) Evolution de ZCRC et ZCRT en fonction de nombre des billes	81
Figure III. 27: Evolution de la déformation plastique équivalente en fonction de nombre des billes.....	81
Figure III. 28: Zone élémentaire représentative motif triangulaire.....	82
Figure III. 29: Contour des contraintes résiduelles pour un motif triangulaire	83
Figure III. 30: Etude d'uniformité des contraintes dans la zone de contact	83
Figure III. 31: Influence du recouvrement sur l'état des contraintes résiduelle au centre du triangle	84
Figure III. 32: Influence de T% sur la déformation plastique équivalente	85
Figure III. 33: Profil typique de distribution des contraintes résiduelles par le grenailage.....	85
Figure III. 34: Effets des facteurs et leur interaction sur les contraintes résiduelles de compression (CRC).	89
Figure III. 35: Effets des facteurs et leur interaction sur les contraintes résiduelles de compression maximales (CRCM).	89
Figure III. 36: Effets des facteurs et leur interaction sur la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC).....	89
Figure III. 37: Effets de chaque facteur sur les contraintes résiduelles de compression (CRC).....	90
Figure III. 38: Effets de chaque facteur sur les contraintes résiduelles de compression maximales (CRCM).....	91
Figure III. 39: Effets de chaque facteur sur la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC)	91
Figure III. 40: Réponses prédites par le logiciel MODDE 5.0, en fonction des paramètres : vitesse du projectile, diamètre de la bille et l'angle d'inclinaison de la bille.....	92
Figure III. 41: Réponses prédites par le logiciel MODDE 5.0, en fonction des paramètres :vitesse du projectile, diamètre de la bille et l'angle d'inclinaison de la bille.....	93
Figure III. 42: Réponses prédites par le logiciel MODDE 5.0, en fonction des paramètres : vitesse du projectile, diamètre de la bille et l'angle d'inclinaison de la bille.....	94
Figure III. 43: Valeurs prédits et numérique des contraintes résiduelles.	96
Figure IV. 1: Model numérique et conditions aux limites.....	98
Figure IV. 2: Représentation des emplacements de profils contraints résiduelles.....	99
Figure IV. 3: Contour des contraintes résiduelles dans le massif (cas d'un 50 impacts).....	99
Figure IV. 4: Etats des contraintes résiduelles superficielles obtenus pour un entraxe 0.2mm.....	100

Figure IV. 5: Effet de l'entraxe d'impact sur la sur l'homogénéité des contraintes résiduelles en chemin 5 (profondeur 75 μm).	100
Figure IV. 6: Représentation des emplacements de profils contraints résiduelles.	101
Figure IV. 7: Représentation des emplacements de profils contraints résiduelles.	102
Figure IV. 8: La moyenne des contraintes résiduelles en fonction de l'entraxe.	103
Figure IV. 9: Contours des déformations plastiques équivalentes pour trois entraxes.	103
Figure IV. 10: Variation de déformation plastique équivalente en fonction de l'entraxe (e).	104
Figure IV. 11: Contours de l'état de surface pour les deux entraxe 0.2 et 0.13mm.	105
Figure IV. 12: Effet de l'entraxe sur l'état de surface.	105
Figure IV. 13: Position des chemins d'analyse.	106
Figure IV. 14: Contour des contraintes résiduelles entraxe 0.13mm.	106
Figure IV. 15: L'état des contraintes résiduelles en sous couche pour différentes profondeurs.	107
Figure IV. 16: L'anisotropie du champ de contrainte résiduelle.	107
Figure IV. 17: Contours des contraintes résiduelles s22 et S11.	108
Figure IV. 18: L'anisotropie du champ de contraintes résiduelles ss11 et ss 22 en chemin 5.	108
Figure IV. 19: Simulation de la cinématique représentative du procédé d'expansion suivi par grenailage.	109
Figure IV. 20: Maillage du massif.	110
Figure IV. 21: Maillage de la bille.	110
Figure IV. 22: Contours des contraintes résiduelles expansion suivie par grenailage.	111
Figure IV. 23: Zone de traitement des CR.	111
Figure IV. 24: Effet de la zone de traitement sur le profil de CR.	112
Figure IV. 25: Comparaison entre l'expansion unique et les cinq zone de traitement.	112
Figure IV. 26: Stratégies de traitement utilisées pour l'étude du recouvrement.	114
Figure IV. 27: Contours des contraintes résiduelles ; (a) une seule rangée avec une seule ligne.	114
Figure IV. 28: Distribution des CR de deux méthode de traitement (a) superficielle (b) 0.12 de profondeur.	115
Figure IV. 29: Stratégie de recouvrement surfacique.	116
Figure IV. 30: Effet de recouvrement surfacique sur l'évolution des CR.	116
Figure IV. 31: Etude d'uniformité des contraintes dans la zone de contact en fonction de la distance de l'impact central.	118
Figure IV. 32: Comparaison entre l'expansion seul et le couplage.	119
Figure IV. 33: Contours des contraintes résiduelles de deux méthodes du couplage.	120
Figure IV. 34: Comparaison entre les deux méthode du couplage (expansion suivi par le grenailage et grenailage suivi par l'expansion).	121

Liste des tables

Tableau I. 1: Résultats des tests de fatigue dans les méthodes de mandrin à bille et conique	15
Tableau II. 1: Paramètres de la courbe de Johnson-Cook	36
Tableau II. 2 : Validation du modèle.....	41
Tableau II. 2: Les points importants du profil des contraintes résiduelles (grandeurs de sortie, cas d'expansion.....	49
Tableau II. 3: Les 28 Expérience du plan composite.....	50
Tableau II. 4: Valeurs optimales des profils des contraintes résiduelles.....	61
Tableau II. 5: Valeurs prédits et numériques.....	62
Tableau III. 1: Propriété mécanique des matériaux utilisés	65
Tableau III. 2: Paramètre de recouvrement	83
Tableau III. 3: Résultats du plan d'expérience composite.....	87
Tableau III. 4: Valeurs optimales des profils des contraintes résiduelles.....	95
Tableau III. 5: Valeurs prédits et numériques	95
Tableau IV. 1: Comparaison des contraintes moyennes suivant la distance de retraitement	117

Introduction générale

Les éléments constitutifs des structures mécaniques sont généralement des assemblages de plaques et de poutres faisant apparaître des discontinuités géométriques auprès desquelles se forment des zones de concentration de contrainte notamment au voisinage des trous de boulonnage, de vissage ou de rivetage. Les risques d'amorçage et de propagation des fissures de fatigue se situent près de ces zones. De plus, la détection de la fissure par la procédure standard d'inspection non destructive (CND) est impossible avant son émergence au-dessous de la réparation ; la croissance peut être rapide si l'efficacité du renforcement n'est pas avérée.

Plusieurs travaux ont été réalisés pour améliorer davantage la durabilité des structures fissurées. Ceci passe par la recherche d'une technique adéquate et également par la compréhension des mécanismes physiques qui contribuent au prolongement de la durée de vie des structures fissurées. La technique d'expansion et grenailage des composantes structurales sont des procédés couramment utilisés dans l'industrie pour améliorer la durée de vie en fatigue initiation et en fatigue propagation des joints boulonnés ou rivetés.

Chaque traitement de surface possède plus ou moins ses avantages et inconvénients. Ainsi, l'expansion du trou par manchon avec mandrin apporte essentiellement de la dureté. Il introduit des contraintes résiduelles qui sont suffisamment stables en service, mais le niveau maximal atteint en face d'entrée est inférieur à celui au milieu et en face de sortie. La face d'entrée est moins résistante à la fatigue que la face de sortie et l'amorçage de la fissure après expansion serait du côté face d'entrée avec une vitesse de propagation plus rapide que la face de sortie. Le grenailage est peu onéreux et rapide. L'expansion du trou et le grenailage ont été largement traités séparément, la combinaison de ces deux types de traitement n'a pas encore fait l'objet d'études approfondies.

Cette thèse avait pour objectif d'amélioration et d'homogénéiser les contraintes résiduelles dans la face d'entrée ainsi que la maîtrise des conditions et des mécanismes opératoires sur l'évolution des contraintes résiduelles induites par le couplage des deux techniques, mais aussi les conditions à remplir pour aboutir à un meilleur écrouissage superficiel

Le premier chapitre correspond à une synthèse bibliographique sur les différentes méthodes de réparation de structure y compris l'expansion et le grenailage de précontrainte dont on abordera le principe ainsi que les différents paramètres qui les contrôlent.

L'objectif du second chapitre est donc de simuler numériquement par le code de calcul d'éléments finis ABAQUS l'influence des différents paramètres liés à la technique de réparation par expansion

(degré d'expansion, matériau, épaisseur, coefficient de frottement, conditions aux limites du manchon) sur l'état mécanique superficiel induit par ce procédé, nous terminons cette étude par une prédiction et modélisation des contraintes résiduelles en utilisant la méthode des plans d'expérience. Une comparaison expérience/modèle prédit est présentée pour valider notre modèle.

Tandis que le troisième chapitre a pour objet de simuler numériquement l'influence des différents paramètres du procédé du grenailage (diamètre d'impact, vitesse d'impact, angle d'impact, taux de recouvrement, bille rigide ou déformable) sur l'état mécanique superficiel induit par grenailage de précontrainte, et surtout sur l'homogénéité du champ de contrainte. En se basant sur ces résultats numériques, une prédiction et optimisation des contraintes résiduelles induites par grenailage ont été réalisées. Une comparaison expérience/modèle prédit est présentée pour valider notre modèle.

Dans le quatrième et dernier chapitre, nous présentons les résultats des modèles numériques par éléments finis en 3D mis en œuvre appliqués à différentes conditions de traitements. Ce chapitre a pour objectif d'apporter de la compréhension sur la phénoménologie d'établissement des champs résiduels lors du couplage des deux techniques.

Enfin, le mémoire de thèse se termine par une conclusion générale et des suggestions de perspectives.

CHAPITRE I
ETUDE
BIBLIOGRAPHIQUE

CHAPITRE I**ETUDE BIBLIOGRAPHIQUE**

Ce chapitre a pour objectif d'introduire les principaux travaux issus de la littérature qui s'intéressent à différentes techniques développées pour réparer les fissures observées dans une structure. Nous citons, entre autres : l'infiltration de résines, l'empreinte de billes, l'application d'une surcharge, le perçage de trous avec ou sans expansion et enfin le martelage d'une surface de la pièce avec de petites billes sphériques c'est le procédé du grenailage.

Plans de chapitre

I.1. Introduction	3
I.2. Aperçu sur les méthodes de réparation des composants fissurés par fatigue	4
I.2.1. Réparation des structures fissurées par patches en composites	4
I.2.2. Méthode d'infiltration (injection)	4
I.2.3. Méthode de l'empreinte de bille (indentation)	4
I.2.4. Retard induit par une surcharge	5
I.2.5. Méthode du perçage d'un trou	6
I.2.5.1. Définition des paramètres de retard	7
I.3. Méthode du perçage avec expansion.....	8
I.3.1. Les processus d'expansion	9
I.3.2. Facteurs influant le processus d'expansion.....	11
I.3.2.1. Les facteurs liés à la géométrie.....	11
I.3.2.2. Les facteurs liés à la technique d'expansion.....	14
I.3.2.3. Facteurs liés au matériau.....	16
I.3.3. Analyse et détermination des contraintes résiduelles	17
I.3.3.1. Méthode destructive (Sachs' boring).....	17
I.3.3.2. Méthodes non-destructives	18
I.3.3.3. Méthode des éléments finis	19
I.4. Grenailage de précontrainte.....	21
I.4.1. Principe du grenailage de précontrainte.....	21
I.4.2. Description générale du procédé.....	22
I.4.2.1. Machine à turbine.....	22
I.4.2.2. Machine à air comprimé.....	23
I.4.2.3. Machine à ultrason.....	24
I.4.3. Mécanisme de génération et évolution des contraintes résiduelles	24
I.4.4. Paramètres du grenailage de précontrainte	26
I.4.4.1. Diamètre et dureté des billes, vitesse de la grenaille	26
I.4.4.2. Taux de recouvrement	26
I.4.5. Contrôle du procédé par l'intensité d'Almen, courbe de saturation.....	27
I.4.6. Les principales conséquences du grenailage.....	28
I.4.6.1. Répartition de contraintes résiduelles	28
I.4.6.2. Etat de surface	29
I.4.6.3. Modification microstructure.....	30
I.4.7. Travaux existants sur la modélisation numérique du grenailage	30
I.4.7.1. Modélisations par éléments finis à deux dimensions	31
I.4.7.2. Modélisations par éléments finis à trois dimensions	32

I.1. Introduction

Le phénomène de fatigue, désormais bien connu, se caractérise par le fait qu'une structure s'endommage puis se rompt lorsqu'elle est soumise à des efforts répétés dans le temps, les structures mécaniques contiennent des fissures de fatigue. Pour des raisons de sécurité, un contrôle de détection des fissures est souvent nécessaire afin de mieux suivre l'évolution de celles-ci d'une part et d'intervenir avant que la fissure atteigne sa taille critique afin de prévenir la ruine des structures fissurées, d'autre part. Le changement des structures fissurées est parfois non programmé dans le cadre du plan de maintenance et un délai supplémentaire est nécessaire. Pour cette raison, les industriels sont amenés à trouver une technique de réparation permettant ainsi d'utiliser la structure en service plus longtemps en augmentant sensiblement sa durée de vie. Depuis longtemps, la phase de réparation des fissures constitue un souci permanent des industriels et des chercheurs. Plusieurs travaux ont été réalisés pour améliorer davantage la durabilité des structures fissurées. Ceci passe par la recherche d'une technique adéquate et également par la compréhension des mécanismes physiques qui contribuent au prolongement de la durée de vie des structures fissurées.

En effet, les techniques de réparation des fissures peuvent être scindées en plusieurs catégories :

- Technique basée sur les effets géométriques qui consiste à percer un trou situé au voisinage ou centré sur le fond de la fissure, produisant ainsi une déviation de la fissure vers le trou (la fissure est piégée).
- Technique basée sur l'ajout d'un élément provoquant une fermeture artificielle de la fissure : (collage d'un patch en composite sur la zone fissurée, la méthode d'infiltration).
- Technique basée sur les effets mécaniques par plastification au voisinage du fond de la fissure (surcharge, indentation).

I.2. Aperçu sur les méthodes de réparation des composants fissurés par fatigue

I.2.1. Réparation des structures fissurées par patches en composites

Les patches composites sont largement utilisés pour réparer les structures métalliques endommagées par fatigue. Ces patches permettent de retarder la propagation des fissures et par conséquent d'augmenter la durée de vie des structures ainsi réparées. Plusieurs paramètres doivent être pris en compte dans le cadre de cette méthode de réparation. Les plus importants sont [1-2] :

- effet du module de cisaillement de l'adhésif ;
- effet de l'épaisseur de l'adhésif ;
- effet de l'épaisseur du patch ;
- effet de la largeur du patch
- la forme du patch

I.2.2. Méthode d'infiltration (injection)

Le principe de cette méthode est basé sur les travaux de Russell [3] présentée à la figure (I.1). L'objectif de cette réparation est de répandre la résine dans le réseau de fissure à partir de la face impactée de la pièce jusqu'à sa face opposée. Notons que l'utilisation de ce réseau de fissures limite cette réparation à ce type de dommage. Contrairement à la réparation par patch, la réparation se focalise uniquement sur l'endommagement matriciel (pas ou peu de rupture de fibres). De plus, cette réparation propose de simplifier tant le procédé que le matériel utilisé pour sa mise en œuvre.

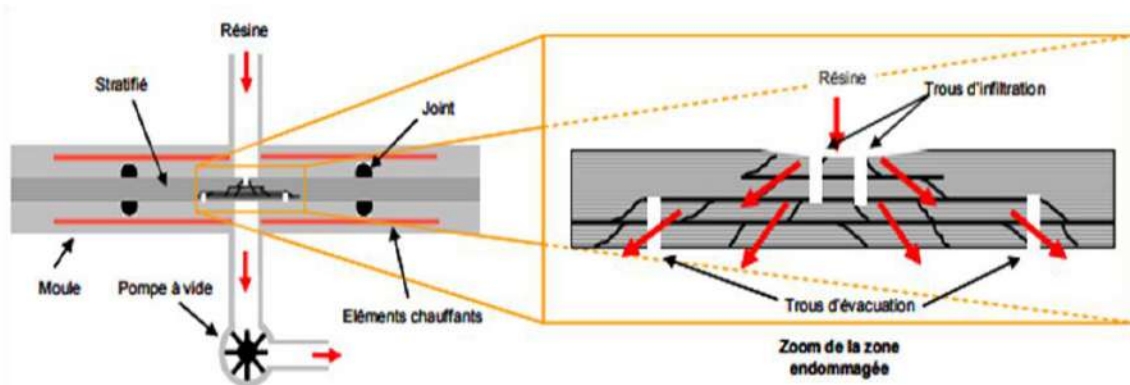


Figure I.1 : Schéma de principe de la méthode de réparation par infiltration de résine dans le réseau de fissures.

I.2.3. Méthode de l'empreinte de bille (indentation)

Cette méthode est utilisée dans le cas des fissures débouchantes de part et d'autre du composant. Elle consiste à réaliser des empreintes de billes du type Brinell de part et d'autre au fond de la fissure. Le but de cette méthode est de diminuer la force motrice de propagation de la fissure en

introduisant localement des contraintes résiduelles de compression qui s'opposent à l'ouverture de la fissure [04].

Ruzek et al [05] ont étudié l'influence d'un impact mécanique appliqué devant un fond de fissure sur le retard de croissance des fissures de fatigue figure (I.2). L'évaluation et l'analyse des données ont confirmé le retard de croissance des fissures et l'amélioration de la durée de vie attendue. L'énergie d'impact, la longueur des fissures et le niveau de charge ont un effet substantiel sur le retard de la croissance des fissures. Dans des conditions appropriées, la technique d'indentation d'impact peut provoquer l'arrêt complet de la propagation des fissures. L'efficacité de l'application d'impact en tant que bouchon de fissure a augmenté principalement en raison de la réduction des valeurs du facteur d'intensité de contrainte.

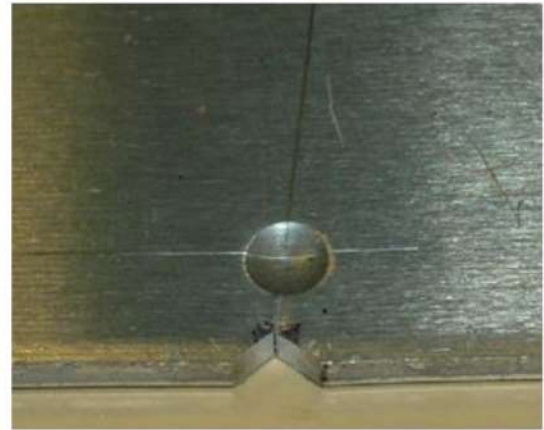
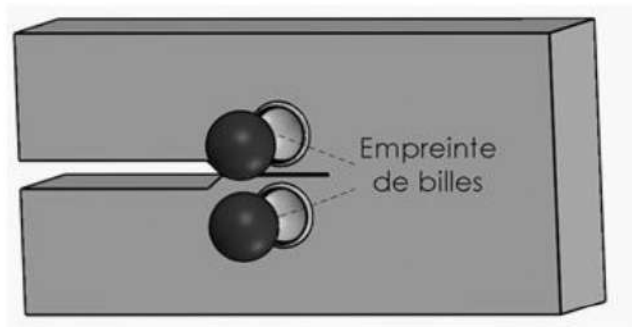


Figure I.2 : Application de l'indentation typique[05].

I.2.4. Retard induit par une surcharge

L'application d'un cycle de plus grande amplitude au sein d'un chargement à amplitude constante donne la naissance d'une zone plastifiée. Cette zone génère des contraintes résiduelles de compression. L'amplitude et l'étendue de ces contraintes de compression expliquent le retard à la propagation [06-07]. Cette modification au fond de fissure entraîne une zone de transition de propagation durant laquelle le taux d'accroissement de fissure diminue dans un premiers temps pour atteindre un minimum, puis augmente jusqu' au total recouvrement de la vitesse initiale de propagation. De plus, de par son effet bénéfique sur la durée de vie en fatigue la surcharge peut être considérée comme un moyen de réparation lors de l'application d'une fissure sur un élément de structure métallique.

La figure (I.3) illustre le comportement d'une fissure soumise à une surcharge. La courbe en couleurs noire décrit la croissance de la fissure en l'absence de surcharge, celle qui provoquant un ralentissement en couleur verte.

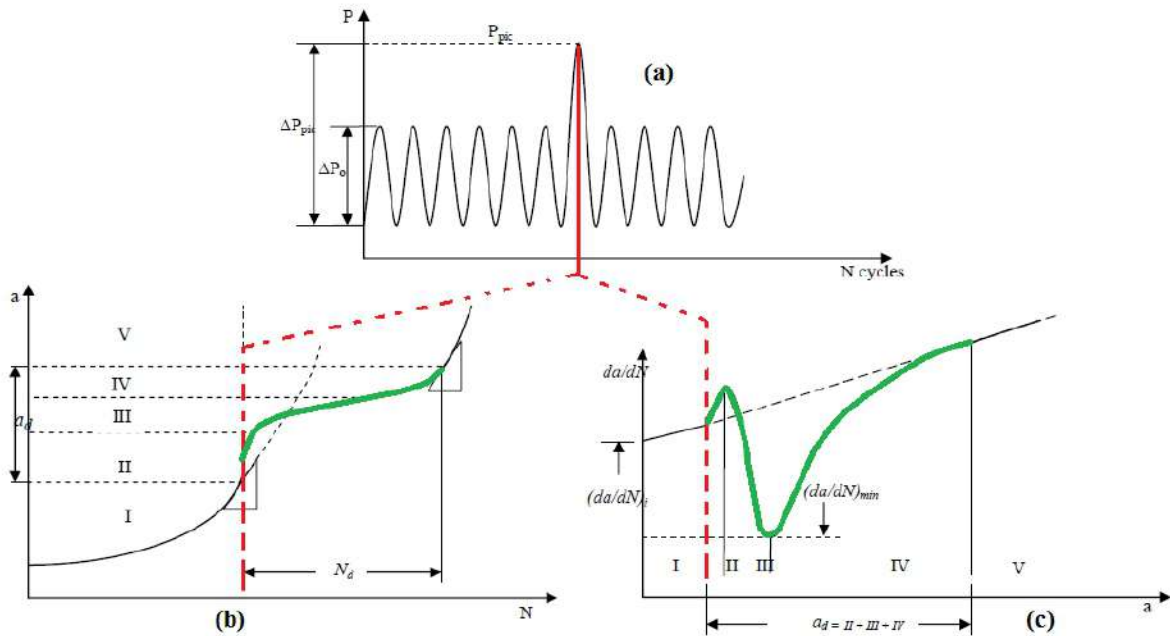


Figure I.3 : Description phénoménologique de l'effet d'une surcharge

I.2.5. Méthode du perçage d'un trou

Depuis plusieurs décennies, le perçage en fond de la fissure en fatigue est utilisé comme une technique de réparation dans le domaine aérospace [08].

Le perçage d'un trou en fond de fissure comme le montre le schéma de la figure (I.4). Cette méthode permet un arrêt temporaire de la propagation de la fissure, qui est basée sur la modification géométrique du fond de fissure. En général, l'augmentation du diamètre du trou contribue à diminuer la valeur du facteur de concentration de contrainte K_t [09]. Dans le domaine élastique, les contraintes et les déformations locales peuvent être obtenues à partir du facteur de concentration de contraintes K_t défini par :

$$k_t = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_N} = \frac{\varepsilon_{max}}{\varepsilon_N} \tag{I.1}$$

σ_{max} et ε_{max} sont respectivement les contraintes et les déformations locales,

σ_{nom} et ε_{nom} sont respectivement les contraintes et les déformations nominales.

Plusieurs travaux ont été axés sur l'analyse de l'influence de la position du centre du trou par rapport au fond de la fissure [10]. Différentes positions de perçage ont été étudiées.

Cette technique apporte différents avantages : elle est simple à réaliser, reproductible et utilisable pour des structures qui ne sont accessibles que d'un seul côté. Elle permet de garder la structure en service en attendant le changement de la pièce endommagée.

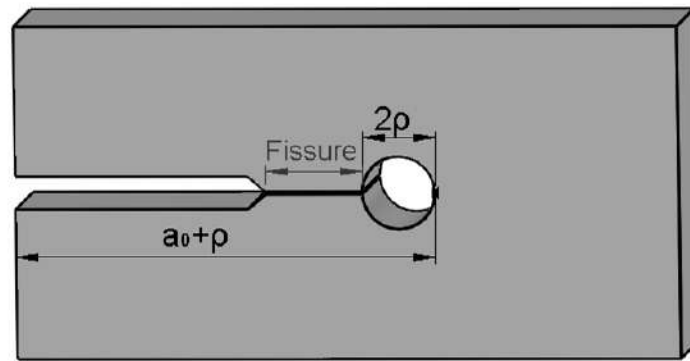


Figure I.4 : Schéma du perçage au fond de la fissure.

I.2.5.1. Définition des paramètres de retard

Après perçage d'un trou de rayon ρ au centre du fond de la fissure, celle-ci est arrêtée pendant un certain nombre de cycles qui correspond au nombre de cycles de réamorçage N_a . La vitesse de propagation après perçage peut être décrite en deux stades (figure I.5) :

- Stade(1) : la propagation de la fissure est arrêtée pendant une période qui correspond au nombre du cycle de réamorçage.
- Stade(2) : la fissure s'amorce et progresse à partir d'une vitesse minimale $(\frac{da}{dN})_{min}$ jusqu'à retrouver sa vitesse de propagation en l'absence de réparation. Cette partie correspond au nombre du cycle de propagation N_p .

La durée de vie bénéfique est décomposée en deux parties (réamorçage et propagation) :

$$N_{Totale} = N_a + N_p \quad (I.2)$$

La longueur totale de la fissure affectée par le retard est caractérisée par a_r .

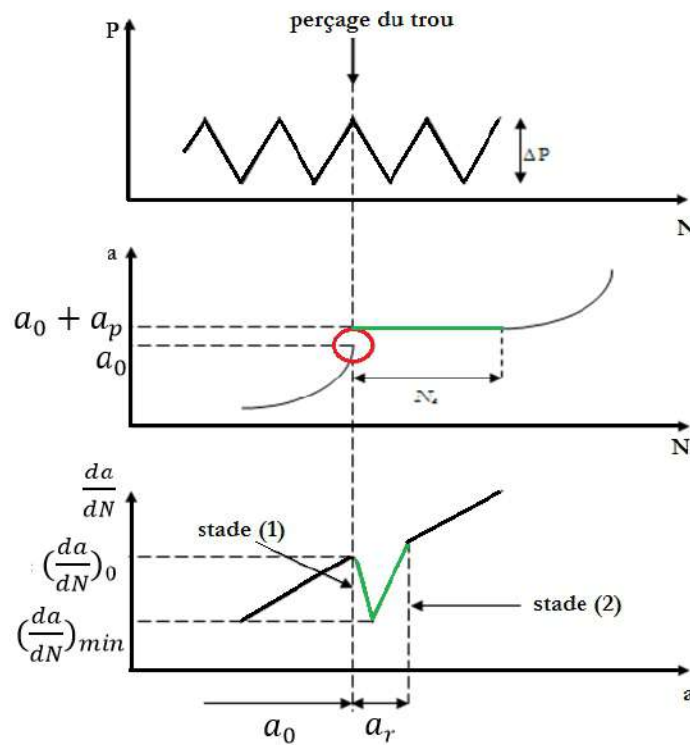


Figure I.5 : Définition des paramètres de retard.

I.3. Méthode du perçage avec expansion

L'expansion d'un trou est un processus mécanique utilisé pour améliorer l'effet bénéfique du perçage en fond de fissure et pour retarder ou arrêter la propagation de la fissure [11] et également appliquée dans la conception des nouveaux avions et même en service. L'expansion est obtenue par un olivage du trou jusqu'à un certain diamètre final. Le but de cette technique est de prolonger la durée de vie des structures en fatigue [12]. D'après les résultats de littérateurs, le nombre de cycles à l'amorçage augmente après l'application de l'expansion, cette amélioration de la durée de vie est expliquée par une acuité d'entaille plus faible et la présence de contraintes résiduelles introduites par la déformation plastique au bord du trou [13]. Ghfiri [14] a constaté que l'expansion du perçage en fond de fissure dans le cas d'alliage d'aluminium 6005-T5 augmente la durée de vie en fatigue par rapport un trou sans expansion. Cette amélioration est attribuée à l'effet des contraintes résiduelles de compression induites par la déformation plastique du bord du trou.

Burlat [15] a constaté que l'expansion du trou percé dans le cas de l'alliage d'aluminium 7475-T7351 améliore la durée de vie en fatigue par rapport à un trou non-expansé d'un facteur variant entre 1.5 et 9.

I.3.1. Les processus d'expansion

Plusieurs techniques d'expansion à froid ont été développées pour réparer les fissures existantes dans une structure. Les techniques les plus utilisées sont :

- Expansion par bille,
- Expansion par mandrin a manchon,
- Expansion par mandrin conique avec une bague fondue conique

L'expansion du diamètre du trou est réalisée par le passage à travers le trou d'un outillage (bille en acier, mandrin) de diamètre supérieur. Ghfiri et al [14] réalisent l'expansion par le passage d'une bille en acier à haute limite d'élasticité suivant l'axe de perçage. Cette bille a un diamètre D supérieur au diamètre initial du trou d_0 comme indiqué sur la figure (I.6). Le passage de bille est réalisé par une machine hydraulique. La bille lubrifiée à l'huile dans le but de réduire le frottement entre bille et matériau et de protéger le bord du trou percé d'un dommage durant l'expansion.

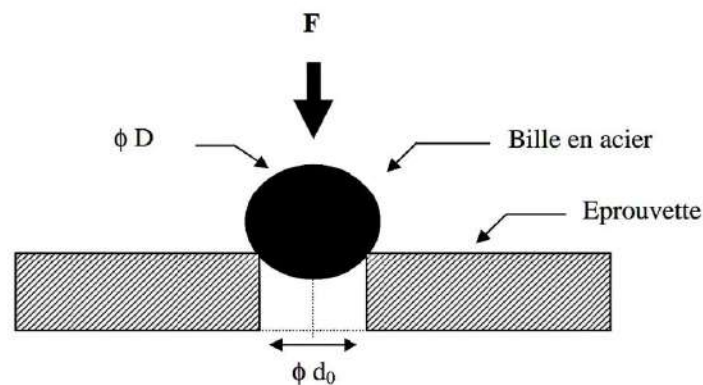


Figure I.6 : Processus de l'expansion de perçage [14].

Par ailleurs Bernard et al [16], réalisent l'expansion par le passage d'un mandrin avec un anneau lubrifié à travers le trou (figure I.7). La fonction de l'anneau est de faciliter le passage du mandrin et d'assurer l'expansion radiale du trou.

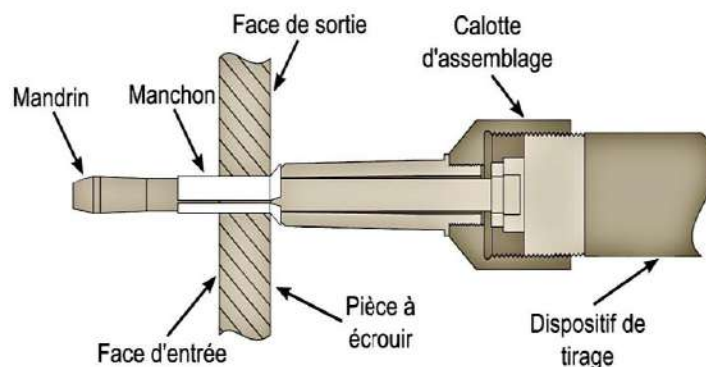


Figure I.7 : Processus de l'expansion [16].

Chakherlou et al [17] Proposent une nouvelle méthode d'expansion pour créer des contraintes résiduelles circonférentielles uniformes dans l'épaisseur. Le principe de cette méthode consiste à utiliser un mandrin conique avec une bague fondue aussi conique comme le montre la figure (I.8).

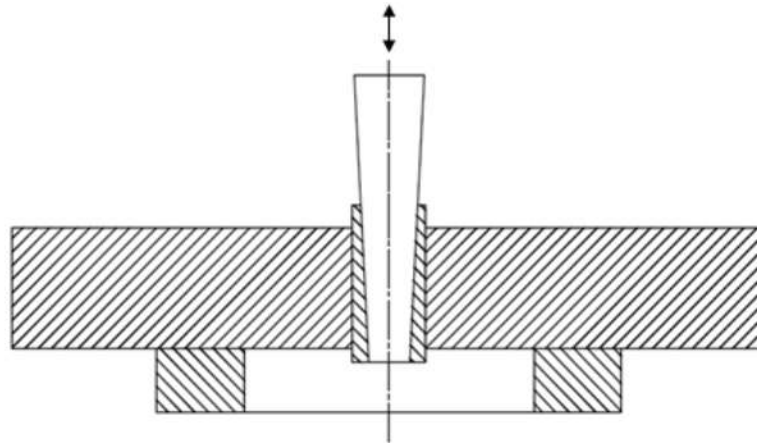


Figure I.8 : Expansion d'un trou utilisant le mandrin avec un manchon d'accouplement [17].

Dans tous les cas et quel que soit le processus utilisé, le degré d'expansion DE ou DCE est donné par :

$$DE\% = \frac{D-d}{d} \times 100 \quad \text{ou} \quad DCE\% = \frac{D-(d+2t)}{(d+2t)} \times 100 \quad (I.3)$$

L'évolution des contraintes lors du processus de l'expansion du trou sont présentées sur la figure (I. 9). Après perçage, les contraintes résiduelles au bord peuvent être de compression ou de traction, tout dépend de l'histoire de sa réalisation. Quand le mandrin est enfoncé dans le trou, les contraintes au bord sont de traction et peuvent atteindre la limite d'élasticité du matériau. Lorsque le mandrin quitte le trou expansé, pour respecter les conditions d'équilibre, la zone déformée génère des contraintes résiduelles de compression au bord du trou. La taille de la zone plastifiée dépend du degré d'expansion. Les contraintes normales radiales sont nulles au bord puis deviennent négatives (compression) en s'éloignant de celui-ci. Les contraintes circonférentielles sont de compression du bord jusqu'à une distance (rx_0) puis deviennent de traction [18]. De plus, le contact de la bille ou du mandrin sur le trou peut améliorer l'état de surface, ce qui a un effet bénéfique sur l'amélioration de la durée de vie [19].

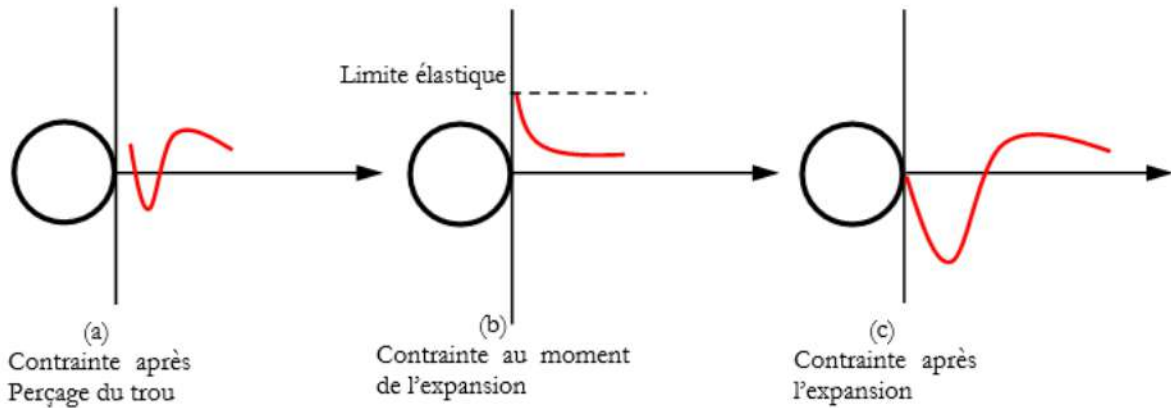


Figure I.9 : Événements d'expansion à froid du trou d'attache ;(A) après avoir percé le trou dans la plaque, (b) pendant l'expansion et (c) après avoir retiré l'outil d'expansion [19].

I.3.2. Facteurs influant le processus d'expansion

I.3.2.1. Les facteurs liés à la géométrie

a) Effet de degré de l'expansion

BURLAT et al [20] ont étudié l'influence de degré d'expansion d'un trou sur le nombre de cycles à la fatigue, en utilisant quatre degrés d'expansion (3.26%, 4.24%, et 4.68, 5.58%) dans l'alliage d'aluminium 7475-T7351 pour différents chargements. La figure (I.10) montre la croissance du nombre de cycles à la fatigue en fonction du degré d'expansion. Les auteurs concluent que l'expansion du trou augmente le nombre de cycles de retard à l'amorçage et aussi pour la phase de propagation. [14,20]

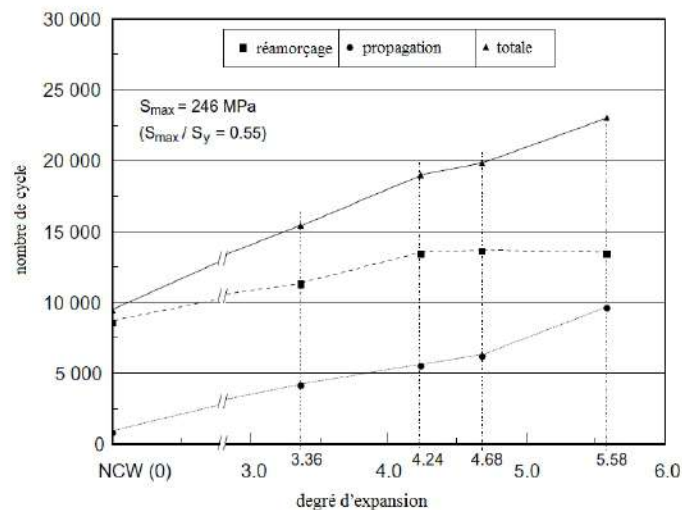


Figure I.10 : Evolution du nombre de cycles d'amorçage N_a en fonction de $DE\%$ [20].

Ghifri [14], dans sa thèse, a appliqué des degrés d'expansion plus grands, 7,1 et 9 %, en vue de vérifier les limites de cette technique de réparation. Cette vérification montre l'existence d'une valeur optimale du degré d'expansion permettant un gain considérable au niveau de la durée de vie. À partir de 7.1% l'efficacité de cette méthode diminue, et l'expansion introduit un endommagement important au niveau du trou ce qui conduit manifestement à favoriser le réamorçage.

Dans une autre étude numérique, Amrouche et al [21] ont étudié l'intervalle de degré d'expansion optimal pour l'alliage d'aluminium 6082 T6 avec des degrés d'expansion plus élevés. Le DE% optimal peut être déterminé par la position d'instabilité des courbes contrainte-déformation. La figure (I.11) montre le rapport entre la durée vie totale des trous expansés et non expansés en fonction du degré d'expansion. On constate clairement une diminution de N_i quand le degré d'expansion à froid dépasse la valeur critique, la durée de vie de la fatigue diminue par rapport au trou non expansé.

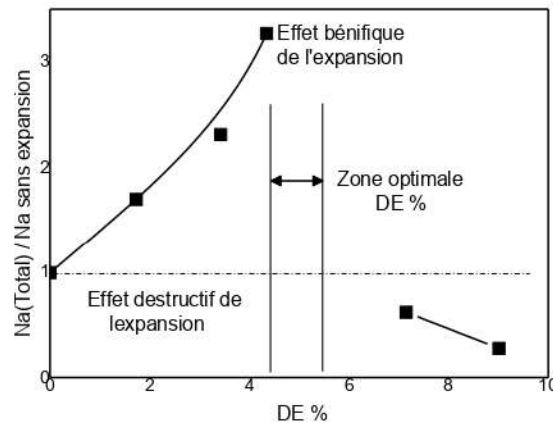


Figure I.11 : Durée de vie normalisée en fonction DE% pour alliage d'aluminium 6082 [21].

Pour une bonne compréhension de l'effet du degré d'expansion sur l'évolution des contraintes résiduelles, Man Su et al [22] ont simulé l'expansion d'un trou par une bille en acier supposé indéformable dans les plaques d'alliages d'aluminium 6005A T6, 6082 T6 et l'acier A42 voir figure (I.12). La modélisation numérique est réalisée par les éléments finis. Six degrés d'expansion (1,7 – 3,4 – 4,3 – 5 – 6 et 8 %) sont étudiés. Ils ont constaté que la zone des déformations plastiques (ZDP) augmente avec l'augmentation du degré d'expansion, mais sur la face d'entrée, par contre, la taille de ZCRC (zone de contrainte résiduelle de compression) et ZDP n'augmente pas de façon significative avec l'augmentation du degré d'expansion. Ils ont aussi remarqué que la croissance de ZCRC et ZDP s'arrête à DE = 5 % pour les trois matériaux et sur toutes les faces considérées. En plus, la contrainte maximale de compression est presque trois fois celle en face d'entrée.

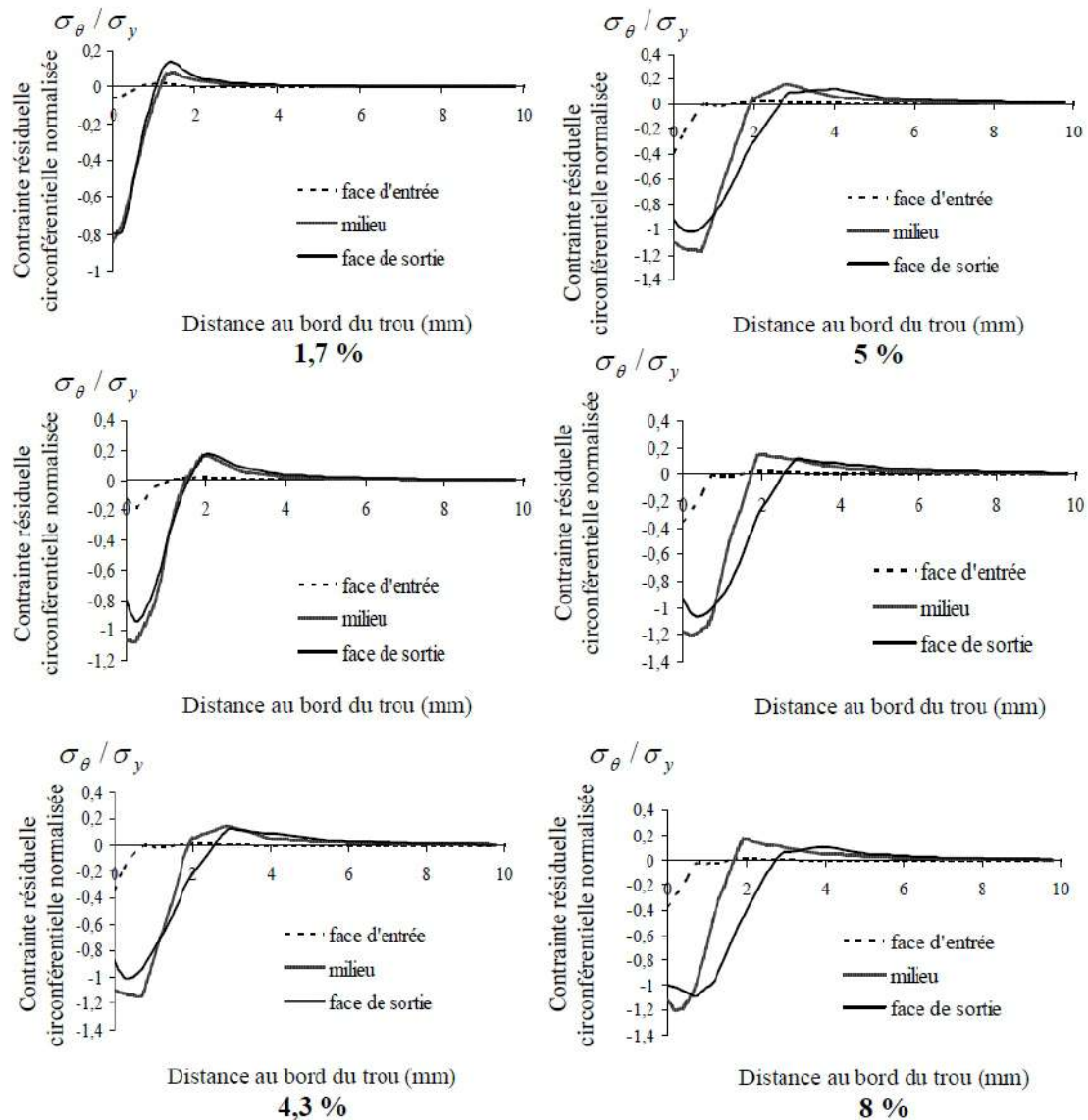
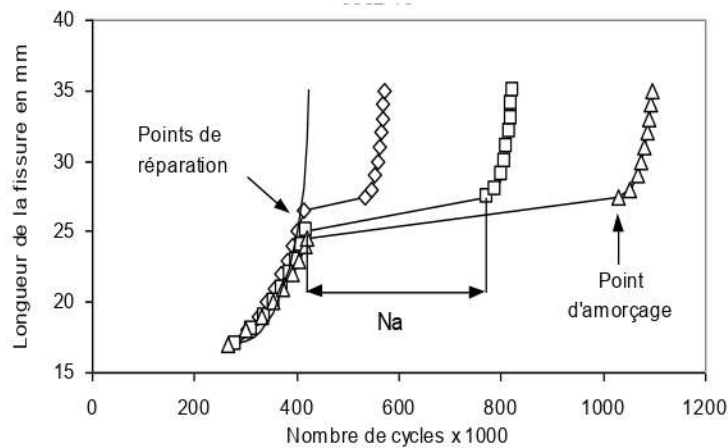


Figure I.12 : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles sur les trois faces pour les six degrés d'expansion (alliage d'aluminium 6082) [22].

b) Effet du rayon du trou

Song et Gfri. [23,14] Ont étudié l'effet du rayon du trou percé et centré par rapport au fond de la fissure des éprouvettes pré fissuré en aluminium 6005A-T5 pour trois diamètres différents $\rho = 1, 2.5$ et 3 mm . L'éprouvette est soumise à un chargement à amplitude constante avant et après perçage. La figure (I.13) présente les courbes d'évolution de la longueur de la fissure en fonction du nombre de cycles, pour les différents rayons. Ces courbes indiquent le point d'amorçage de la fissure après perçage qui correspond au nombre de cycles à l'amorçage N_a . Ce paramètre constitue la donnée la plus importante obtenue par la méthode du perçage.



$\diamond \rho = 1\text{ mm}$

$\square \rho = 2.5\text{ mm}$

$\Delta \rho = 3\text{ mm}$

Figure I.13 : Effet du rayon du trou percé et centré par rapport au fond de la fissure sur la durée de vie [14].

L'état de surface du trou joue un rôle important sur la durée de vie à l'amorçage. L'efficacité de cette méthode se mesure par la qualité de l'état de surface. La présence de défauts causés par le processus du perçage peut contribuer à un amorçage précoce de la fissure [14].

I.3.2.2. Les facteurs liés à la technique d'expansion

a) L'effet de la façon d'obtention de l'expansion du trou

Une étude expérimentale a été faite par [24] pour l'amélioration de la durée de vie en fatigue et les contraintes résiduelles autour des trous expansés à froid en Al 2024, un alliage aérospace largement utilisé. Deux techniques de l'expansion à froid des trous ont été utilisées, la première technique du manchon fendu avec mandrin et la seconde technique du manchon fendu avec boule, ont été envisagées pour la comparaison. Les deux techniques ont été comparées en fonction de l'augmentation de la résistance à la fatigue dans les trous expansés, et les contraintes résiduelles introduites dues à l'expansion. Les trous ont été agrandis de 2%, 3%, 4%, 5% et 6%. Le tableau (I.1) montre que les deux techniques ont entraîné une amélioration de la durée de vie en fatigue des trous expansés, la technique de mandrin conique donne une bonne amélioration de la durée de vie en fatigue environ 200% supérieure à celle obtenue par la technique de la bille. Car la première implique un contact avec la surface et la seconde un contact avec la ligne pendant l'expansion. Donc on peut conclure que la méthode d'expansion utilisant le mandrin conique donne des résultats plus efficaces par rapport au mandrin à bille pour les mêmes conditions de charge.

Diam du trou (mm) % expansion	Nombre de cycles		
	Sans expansion	Mandrin bille	Mandrin conique
11.00 (0%)	37595	-	-
10.78 (2%)	37595	67718	115000
10.67 (3%)	37595	94000	168318
10.56 (4%)	37595	123419	213417
10.45 (5%)	37595	146000	274197
10.34 (6%)	37595	110678	213691

Tableau I. 1 : Résultats des tests de fatigue dans les méthodes de mandrin à bille et conique [24].

b) Effet d'une double expansion

Bernard et al [16] Ont étudié l'expansion d'un trou en utilisant deux expansions successives (DE=5,58% et 4,8%) dans le cas d'un alliage d'aluminium 7475-T7351. Deux procédures de ré-expansion sont examinées pour améliorer la résistance à la fatigue des structures mécaniques :

- La première méthode consiste à ré-expanser dans le même sens de la première expansion.
- La deuxième méthode consiste à ré-expanser dans le sens inverse de la première.

Ces auteurs constatent que la ré-expansion produit une amélioration supplémentaire de la durée vie en fatigue par rapport à l'expansion initiale.

Dans les travaux de Ghfiri [14], les résultats de la deuxième expansion montrent l'existence d'un nombre de cycles à l'amorçage maximum. Celui-ci est obtenu après un nombre de cycles intermédiaires égal à 20% du nombre de cycles de réamorçage de la première expansion.

Dans le même sens Man Su [22] a étudié l'évolution des contraintes résiduelles pour la deuxième expansion figure (I.14). Il a constaté que les tailles de la ZCRC et de la ZDP au niveau de la face d'entrée générée par l'expansion dans le sens opposé de la première expansion sont plus grandes que celles produites par l'expansion dans le même sens et l'expansion unique et pour les contraintes tangentielles de compressions toujours faibles à la face d'entrée.

La ré-expansion dans le sens inverse du premier est très bénéfique et plus efficace pour améliorer la durée vie totale en fatigue des structures mécaniques.

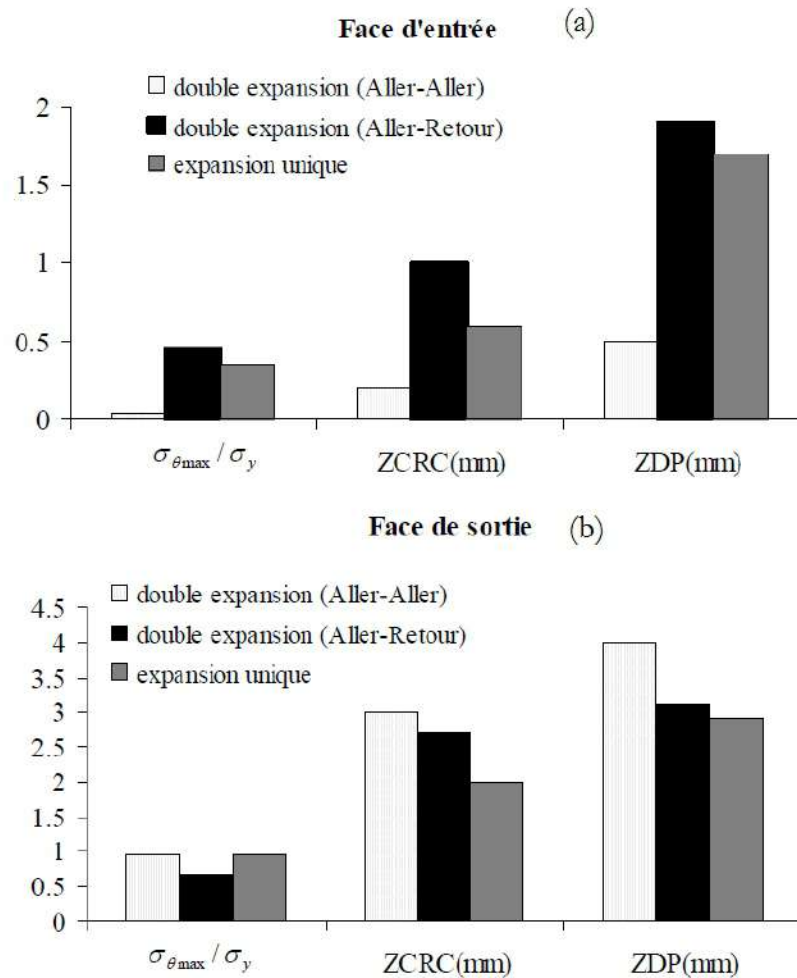


Figure I.14 : Comparaison entre l'expansion unique et la double expansion dans deux directions sur face d'entrée (a) et face de sortie (b)[22].

I.3.2.3. Facteurs liés au matériau

La technologie d'expansion à froid est non seulement utilisée dans la fabrication et la réparation de structures d'avions traditionnelles, mais également appliquée dans la conception de durabilité des nouveaux modèles d'avion.

[25-26] ont étudié l'influence des propriétés mécaniques sur l'amélioration la durée de vie en fatigue des composants d'avion, en utilisant différents matériaux. Les résultats de la recherche montrent que la durée de vie en fatigue de l'alliage d'aluminium 7050 à haute résistance peut être augmentée 6 fois après l'expansion du trou, tandis que celle du 7B50-T7451 peut être augmentée 28 fois. Cependant, les coefficients de gain des matériaux métalliques à faible plasticité sont relativement plus faibles, par exemple, la durée de vie en fatigue du Ti6Al4V peut être augmentée de 2.8, par contre 30CrMnSiNi2A augmente 1.7fois [27-28]. En général, la durée de vie en fatigue des alliages d'aluminium augmente davantage que celle des autres métaux, car ils ont une bonne ductilité.

I.3.3. Analyse et détermination des contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles sont des contraintes présentes à l'équilibre dans une structure mécanique, Elles sont dues aux procédés mécanique dans la gamme de fabrication et d'élaboration du matériau comme le soudage, grenailage,....).

Les méthodes de mesure des contraintes résiduelles peuvent généralement être divisées en méthodes non destructives et destructives [29]. Parmi les méthodes non destructives, la diffraction des rayons X et la diffraction des neutrons sont les plus importantes. Ces méthodes sont cependant limitées à la mesure des contraintes près de la surface. La profondeur de pénétration est limitée à moins de 100 μm pour la diffraction des rayons X et à 10 mm pour la diffraction des neutrons. La méthode destructive concerne l'enlèvement de matière associée à la mesure du changement de forme lié à la relaxation des contraintes.

I.3.3.1. Méthode destructive (Sachs' boring)

Le perçage de Sachs parmi les meilleures méthodes de détermination des contraintes résiduelles destructives, apparu en 1927 [30] pour déterminer les contraintes résiduelles dans les pièces cylindriques (axisymétriques). Si la pièce a un état de contraintes résiduelles, les déformations circonférentielles vont varier au cours du perçage incrémental réalisé. Les variations de la déformation circonférentielle sont utilisées pour déterminer les contraintes résiduelles. Dans notre cas l'expansion du trou d'autres auteurs [31-32] ont utilisé cette méthode pour déterminer l'état des contraintes résiduelles autour du trou expansé à froid sur des plaques d'alliage d'aluminium. Ils ont trouvé aussi que les contraintes résiduelles analysées sont en bon accord avec la prédiction des contraintes résiduelles à mi-épaisseur par la méthode des éléments finis figure (I.15).

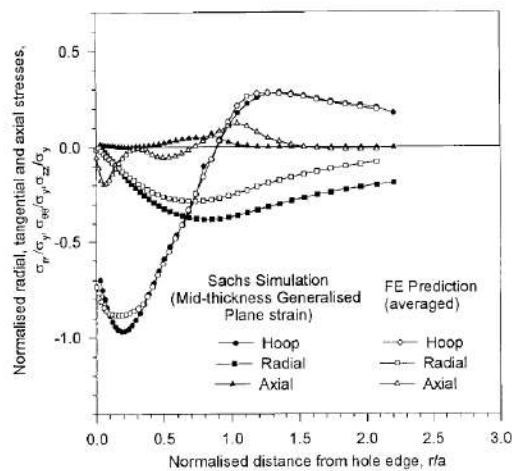


Figure I.15 : Distribution des contraintes normalisées circonférentielles établies par la méthode de Sachs et par calcul par éléments finis [32].

La procédure expérimentale de base est la suivante :

- Préparez (par exemple, lissez et dégraissez) la surface du composant aux emplacements des jauges de contrainte.
- Collez les jauges de contrainte sur le composant et fixez les fils conducteurs.
- Aligned le composant sur la machine de découpe.
- Percez ou baissez le composant en plusieurs incréments.
- Enregistrez les nouvelles mesures de diamètre et de jauge de contrainte pour chaque couche incrémentielle retirée.
- Analysez les données de diamètre et de jauge de contrainte pour calculer la distribution des contraintes résiduelles [33]

I.3.3.2. Méthodes non-destructives

La diffraction des rayons X (DRX) est une technique fiable, utilisée depuis des dizaines d'années, pour l'analyse des contraintes résiduelles sur une large gamme de pièces mécaniques et de matériaux dans divers secteurs industriels.

Les contraintes résiduelles au bord du trou expansé et à travers l'épaisseur sont circonférentielles et radiales. La méthode de diffraction des rayons X (DRX) permet de déterminer les contraintes résiduelles en face d'entrée et en face de sortie de la plaque. So et al [22] utilisent une bille pour l'expansion et la méthode DRX pour déterminer l'évolution des contraintes résiduelles en fonction de nombre de cycles dans la face de sortie. Maxime [34] et P.F.P.de Matos [35] ont déterminé la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles au bord du trou expansé par la méthode de DRX. Ils ont trouvé aussi que les contraintes résiduelles analysées sont en bon accord avec la prédiction des contraintes résiduelles par la méthode des éléments finis voir figure (I.16).

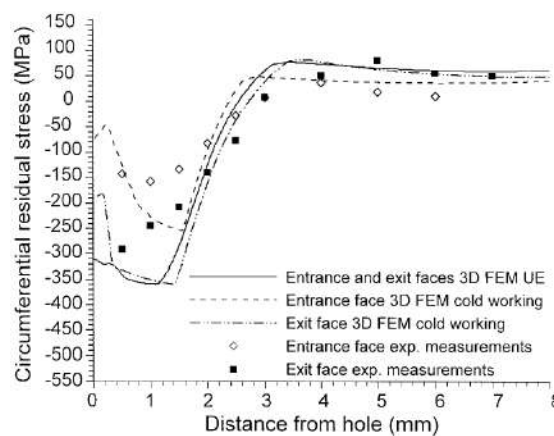


Figure I.16 : Comparaison entre les contraintes circonférentielles résiduelles mesurées par la méthode diffraction des rayons X et calculées par la méthode des éléments finis [35].

D. STEFANESCU et al. [36] ont déterminé les contraintes résiduelles par DRX et par diffraction neutronique. La mesure des contraintes résiduelles montre l'influence d'une fissure préexistante sur les distributions des contraintes résiduelles de compression en face d'entrée et en face de sortie du mandrin.

I.3.3.3. Méthode des éléments finis

La simulation par éléments finis a été largement appliquée dans la recherche sur la technologie d'expansion à froid des trous, Elle présente l'avantage d'être moins cher et plus rapide, en particulier l'analyse de la contrainte résiduelle autour des trous expansés. Elle prend en compte les différentes approches du processus d'expansion à froid, telles que l'expansion directe du mandrin et l'expansion avec manchon fendu. Les résultats montrent que la précision du champ de contraintes résiduelles peut être améliorée en optimisant le modèle géométrique, les conditions aux limites et le maillage, etc.

Plusieurs travaux de l'expansion du trou ont choisi des modèles analytiques et numériques 2D ou 3D pour comparer la distribution et l'évolution des contraintes résiduelles avec les résultats expérimentaux. M. Priest et Al [37] ont effectué des analyses par un modèle bidimensionnel, les prédictions des contraintes ont montré un bon d'accord avec les résultats mesurés par la méthode de diffraction rayon X.

D'autre part, pour étudier la distribution des contraintes suivant la direction de l'épaisseur, plusieurs chercheurs ont réalisé des modèles numériques 3D. Ils ont montré que la distribution des contraintes résiduelles n'est pas uniforme au bord du trou en direction de l'épaisseur de la plaque.

La figure (I.17-a) montre la modélisation par éléments finis 3D du trou au centre de la plaque à l'aide du code commercial Ansys. [38]. En raison de la symétrie juste un quart du mandrin et de la plaque sont considérés. Au bord du trou, où les contraintes sont plus élevées, le maillage est beaucoup plus fin que dans la zone éloignée du trou. Le mandrin est supposé infiniment rigide à travers la plaque. Le coefficient de frottement entre le mandrin et le trou 0,1. Plus tard chakhroul et Al [17] proposent une nouvelle méthode pour uniforme la distribution des contrainte suivant l'épaisseur par la modification de la géométrie de mandrin et manchon (mandrin et manchon forme conique) figure (I.17-b).

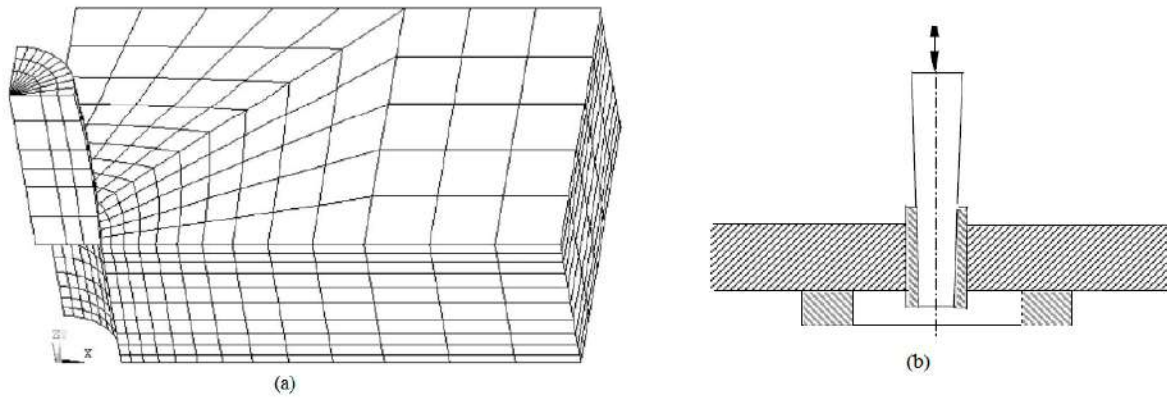


Figure I.17 : (a) Modèle 3D du trou de la plaque des éléments finis [38]
 (b) l'expansion du trou à l'aide d'un mandrin et manchon conique [17].

D'autre part matos et Al [35] ont fait l'expansion du trou par un modèle numérique comprend un quart de la plaque et de manchon, le mandrin est proposé complètement voir figure (I.18). Un modèle élastique linéaire est utilisé pour le manchon avec un module de Young de 210GPa et un coefficient de Poisson de 0,3. Le mandrin est modélisé comme un corps rigide. Le contact entre la surface du trou et le manchon ainsi qu'entre le manchon et le mandrin sont défini. Aucun frottement n'a été supposé entre les surfaces en contact. Le taux d'expansion appliqué est 3 et 6%.

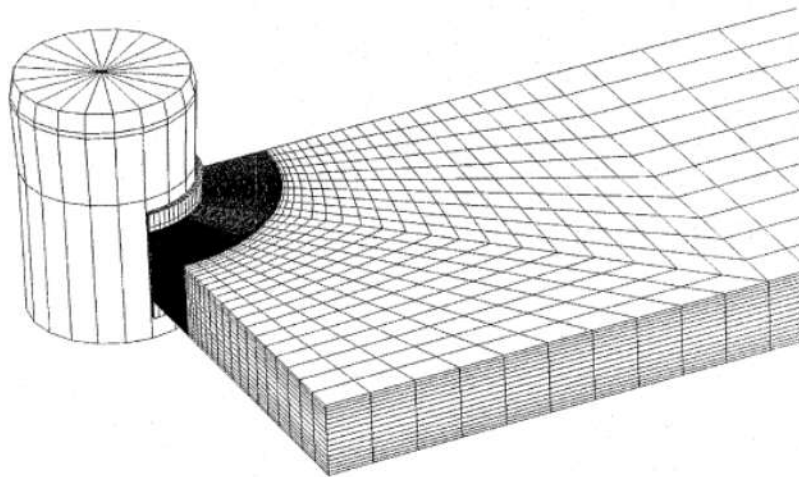


Figure I.18 : Modèle 3D du trou de la plaque des éléments finis avec manchon fondue [35].

Le choix d'une symétrie pour le modèle est directement imputable aux hypothèses concernant le manchon. En effet, si l'on considère l'ouverture dans le manchon, on supposera qu'une moitié de modèle est suffisante (figure I.19). Cette hypothèse suppose de plus que la zone affectée par l'ouverture sera de plus du quart du modèle complet. C'est ce qu'ont supposé plusieurs chercheurs [39-40]. Sans cette ouverture, un modèle axisymétrique [41] ou un quart peut représenter adéquatement la physique du problème (figure I.18) . La figure (I.19) montre la modélisation par

éléments finis 3D du trou dans une plaque. En raison de symétrie et à cause de présentation de l'ouverture de manchon juste la moitié du mandrin, la plaque et le manchon sont nécessaires. L'inclusion de l'ouverture dans le manchon a entraîné un champ de contraintes résiduelles non uniforme le long du bord de trou à cause la non-uniformité des déformations dans la zone en périphérie du trou [34], tandis que modèle à manchon non fendu crée un état presque axisymétrique de contrainte résiduelle [39].

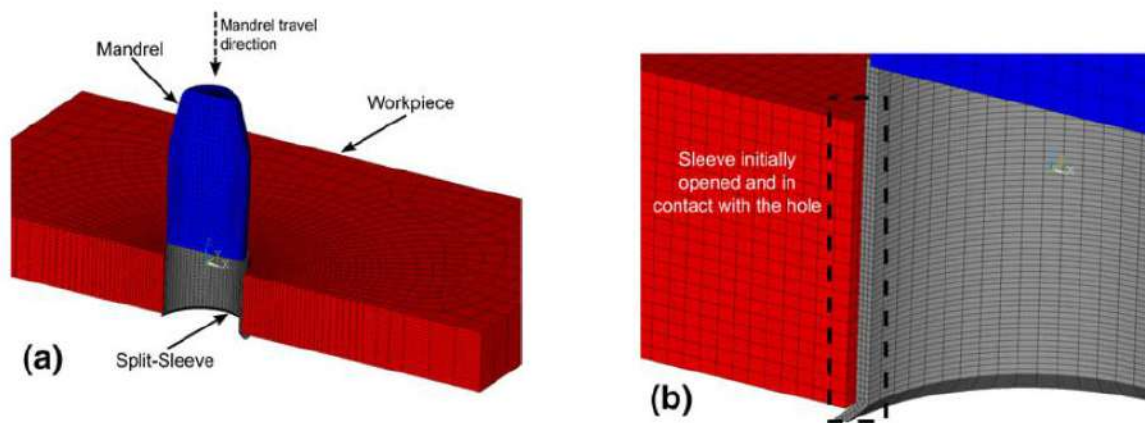


Figure I.19 : (a) un modèle E F et (b) l'ouverture de manchon fondue [34].

Dans la plupart des simulations numériques 3D, le mandrin est modélisé passant au travers du trou [39, 42-47]. Cette technique permet en tout point du passage de prendre compte de l'interaction entre non seulement la portion au diamètre majeur du mandrin, mais aussi les portions adjacentes de l'outil. Le relâchement est simulé par une étape de chargement où l'outil n'est plus en contact avec le manchon.

I.4. Grenailage de précontrainte

L'histoire du grenailage de précontrainte a commencé dans les ateliers de maintenance où l'on s'est aperçu que les pièces nettoyées à l'aide des machines projetant de la grenaille avaient des durées de vie en service plus importante que celles non traitées. Dès lors, le procédé fut exploité et le grenailage s'est rapidement imposé comme un moyen économique et performant, permettant d'améliorer la résistance à la fatigue et/ou la corrosion sous contraintes [48-50]

I.4.1. Principe du grenailage de précontrainte

Le grenailage de précontrainte est un traitement mécanique de surface qui a pour but de générer des contraintes résiduelles de compression en sous-surface du matériau traité afin d'en améliorer la durée de vie ou encore sa résistance à la corrosion.

Cette partie présente une description générale de ce procédé et ses différents paramètres, les mécanismes à l'origine de la génération des contraintes résiduelles de compression ainsi que l'impact des paramètres du procédé et du matériau sur la distribution des contraintes résiduelles dans une pièce traitée.

I.4.2. Description générale du procédé

Cette technique d'écaillage superficiel des pièces métalliques basées sur la projection des grenailles de formes sphériques encore appelés grenailles, projetés à grande vitesse et sous conditions contrôlées. Les impacts répétés des grenailles déforment plastiquement la surface du matériau en l'étirant, créant ainsi une incompatibilité de déformation avec le reste du massif. En respectant la continuité de la matière (pas de fissuration), la sous-couche est mise en compression (Figure I.20). Les couches plus profondes sont en traction afin de conserver l'équilibre global des contraintes dans la structure.

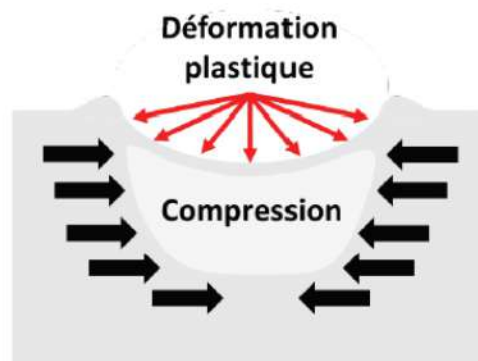


Figure I.20 : Schématisation de la mise en compression du matériau grenailé : impact d'une bille.

Il existe plusieurs types de grenailleuse : le grenailage conventionnel (machine à air comprimé, machine à turbine) et le grenailage par ultrasons (machine à ultrasons). Ces deux procédés sont détaillés ci-dessous. Notons que dans le cadre de cette étude, nous nous intéressons au grenailage conventionnel.

I.4.2.1. Machine à turbine

La « Turbine » est le nom donné aux appareils de projection mécaniques, qui équipent des machines automatiques à haut rendement, sans opérateur. Ces machines sont souvent appelées par les utilisateurs « machine à turbine » du fait que ce procédé utilise presque exclusivement des grenailles métalliques.

La turbine est constituée d'un rotor, sorte de roue à aubes, qui transmet à l'abrasif distribué en son centre, une énergie cinétique, proportionnelle à l'énergie électromécanique de son groupe

d'entraînement. La grenaille, introduite par un orifice au centre du rotor est prise directement en charge par l'extrémité intérieure des aubes appelées « palettes » (voir figure ci-contre).

La turbine tournant à grande vitesse (1000 à 3000 tr/min), crée un effet important de force centrifuge, qui déplace rapidement les grains d'abrasif de l'intérieur vers l'extérieur de la palette pour les projeter en gerbe dirigée vers la pièce à traiter (figure I.21).

Lors de la rotation, le déplacement de chaque grain, glissant le long des palettes, forme une courbe dans l'espace. Dès que le grain s'échappe du rotor, il suit une trajectoire rectiligne et tangente à cette courbe.

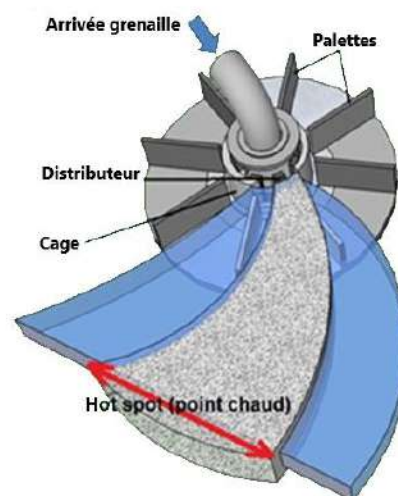


Figure I.21 : Machine à turbine. [51].

I.4.2.2. Machine à air comprimé

Le grenailage à air comprimé est principalement utilisé pour le traitement de très grosses pièces complexe ou sur de très petites pièces fragiles (zones peu accessibles) avec un traitement localisé dans ce type de machine les paramètres sont bien maîtrisés. Le réglage de la vitesse d'éjection est contrôlé par la pression de l'air comprimé dans la machine, et pour angle d'incidence, elle propose un jet de billes relativement directionnel.

Le grenailage à l'air comprimé peut être effectué par un opérateur en cabine fermée ou avec l'opérateur à l'extérieur, et parfois peut être automatisé (manipulateur ou robot). Le principal avantage du grenailage à l'air comprimé est de pouvoir utiliser n'importe quel type d'abrasif (minéraux, acier, inox, fonte, etc...).

L'avantage de cette technique peut intégrer plusieurs buses d'orientations différentes pour traiter une pièce de forme complexe. Les billes sont propulsées par de l'air comprimé au travers d'une buse (figure I.22).

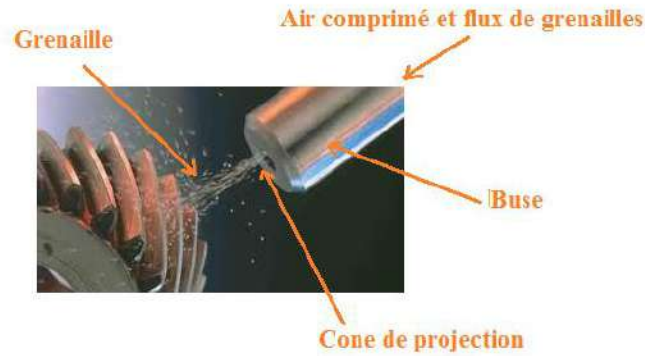


Figure I.22 : Machine à air comprimée [52].

I.4.2.3. Machine à ultrason

Le grenaillage ultrason est un procédé de traitement de surface mécanique qui consiste à bombarder une pièce (TOP) à l'aide de billes sphériques (SHOT). Les billes sont placées dans une enceinte de traitement étanche constituée des parois (WALL), de la sonotrode (BOT) et de la pièce à traiter. Un générateur produit un signal électrique sinusoïdal à 20 kHz qui est transmis aux bornes d'un convertisseur piézo-électrique qui lui-même met en vibration la sonotrode (figure I.23). Cette vibration est utilisée pour propulser les billes à grande vitesse vers la pièce. La multitude d'impacts créés à la surface de celle-ci induit des contraintes résiduelles de compression dans le matériau, ayant pour effet l'amélioration de ses caractéristiques mécaniques ainsi que la tenue en fatigue de la pièce.

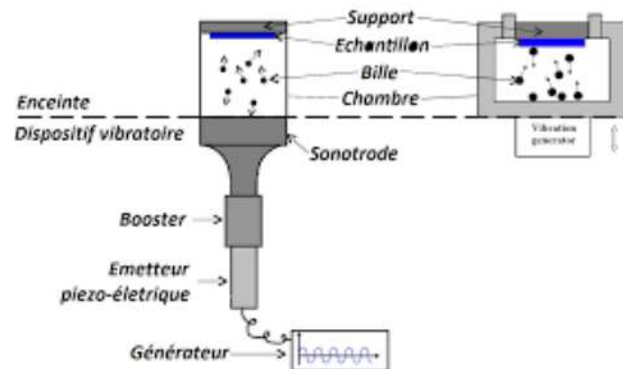


Figure I.23 : Schéma de principe du grenaillage ultrasonore la sonotrode disposée à la base de l'enceinte vibre [53].

I.4.3. Mécanisme de génération et évolution des contraintes résiduelles

Dans le cas du grenaillage de précontrainte ou des traitements de surface en compression à froid par des billes à petite taille, deux mécanismes sont provoqué de la génération des contraintes résiduelles de compression [54] :

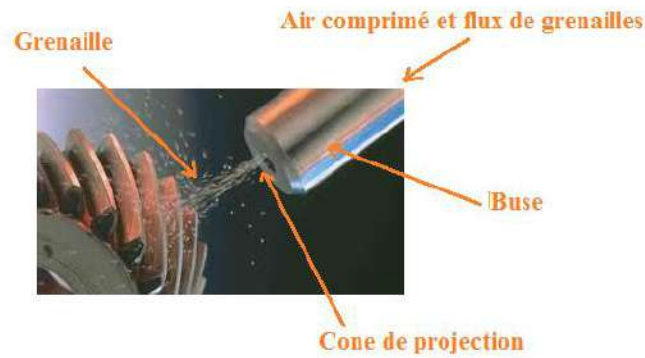


Figure I.22 : Machine à air comprimée [52].

I.4.2.3. Machine de grenailage à ultrason

Le grenailage ultrason est un procédé de traitement de surface mécanique qui consiste à bombarder une pièce à l'aide de billes sphériques. Les billes sont placées dans une enceinte de traitement étanche constituée des parois, de la sonotrode et de la pièce à traiter. Un générateur produit un signal électrique sinusoïdal à 20 kHz qui est transmis aux bornes d'un convertisseur piézo-électrique qui lui-même met en vibration la sonotrode (figure I.23). Cette vibration est utilisée pour propulser les billes à grande vitesse vers la pièce. La multitude d'impacts créés à la surface de celle-ci induit des contraintes résiduelles de compression dans le matériau, ayant pour effet l'amélioration de ses caractéristiques mécaniques ainsi que la tenue en fatigue de la pièce.

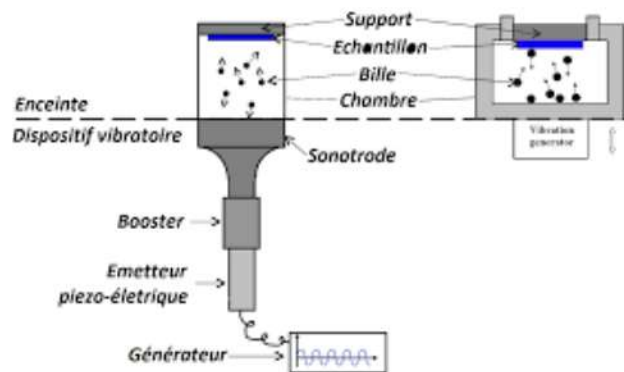


Figure I.23 : Schéma de principe du grenailage ultrasonore la sonotrode disposée à la base de l'enceinte vibre [53].

I.4.3. Mécanisme de génération et évolution des contraintes résiduelles

Dans le cas du grenailage de précontrainte ou des traitements de surface en compression à froid par des billes à petite taille, deux mécanismes sont provoqué de la génération des contraintes résiduelles de compression [54] :

- **L'effet de martelage** qui correspond à l'écoulement plastique en surface, qui se produit sous l'action des forces tangentielles provoquées par les impacts des billes. Le cisaillement est maximal en surface et génère, par conséquent, un niveau de contrainte maximal au même endroit. La continuité de la matière limite l'allongement de cette couche superficielle mince par le reste de la pièce. Elle est, de ce fait, mise en compression. Ce mécanisme est particulièrement présent pour le cas d'une surface ductile et de billes dures.

- **L'effet de la pression de Hertz** qui provoque une déformation plastique en sous couche, qui crée, quant à lui, des contraintes résiduelles maximales à quelques dizaines de micromètres sous la surface. La contrainte de cisaillement, correspondant aux impacts de billes normaux à la surface, est cette fois maximale en sous-couche, dont la profondeur est fonction du rayon de l'aire de l'empreinte laissée par l'impact. Ce mécanisme se produit généralement pour le cas d'un matériau peu ductile grenaille par des billes de dureté relativement faible.

C'est la superposition de ces deux phénomènes qui crée les contraintes résiduelles de compression.

Par ailleurs, afin de maintenir un état d'équilibre, le matériau a tendance à s'étirer en profondeur ce qui génère des contraintes résiduelles de traction. Un profil schématique de contraintes résiduelles génère par grenailage est présente Figure (I.24).

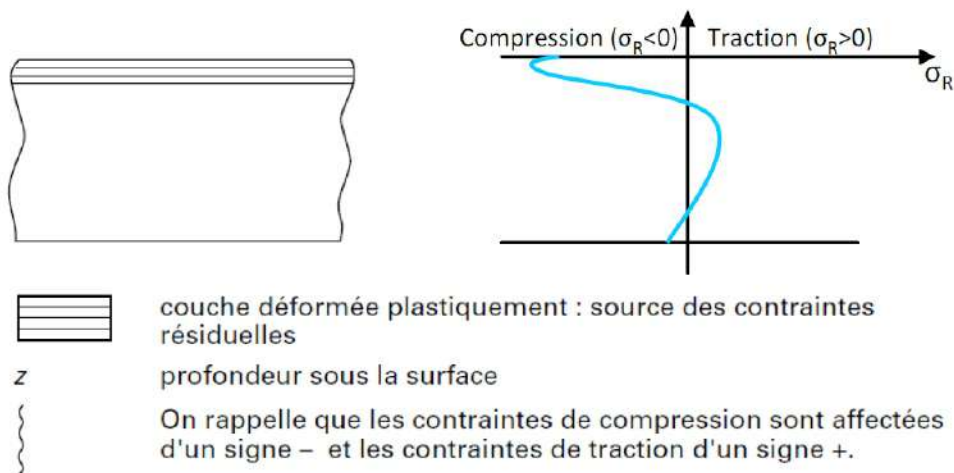


Figure I.24 : Schéma d'un profil de contraintes résiduelles typique obtenu après grenailage de précontrainte [55].

I.4.4. Paramètres du grenailage de précontrainte

I.4.4.1. Diamètre et dureté des billes, vitesse de la grenaille

Plusieurs études sur le grenailage avaient pour objectif de maîtriser les effets des différents paramètres du grenailage [56-58], en l'occurrence le diamètre et la vitesse. La figure (I.25) représente une illustration des effets de ces différents paramètres. Nous notons qu'une augmentation du diamètre de la grenaille ou de la vitesse affecte la profondeur en compression ainsi que la position du maximum de contrainte, ce qui est logique vu que les deux paramètres influencent directement l'énergie cinétique des billes. La dureté des billes soit plus élevée que celle du massif cible pour que la déformation plastique générée soit plus importante dans le massif impacté [59]. La dureté de la cible affecte la profondeur en compression, le niveau maximal de contrainte [54] ainsi que la rugosité superficielle. L'utilisation des billes élasto-plastiques donnent le profil de contrainte le plus proche de l'expérience par rapport des bille rigide [60-61].

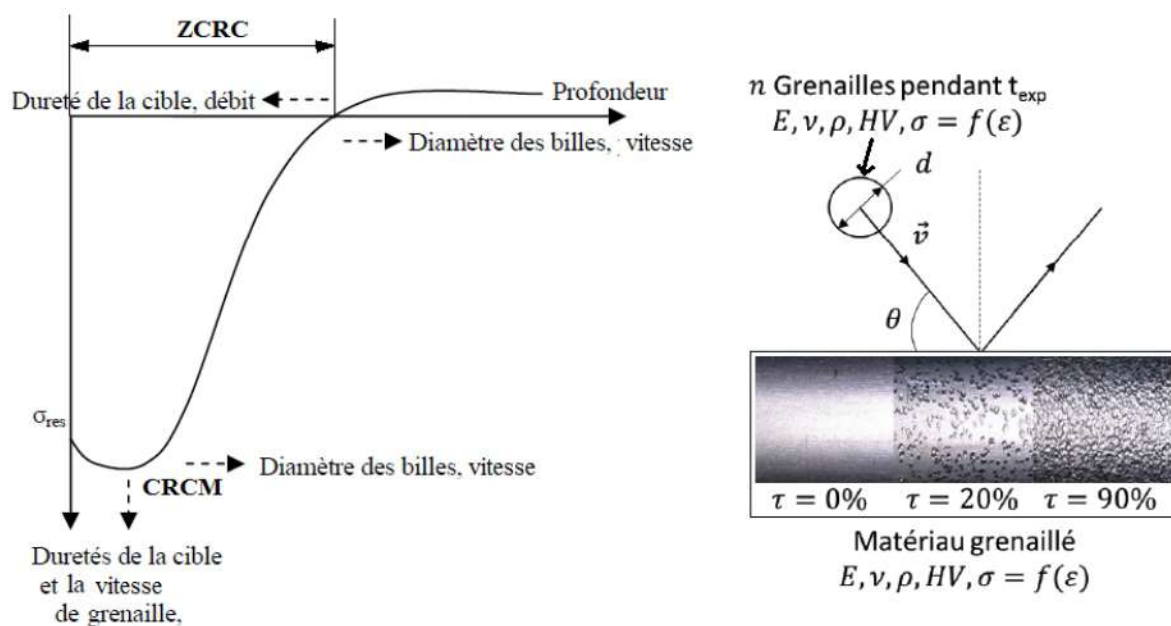


Figure I.25 : Représentation schématique des différents paramètres du processus du Grenailage [62].

I.4.4.2. Taux de recouvrement

Le taux de recouvrement est le rapport entre la surface des impacts et la surface à grenailier. Un taux de 100% indique que la surface de la pièce est entièrement grenailée figure (I.26). Le temps nécessaire pour obtenir ce recouvrement est appelé temps de base. On parle du taux de recouvrement de 200 ou 300% quand ce temps est multiplié par 2 ou 3 [63]. Il est à noter qu'un temps de recouvrement de 100% ne signifie pas forcément que le matériau ait atteint son état de

saturation. Certains matériaux (alliage d'aluminium) peuvent atteindre un taux de recouvrement de 800%. Dans la pratique, la sécurité impose de limiter le temps de grenailage correspondant à un taux de recouvrement environ 150% [48]. L'examen visuel à la loupe reste la méthode la plus utilisée pour déterminer ce paramètre.

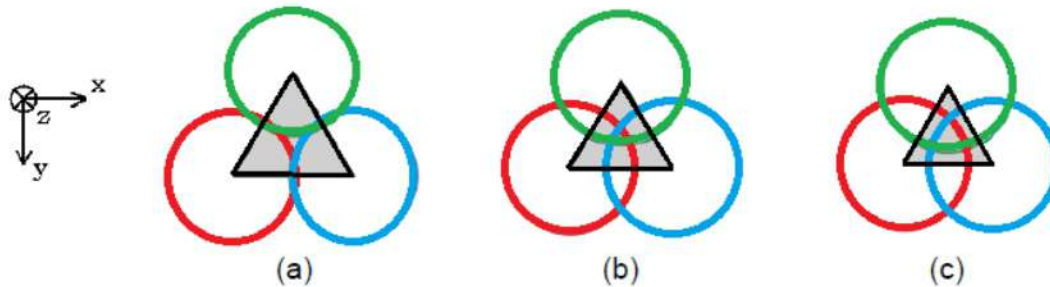


Figure I.27 : Représentation schématique des différents taux de recouvrement.

I.4.5. Contrôle du procédé par l'intensité d'Almen, courbe de saturation

Les utilisateurs du grenailage emploient depuis très longtemps le système de la jauge Almen. Pour la mesure de l'énergie du flot de billes. C'est un des moyens essentiels pour assurer la reproductibilité de procédé. L'énergie du flot de billes est en relation directe avec la contrainte de compression qui est introduite dans une pièce. Il s'agit d'une éprouvette d'acier parfaitement définie et normalisée à l'origine qui est grenillée sur un côté seulement. La norme actuelle régissant le grenailage est la « NFL 06-832 » [64]. L'éprouvette bridée sur un support et exposée à un jet de grenaille, au voisinage immédiat des pièces à grenailer figure (I. 27). Lorsque l'éprouvette est libérée de ses supports, elle se déforme car la face grenillée est allongée. On observe alors une flèche caractéristique appelée flèche d'Almen. Donc L'intensité Almen est la hauteur de la flèche mesurée par un comparateur Almen suivie par la désignation de l'éprouvette Almen. La désignation appropriée pour 0,30 mm de hauteur de flèche en utilisant une éprouvette "A" est F 0,30A (ou plus usuellement F 30A). Le domaine d'utilisation d'une éprouvette Almen est de 0,10 à 0,60 mm. En pratique, une éprouvette Almen plus épaisse est souvent utilisée si l'intensité est au-dessus de 0,50 mm. Pour la même intensité de grenailage, la flèche obtenue avec une éprouvette "N" est approximativement 3 fois celle obtenue avec une éprouvette "A" qui est elle-même environ 3 fois celle obtenue avec une éprouvette "C".

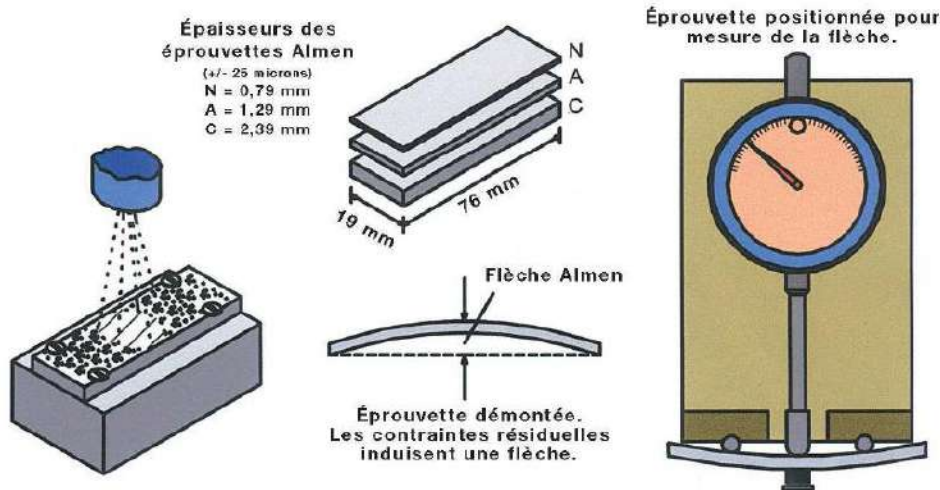


Figure I.27 : Principe du contrôle Almen [65].

La vérification initiale d'un procédé pendant son développement nécessite d'établir une courbe de saturation. Le temps de saturation est défini au premier point de la courbe à partir duquel en doublant le temps d'exposition, la hauteur d'arc n'augmentera pas de plus de 10 %. La courbe de saturation est définie en grenant une série d'éprouvettes Almen dans une machine préréglée afin de définir le temps de saturation.

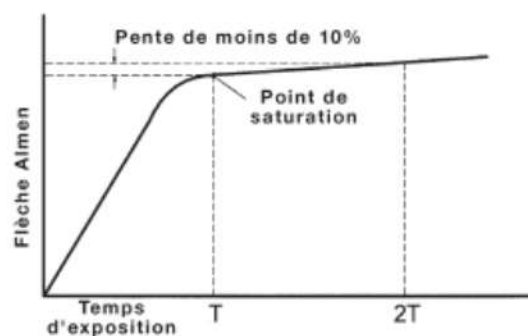


Figure I.28 : Courbe de saturation [66].

La figure (I.28) montre qu'en doublant le temps de grenage de l'éprouvette Almen (2T) par rapport au temps initial (T) la hauteur de l'arc Almen augmente de moins de 10 %. Cela signifie que le processus atteint la saturation au temps T. La saturation établit l'intensité réelle du jet de grenailles dans une zone précise de la pièce et pour un réglage machine spécifique.

I.4.6. Les principales conséquences du grenage

I.4.6.1. Répartition de contraintes résiduelles

Les contraintes de traction (avant grenage) étirent la surface et peuvent entraîner des initiations de fissures. Ces contraintes peuvent résulter de l'effet de sollicitations extérieures. Après le traitement, le matériau se déforme de façon permanente, plastiquement. L'équilibrage global de la

structure introduit des contraintes résiduelles de compression sur quelques dixièmes de millimètre. Les contraintes résiduelles de traction sont déplacées au cœur de la pièce, et sont par conséquent, moins dangereuses, voir figure (I.24). L'efficacité de contraintes résiduelles produites par le grenailage dépend de sa bonne répartition dans le matériau, du niveau maximal de contraintes de compression atteint et de sa position, de la zone déformée plastiquement, et surtout de sa stabilité lors des chargements en service. La couche de contrainte résiduelle en compression réduit le risque de défaillance prématurée du composant métallique dans des conditions de chargement cyclique [67-69]. Le grenailage de précontrainte augmenté la durée vie en fatigue des matériaux et retarder la naissance et la propagation des fissures [70-71] figure (I.29).

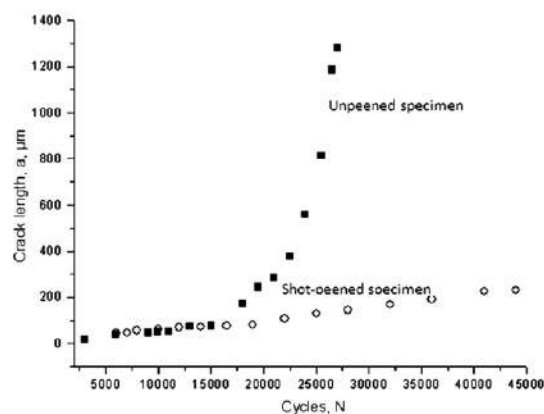


Figure I.29 : Evolution de (a) en fonction du nombre de cycles pour les petites fissures dans l'alliage d'aluminium 7475-T7351, montrant l'effet du grenailage [71].

I.4.6.2. Etat de surface

Après le grenailage de précontrainte les billes laissent des empreintes sur l'éprouvette qui jouent un rôle important sur la modification de son état de surface figure (I.30). Dans le cas où le matériau traité est dur, la rugosité aura tendance à diminuer. On aura un gommage des défauts superficiels (défaut de fabrication). Dans le cas où le matériau est ductile, la rugosité augmentera. Par ailleurs, la rugosité augmentera d'autant plus que l'intensité du grenailage, la taille des billes et la vitesse son élevée [72]. Et d'autre part lorsque la surface grenillée est rugueuse conduite à l'accélération de l'apparition de microfissure sur la surface [73] et par conséquent l'effet bénéfique de procéder est réduit concernant la durée de vie en fatigue [74].

Les principaux paramètres qui influencent l'état de surface sont :

- Le rapport des duretés respectives (HV bille/HV matériau cible) ;
- La dimension de la grenaille

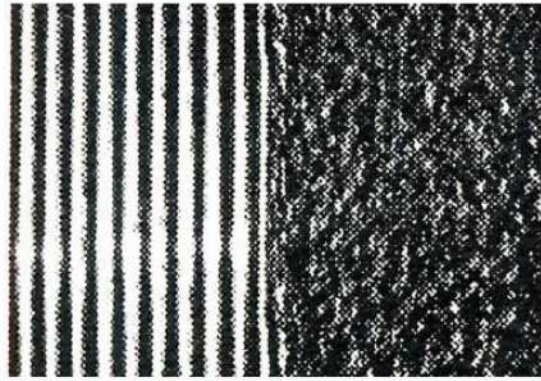


Figure I.30 : Acier avant / après grenailage [75].

I.4.6.3. Modification microstructure

Lorsque les billes arrivent en surface du matériau, de manière cyclique et aléatoire, ce dernier crée une déformation locale dans la surface qui se traduit à l'échelle atomique par des variations des distances interatomiques et une déformation inélastique dans les régions proche de la surface qui est le résultat du déplacement et du réarrangement des dislocations. La répétition d'impacts des billes introduisaient également une accumulation des dislocations augmentant leur densité et donc leur blocage qui contribue au durcissement par écrouissage du matériau. Ce mécanisme augmente la limite d'élasticité de la surface de ce dernier. Ces changements microstructuraux ont une influence importante sur la diminution de l'initiation et la propagation des fissures [76].

I.4.7. Travaux existants sur la modélisation numérique du grenailage

Deux grands types de modélisation ont été développés. D'une part, les modélisations analytiques du procédé de grenailage [77-78] se basant sur les travaux de Zarka [79] permettent de calculer rapidement les grandeurs caractéristiques résultant du grenailage : la zone mise en compression, la contrainte de compression maximale, la contrainte surfacique. Leur utilisation s'avère donc limitée à une première estimation de ces grandeurs et n'est pas adaptée à des calculs sur structures. D'autre part, les modélisations par éléments finis permettent de modéliser l'ensemble des paramètres du procédé et de calculer les champs de contrainte, de déformation ou de déplacement résultants mais nécessitent un temps de calcul plus important, ce qui peut poser problème dans un environnement industriel. Il convient alors de trouver un compromis entre précision de la modélisation par éléments finis et temps de calcul.

I.4.7.1. Modélisations par éléments finis à deux dimensions

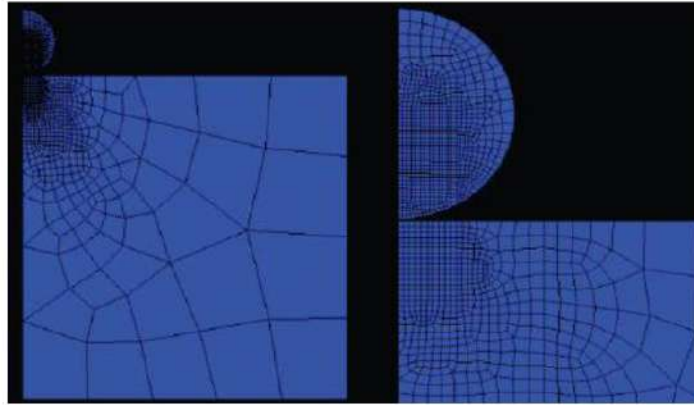


Figure I.31 : Modèle 2D mono bille [80].

Mori et al [80] ont introduit un modèle axisymétrique pour simuler la déformation plastique de la pièce et de la grenaille, comme le montre la figure (I.31). Levers et Prior [81] ont réalisé une analyse dynamique 2D avec un composant déformable et un tir sphérique rigide pour étudier le profil de contrainte résiduelle induit par le grenailage. Deslaef et Rouhaud [82-83] ont ensuite étudié l'influence des lois de comportement de la bille et du massif impacté. L'impact a été fait par une bille sphérique d'un corps semi infini. Pour cela, ils ont utilisé une configuration avec un système axisymétrique avec l'utilisation d'un maillage 2D . Rouhaud et al. [83] ont testé trois lois de comportement pour la bille (rigide, élastique et élastoplastique) et quatre lois de comportement pour le massif (un écrouissage isotrope et trois types d'écrouissages cinématiques). Cette étude a pu notamment montrer l'importance prépondérante du choix du type de bille dans la modélisation, les déformations plastiques maximales observées variant du simple au triple entre le modèle à bille élastoplastique et celui à bille rigide. Schiffner et al [84] ont utilisé un modèle axisymétrique similaire pour simuler le profil de contrainte résiduelle dans un massif élastoplastique soumise à des tirs perpendiculaires avec différents paramètres de grenailage. Meo et Vignjevic [85] ont prédit le profil des contraintes résiduelles résultant du processus de grenailage avec ce type de modèle pour les applications de joints soudés. Rouquette et al [86] ont permis de mettre en évidence l'effet thermique lors du choc des billes sur les contraintes résiduelles. Il est important de noter que la prise en compte de l'effet thermique a tendance à réduire les contraintes résiduelles, même dans le cas de mono-impact. Cette influence est d'autant plus importante que la vitesse d'impact est grande.

I.4.7.2. Modélisations par éléments finis à trois dimensions

a) Modèle 3D mono-impact avec symétrie(s) latérale

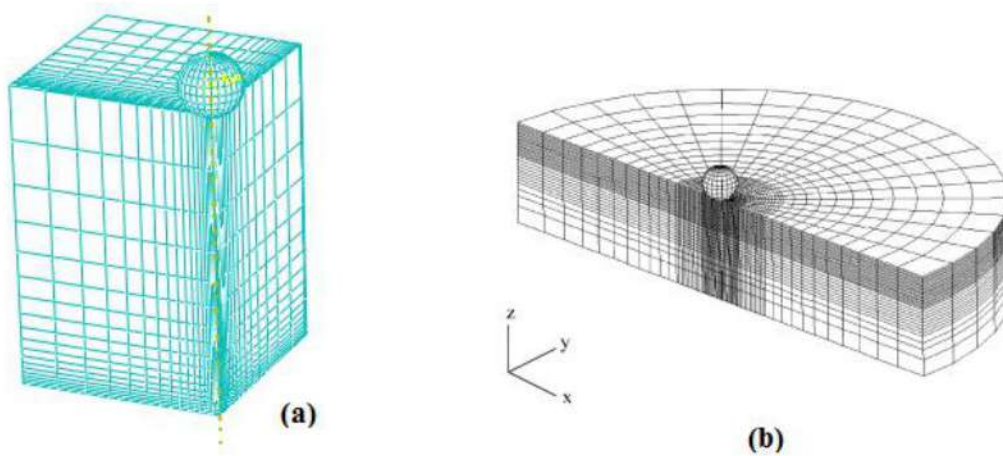


Figure I.32 : Modèles 3D mono-impact avec symétrie(s) latérale(s), (a) deux symétries latérales [87], (b) une symétrie latérale [88].

Al-Hassani et al [87] ont développé un modèle d'éléments finis 3D semi-circulaire avec une surface de symétrie comme le montre la figure (I.32) pour simuler un impact à un seul coup avec un angle d'incidence oblique. Guagliano et Baragetti [89-90] ont utilisé un modèle similaire pour étudier les profils de contraintes résiduelles produits par un et deux impacts de tir. Hong et al [88] ont mené une étude paramétrique basée sur ce modèle pour étudier l'effet du diamètre de tir, de la vitesse d'impact, de l'angle d'incidence et des propriétés du matériau des composants sur le profil des contraintes résiduelles.

b) Modèle 3D multi-impacts avec symétries

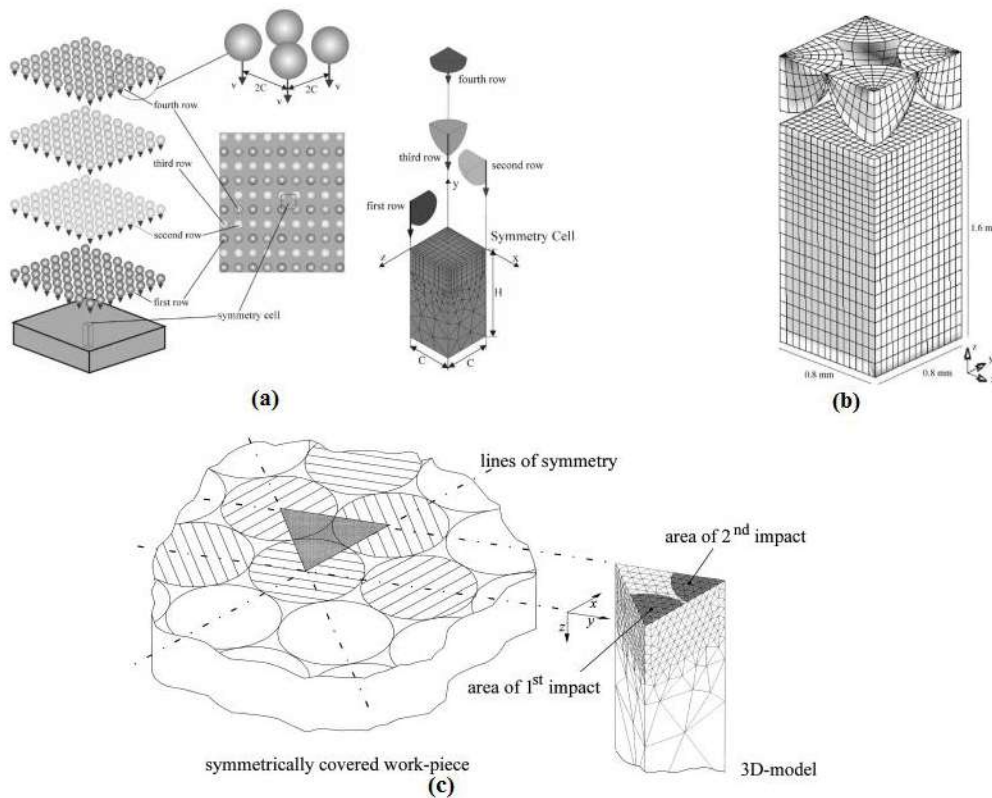


Figure I.33 : Modèles 3D multi-impacts avec symétrie, (a) quatre symétries [91], (b) quatre symétries [92], (c) trois symétries [84].

Meguid et al [91] ont développé une cellule à symétrie avec quatre surfaces de symétrie carrées comme le montre la figure (I.33-a). Le principal avantage de ce modèle est sa capacité à simuler un quart de quatre d'impacts avec un modèle réduit. Ils ont montré que le profil de déformation plastique et de contraintes résiduelles dans le massif impacté est d'autant plus homogène que le taux de recouvrement considéré tend vers 100%. Majzoobi et al [92] ont étudié les effets de la vitesse de tir sur le profil de contrainte résiduelle et le développement de la couverture de grenailage. Meguid et al [93] ont implémenté une cellule légèrement différente composée de 5 cellules unitaires simples pour étudier la relaxation des contraintes résiduelles de grenailage dues à une surcharge thermomécanique cyclique.

Schiffner et al [84] ont créé un modèle 3D avec une surface d'impact triangulaire équilatérale contient trois surfaces de symétrie pour étudier l'effet des impacts adjacents, comme le montre la figure (I.33-c). Leurs résultats montrent que les impacts adjacents influencent fortement sur l'état de contrainte résiduelle. Il est donc important de prendre en compte l'interaction entre impacts adjacents. Ce point a été confirmé par Schwarzer [94].

c) Modèle 3D multi-impacts sans symétrie

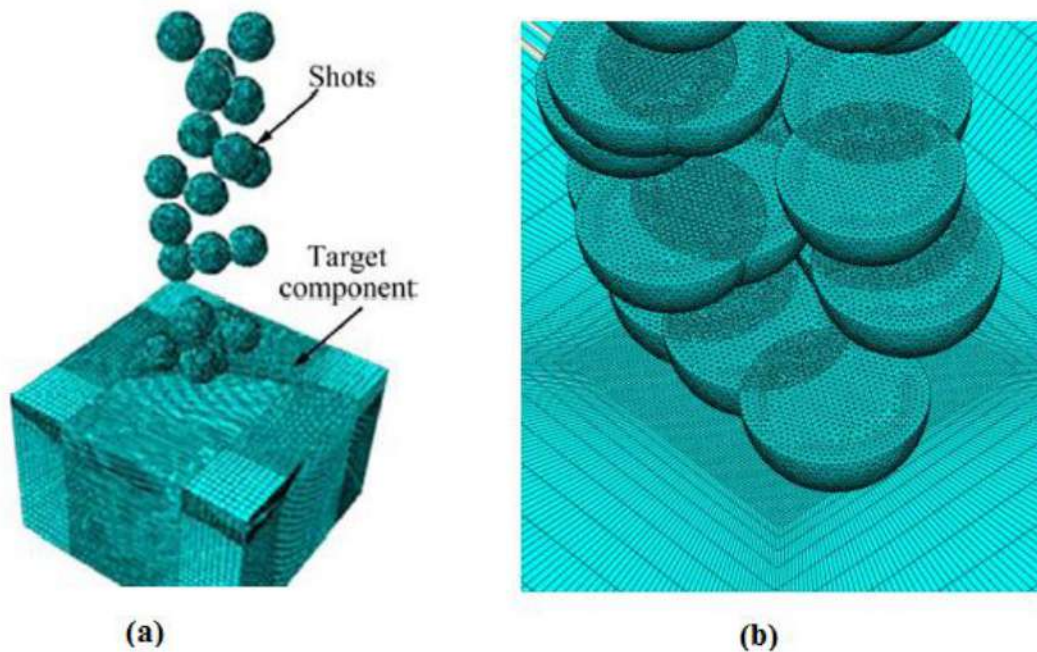


Figure I.34 : Modèles 3D multi-impacts sans symétrie, (a) [95], (b) [96].

Sheng et al [95] ont réalisé un modèle multi-impacts représenté schématiquement sur la figure (I.34-a) dans lequel les billes rentrent en contact de façon aléatoire dans une zone limitée du massif. Ce modèle a permis d'analyser l'influence de nombre et l'emplacement des billes sur la distribution des contraintes résiduelles pour un massif de dimensions $1.5m \times 1.5 \times 1mm$ et un diamètre d'une bille $D= 0.2 mm$. Le taux de recouvrement est atteint après 85 impacts, les contraintes résiduelles de compression augmentent avec la variation du nombre d'impacts de 15 à 65, puis diminuent lorsque le nombre d'impact est de 85.

Bagherifard [96] a réalisé un modèle en adoptant des billes représentées par des demi-sphères (Figure I.34-b). Le taux de recouvrement à 100% est atteint après 67 impacts avec des billes de diamètre 0,6 mm. Les résultats numériques montrent que le niveau de contraintes résiduelles n'a pas subi de grande évolution lorsque le taux de recouvrement est porté à 200% (soit 134 impacts).

CHAPITRE II

ETUDE NUMERIQUE DE

L'EXPANSION DU TROU

CHAPITRE II**ETUDE NUMERIQUE DE L'EXPANSION DU TROU**

Ce chapitre a pour objectif de modélisation numérique de la méthode d'expansion du trou à l'aide d'un outil numérique (Abaqus), plusieurs paramètres ont étudié leur effet sur les champs des contraintes résiduelles. Nous citons : effet du degré d'expansion, l'épaisseur, la limite élastique des alliages d'aluminium, effet de la méthode de procédé de l'expansion, et l'effet d'un manchon fendue ou élastique. La seconde partie de ce chapitre sera consacrée à la prédiction et la modélisation des contraintes résiduelles en utilisant la méthode des plans d'expérience.

Plans de chapitre

II.1. Introduction.....	35
II.2. Modélisation de la méthode de l'expansion.....	35
II.2.1. Description du modèle et propriétés mécaniques	36
II.2.2. Gestion de contact.....	38
II.3. Résultat.....	39
II.3.1. Distribution des contraintes résiduelles	39
II.3.2. Choix du procédé.....	42
II.3.3. Influence des propriétés mécaniques sur le profil des contraintes résiduelles.....	43
II.4. Etudes paramétriques	44
II.4.1. Influence du degré d'expansion (DE) sur le profil des contraintes résiduelles	44
II.4.2. Influence de l'épaisseur sur le profil des contraintes résiduelle.....	45
II.4.3. Influence du coefficient du frottement.....	46
II.4.4. Effet des conditions aux limites du manchon sur les contraintes résiduelles	47
II.5. Modélisation et prédiction	48
II.5.1. Choix du plan expérimental.....	49
II.5.2. Analyse des résultats.....	52
II.5.2.1. Analyse avec un seul effet.....	52
II.5.2.2. Effets des interactions sur la réponse	57
II.5.2.3. Effets des facteurs sur le profil des contraintes résiduelles	59
II.5.2.4. Vérification du point optimale	60
II.5.2.5. Validation du modèle.....	61

II.1. Introduction

Les éléments constitutifs des structures mécaniques sont généralement des assemblages de plaques et de poutres faisant apparaître des discontinuités géométriques auprès desquelles se forment des zones de concentration de contrainte notamment au voisinage des trous de boulonnage, de vissage ou de rivetage. Les risques d'amorçage et de propagation des fissures de fatigue se situent près de ces zones.

La technique d'expansion et grenailage des composantes structurales sont des procédés couramment utilisés dans l'industrie pour améliorer la durée de vie en fatigue initiation et en fatigue propagation des joints boulonnés ou rivetés.

Plusieurs travaux, basés sur des mesures expérimentales [24,97] ou sur des calculs numériques par éléments finis, ont étudié l'influence de plusieurs facteurs sur la technique d'expansion par écrouissage à froid.

Ce chapitre sera donc consacré à une étude numérique de l'expansion du trou. Ce dernier est composé de deux grandes parties. La première partie, une étude tridimensionnelle par la méthode des éléments finis avec le logiciel Abaqus, nous allons utiliser nos modèles afin d'étudier diverses méthodologies d'application du procédé (bille et mandrin). Nous étudierons l'influence des propriétés mécaniques sur le profil des contraintes résiduelles. Ensuite nous étudierons l'effet de l'utilisation d'un manchon élastique ou fondue sur les champs des contraintes résiduelles. Et enfin identifier l'influence de certains paramètres opératoires du procédé d'expansion, et par conséquent d'identifier l'impact de chaque paramètre sur le profil des contraintes résiduelles. Tandis que la seconde partie présente la prédiction et la modélisation des contraintes résiduelles en utilisant la méthode des plans d'expérience.

II.2. Modélisation de la méthode de l'expansion

Afin de prédire les contraintes résiduelles des éprouvettes soumises à l'expansion, il est nécessaire de connaître les distributions des contraintes après l'expansion du trou dans le matériau. Étant donné que ces distributions varient à travers l'épaisseur de l'éprouvette, une étude tridimensionnelle est nécessaire en utilisant le code de calcul ABAQUS 6.13 [98].

Le but de la première partie du premier volet est d'identifier l'influence de certains paramètres liés à la technique de réparation par expansion sur l'étendue des champs de contraintes résiduelles au bord d'un trou expansé, nous analysons les effets du :

- ✓ Degré d'expansion
- ✓ Matériau

- ✓ Épaisseur
- ✓ Coefficient de frottement
- ✓ Conditions aux limites du manchon

II.2.1. Description du modèle et propriétés mécaniques

La plaque utilisée est carrée de 70 mm de côté contient un trou central. Elle a subi une expansion par écouissage à froid par le passage d'un mandrin avec un manchon fixé dans le trou, ce dernier à une épaisseur de paroi de 3 mm, le mandrin à un diamètre variable selon le degré d'expansion (2,4, et 6%).

Les matériaux utilisés pour les plaques dans la simulation 3D sont les alliages d'aluminium 6005-T6, 6082-T6 et AU 4G, dans cette partie de simulation le mandrin est supposé infiniment rigide, le manchon a été modélisé comme un corps élastique en acier (module d'Young de 220 GPa et un coefficient de Poisson de 0,3). Le coefficient de frottement entre le manchon et le trou est de 0,1, il est négligeable entre le manchon et le mandrin puisque ce dernier est lubrifié pour faciliter le passage du mandrin. Afin de prendre en compte les paramètres d'écouissage dynamique ainsi que la vitesse de déformation, la loi de Johnson-Cook est utilisée pour la simulation numérique. Les paramètres de Johnson-Cook des trois alliages d'aluminium sont illustrés dans le tableau (II.1).

	A(MPa)	B(MPa)	n	c	m	T _f (K)	T _a (K)	ε ^p
AL AU 4G [99]	350	440	0.41	0.0083	1	911	293	1
AL 6005- T6 [100]	270	134	0.52	0.015	0.859	893	293	1
AL 6082-T6 [101]	428	327	1.008	0.00747	1.31	855	293	1

Tableau II. 1: Paramètres de la courbe de Johnson-Cook.

$$\sigma = (A + B\varepsilon^{pn}) \left[1 + C \ln \left(\frac{\varepsilon^{\dot{\varepsilon}}}{\varepsilon_0} \right) \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_a}{T_f - T_a} \right)^m \right] \tag{II. 1}$$

Avec :

A : Limite d'élasticité

B : Décalage en contrainte

n : Coefficient de dépendance à la température

c : Sensibilité à la vitesse de déformation

m : Exposant de durcissement

T_f : Température de fusion

T_a : Température ambiante

$\dot{\varepsilon}^p$: Vitesse de déformation plastique équivalente

Les paramètres A, B et n sont identifiables à partir d'une courbe de traction. L'identification du paramètre « c » nécessite au moins deux courbes de traction obtenues à des vitesses de charge différentes.

Il en est de même pour le paramètre « m » qui nécessite au moins deux courbes obtenues à deux températures différentes. Comme nous l'avons mentionné plus haut, la contribution thermique sera négligée. Donc, nous imposerons une température ambiante égale à la température de transition.

En raison de la symétrie par rapport au plan X-Y, seulement un quart de l'éprouvette et de manchon sont considérés. Cela permet un raffinement de maillage autour du trou ainsi que la face d'entrée du mandrin (face supérieure) et à la face de sortie du mandrin (face inférieure) en raison des gradients des contraintes et des déformations élevées à ces endroits. Une étude de convergence a été réalisée en raffinant le maillage progressivement jusqu'à ce que les résultats obtenus ne varient que faiblement d'un maillage à l'autre.

Le modèle présenté à la figure (II.1) montre également le maillage retenu. Ce modèle est composé de 17749 éléments et 23043 nœuds. Les éléments qui forment la paroi du trou sont des briques linéaires C3D8R d'intégration à 8 nœuds. L'épaisseur est divisée en 10 éléments. Ce type d'élément est nécessaire en raison du contact entre les différentes surfaces de contact et le mandrin.

Le mandrin est mis, initialement, en contact avec le manchon et ce dernier fixé dans le trou de l'éprouvette et pour présenter le cas physique réel de l'expansion, le déplacement du manchon suivant l'axe Z est nul. Les contraintes de symétrie sont représentées dans les deux axes X et Y et un déplacement est appliqué sur le mandrin suivant la profondeur (axe z) jusqu'au passage complet du mandrin. Les conditions aux limites sont aussi illustrées à la figure (II.1).

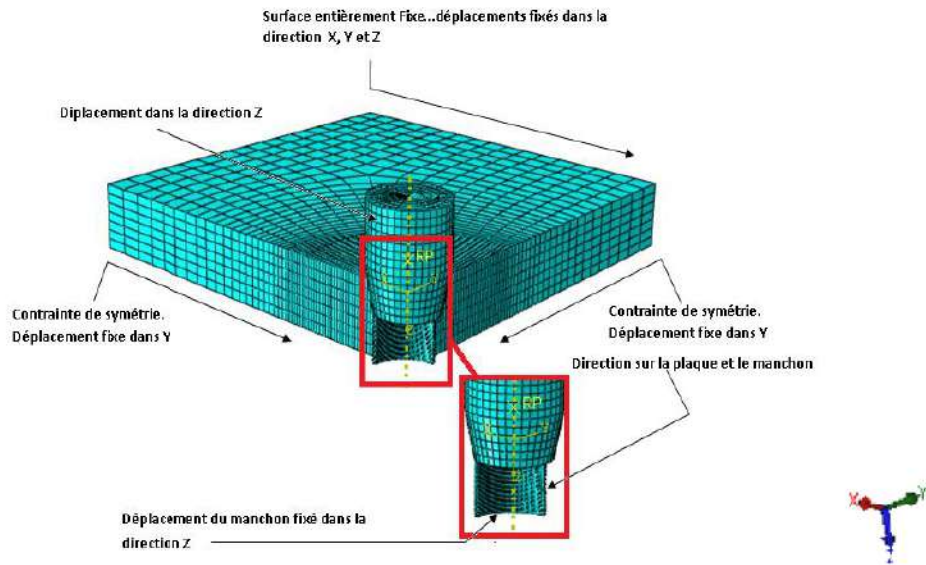


Figure II. 1 : Model numérique et conditions aux limites

II.2.2. Gestion de contact

Dans la simulation du contact, pour piloter le comportement de l'assemblage des pièces, le logiciel ne considère qu'une seule surface, appelée surface maître, à laquelle on associe un ensemble de nœuds qui forme la surface esclave. Le choix de ces surfaces doit suivre des critères relativement simples à mettre en pratique.

Si l'un des solides est rigide, la surface maître correspond à la pièce rigide, si les deux pièces sont déformables, on prend la surface maître sur la pièce la plus rigide, ou celle dont le maillage est le plus grossier.

Ce choix se justifie par le fait que les nœuds de la surface esclave ne peuvent pas pénétrer dans la surface maître, mais l'inverse est possible.

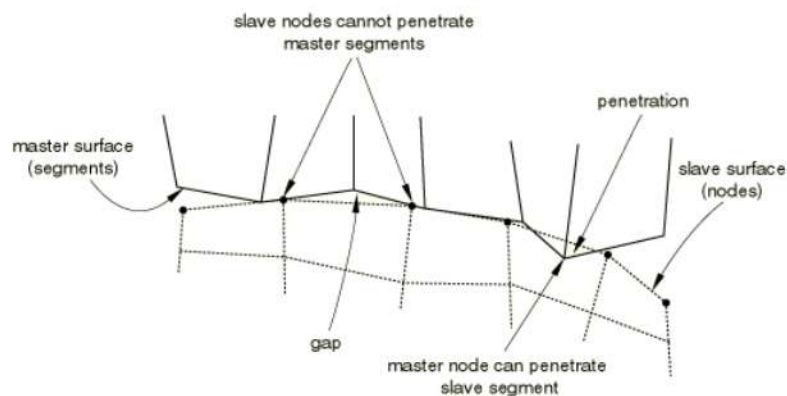


Figure II. 2 Règles de pénétration des nœuds esclaves/maîtres

Le premier contact a été défini entre la partie externe du mandrin et la surface intérieure du manchon. Tandis que, le second contact a été défini entre la surface extérieure du manchon et l'intérieur du trou.

II.3. Résultat

II.3.1. Distribution des contraintes résiduelles

Pour comparer la distribution des contraintes résiduelles suivant la profondeur après le passage du mandrin, les profils des contraintes résiduelles ont été obtenues dans les trois plans ; face d'entrée, milieu et en face de sortie (figure II.3).

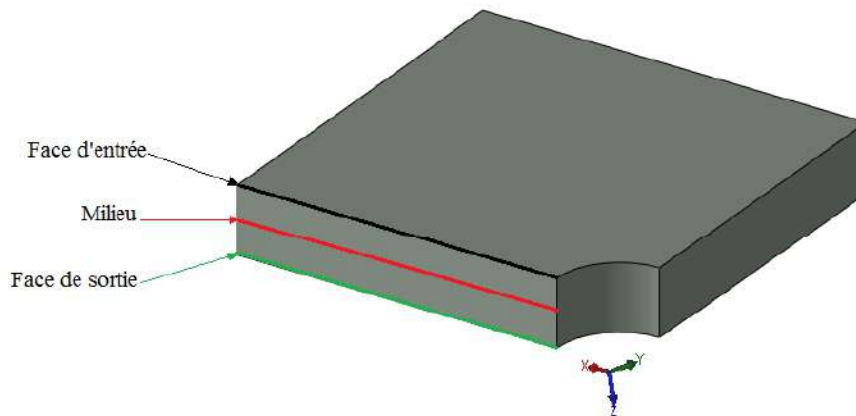


Figure II. 3 : Différents plans des profils des contraintes résiduelles.

La figure (II.4) présente le contour des niveaux de contrainte résiduelle circonférentielle au voisinage du trou après le passage du mandrin pour l'alliage d'aluminium 6005 T6 ayant une épaisseur de 5mm et un degré d'expansion $DE = 3.36\%$. L'allure générale du champ de contrainte est semblable pour les trois cas ; il varie à travers l'épaisseur de la plaque, ce qui démontre qu'une analyse tridimensionnelle est nécessaire pour bien caractériser le procédé d'expansion.

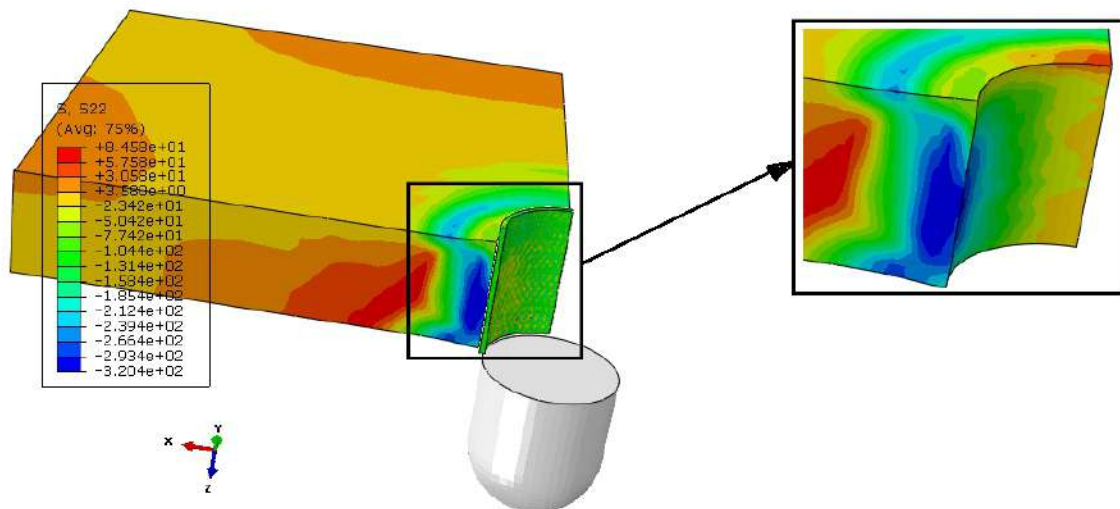


Figure II. 4 : Distribution des contraintes résiduelles.

La figure (II.5) montre la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles au voisinage du trou après le passage du mandrin. Après l'application de l'expansion du trou, la zone déformée génère des contraintes résiduelles de compression au bord du trou, On y remarque que la magnitude de la contrainte maximale en compression est à peu près équivalente à la limite d'élasticité en compression pour le matériau 6005T6 pour la face de sortie et en milieu, mais les contraintes résiduelles circonférentielles ne sont pas uniformes en profondeur de l'épaisseur. Les courbes montrent l'existence de deux zones de contraintes :

- ✓ **Zone 1 (ZCRC)** où les contraintes résiduelles sont de compression et évoluent entre le maximum obtenu au bord du trou et la valeur zéro.
- ✓ **Zone 2 (ZDP)** où les contraintes résiduelles sont de traction. Après avoir atteint une valeur maximale, ces contraintes tendent vers zéro.

La figure (II.5) montre que le niveau de contraintes résiduelles de compression en face d'entrée est plus faible que celui au milieu et en face de sortie, nous remarquons aussi que la zone de contrainte résiduelle de compression en face d'entrée est moins large que celle en face de sortie ; elle s'étend du bord du trou jusqu'à 2,5 mm à mi- épaisseur, et jusqu'à 3,5 mm et 4,5 mm, sur les faces d'entrée et sortie respectivement. De plus, nous remarquons que la zone des déformations plastiques (ZDP) est maximale en face de sortie.

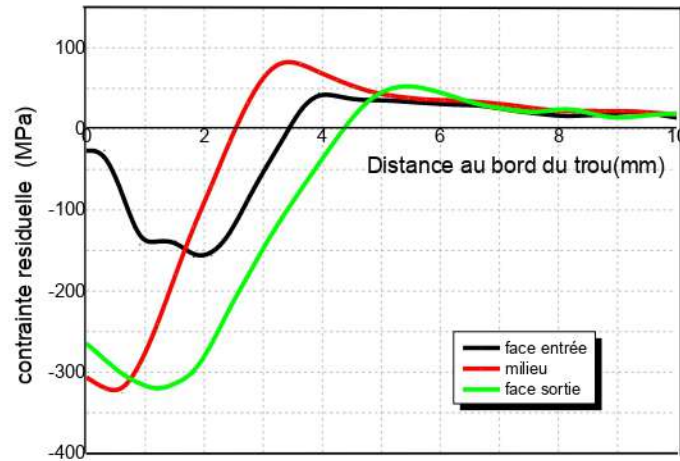


Figure II.5 : Distribution des contraintes résiduelles à travers l'épaisseur.

Cette étude préalable constitue l'étape de validation nécessaire pour aborder la modélisation tridimensionnelle de l'expansion à froid dont l'objectif est de déterminer la répartition des contraintes résiduelles au bord d'un trou expansé suivant la profondeur.

La validation de ce modèle se fait par la comparaison des points plus importants du profil de contrainte résiduelle des résultats obtenus par simulations à ceux obtenus par les travaux numériques de Semari [104] (tableau II.2). Il s'agit, d'une plaque en Al 6005 ayant une épaisseur de 8mm et un degré d'expansion $DE = 3.4\%$.

En comparant nos résultats numériques avec les travaux de Semari [104], nous pouvons observer une superposition des contraintes. Cette comparaison nous permet de valider notre modèle numérique.

	Modèle numérique			Travaux numériques de [104]		
	Face d'entrée	milieu	Face de sortie	Face d'entrée	milieu	Face de sortie
Contrainte résiduelle normalisée au bord du trou	0.1	1.1	0.98	0.1	1.05	0.85
Contrainte résiduelle normalisée maximal de compression	0.55	1.18	1.18	0.6	1.12	1.12
Zone de contrainte résiduelle de compression	3.5	2.5	4.1	3.25	2.31	3.75

Tableau II. 2 : Validation du modèle

De la même manière que pour les contraintes, l'évolution de la déformation plastique équivalente après expansion a été étudiée. La figure (II. 6) montre l'évolution des déformations plastiques équivalentes dans l'alliage 6082T6 pour un degré d'expansion égale à 4% épaisseur 3 mm. Ce

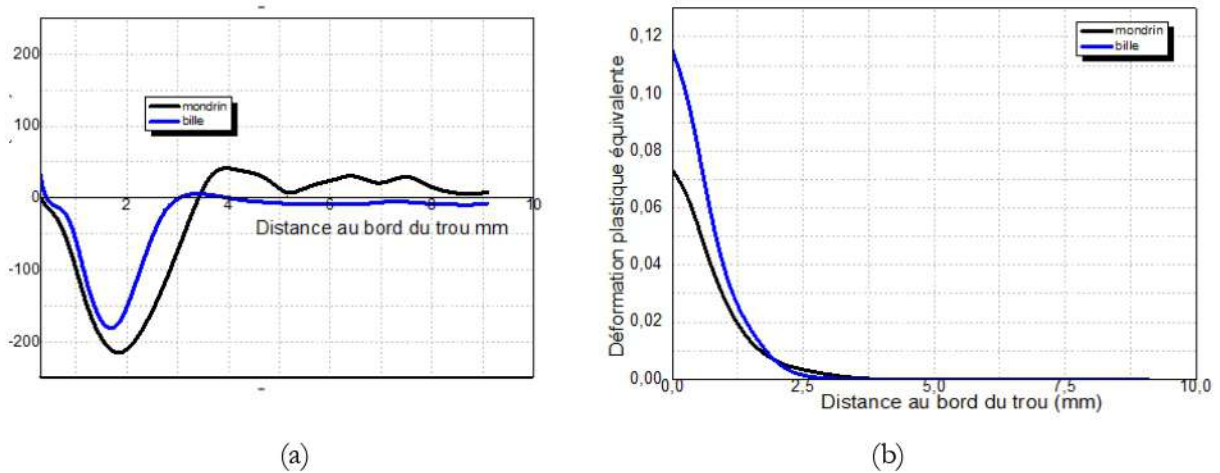


Figure II. 7 : a) Contrainte résiduelle b) Déformation équivalente.

II.3.3. Influence des propriétés mécaniques sur le profil des contraintes résiduelles

Afin d'étudier l'influence des propriétés mécaniques sur l'étendue du champ des contraintes résiduelles, trois alliages d'aluminium ont été étudiée (Al 6082 T-6, Al 6005 T-6 et Al AU 4G) ayant un degré d'expansion $DE = 4\%$ et une épaisseur de 5mm. Les propriétés mécaniques de ces alliages sont illustrées dans le tableau (II. 1).

Les figures (II.8) et (II.9) illustrent la distribution des contraintes résiduelles circonférentielle et déformation plastique équivalente en face d'entrée. Cette figure confirme que les caractéristiques mécaniques ont une influence sur la distribution des contraintes résiduelles, on constate que plus la limite élastique est élevée plus la contrainte maximale résiduelle de compression est élevée par contre la zone de contrainte résiduelle de compression diminue lorsque la limite élastique augmente, ce phénomène est dû à la différence des limites d'écoulement de ces alliages. On effet, les alliages ayant une limite écoulement faible subit une déformation plus importante lors de l'écroutissage (figure II.9). Ces résultats sont similaires à ceux d'Amrouche et Man Su [21,22].

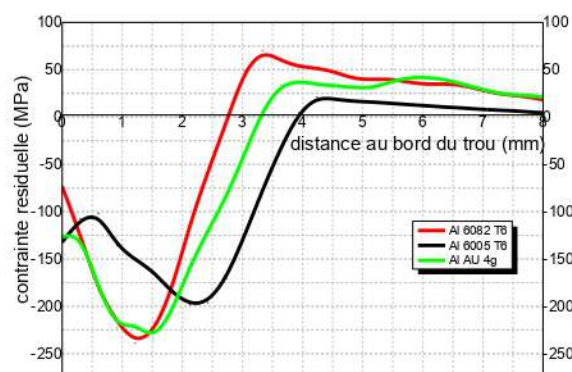


Figure II. 8 : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles pour les trois alliages d'aluminium.

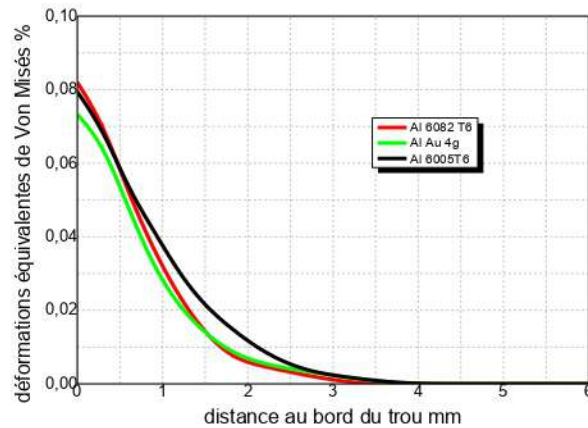


Figure II. 9 : Influence des propriétés mécaniques sur la déformation plastique équivalente.

II.4. Etudes paramétriques

II.4.1. Influence du degré d'expansion (DE) sur le profil des contraintes résiduelles

Dans cette partie d'étude nous intéressons à l'étude l'effet du degré d'expansion sur les profils des contraintes résiduelles, pour cela trois degrés d'expansion ont été étudié (2%, 4%, et 6%), le matériau utilisé est l'alliage aluminium 6082T6 ayant une épaisseur de 5 mm. À l'examen de la figure (II-10), on peut voir clairement que la zone de contraintes résiduelles de compression et la zone plastique augmentent avec l'augmentation du degré d'expansion. Dans le cas d'un degré d'expansion de 4%, les contraintes maximales de compression et traction en surface sont de -230 MPa et -88 MPa alors que dans le cas d'un degré d'expansion de 6%, elles sont de -210 MPa et 78 MPa, ces fortes contraintes en surface favorisent l'apparition des fissures au bord du trou.

On peut donc conclure que l'utilisation d'un degré de 6% limite l'utilisation de l'expansion comme technique de réparation.

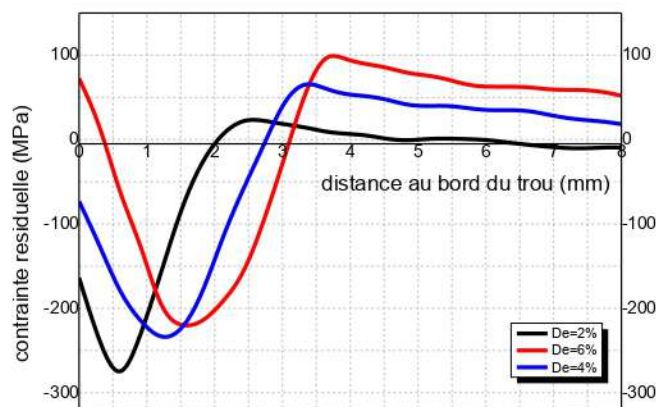


Figure II. 10 : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles pour les degrés d'expansion (De= 2%, 4% et 6%).

La figure (II.11) montre les courbes déformations plastiques équivalentes obtenues après le processus d'expansion pour les degrés d'expansion (2%, 4%, et 6%). Les déformations équivalentes en surface sont nettement supérieures dans le cas d'un degré de 6%. Ceci confirme ce qui a été annoncé précédemment que l'utilisation d'un degré de 6% n'est pas recommandée pour le durcissement des structures.

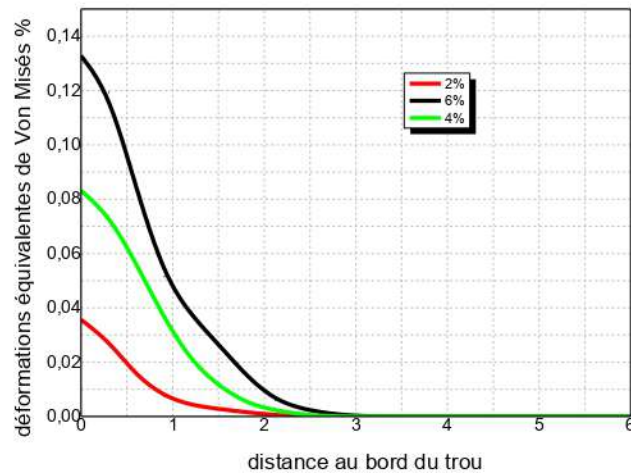


Figure II. 11 : Influence de degré d'expansion sur la déformation plastique équivalente

II.4.2. Influence de l'épaisseur sur le profil des contraintes résiduelle

Pour présenter l'influence de l'épaisseur sur les contraintes résiduelles, nous avons étudié trois épaisseurs (3mm, 5mm et 7 mm) dans les mêmes conditions de modélisation, pour une plaque en aluminium Al AU 4G ayant un degré d'expansion $DE= 4\%$. La figure (II.12) représente l'effet de l'épaisseur sur l'évolution des contraintes résiduelles, cette dernière montre que l'augmentation de l'épaisseur conduit à une légère croissance de la zone de contrainte résiduelle de compression. Par contre, l'augmentation de l'épaisseur entraîne une diminution des contraintes résiduelles maximales de compression.

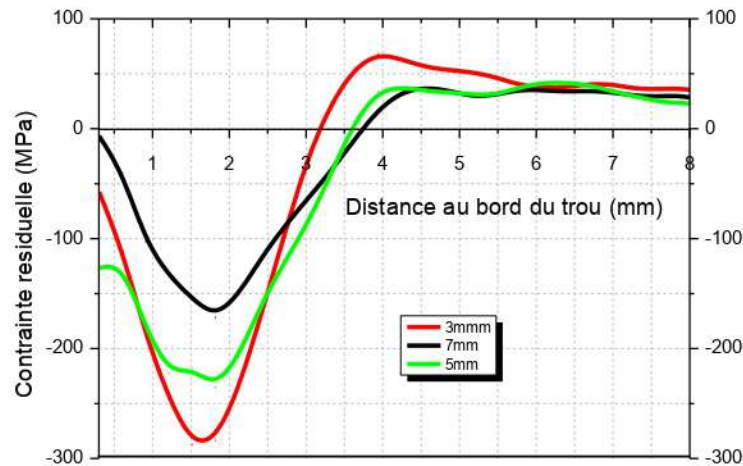


Figure II. 12 : Distribution des contraintes résiduelles pour l'épaisseur $e=3\text{mm}$, 5mm , et 7mm .

L'évolution des déformations plastiques équivalentes obtenues pour les trois épaisseurs (3,5, et 7mm) est présentée sur la figure (II.13), cette figure montre là-aussi une légère augmentation de valeur maximale de déformation plastique.

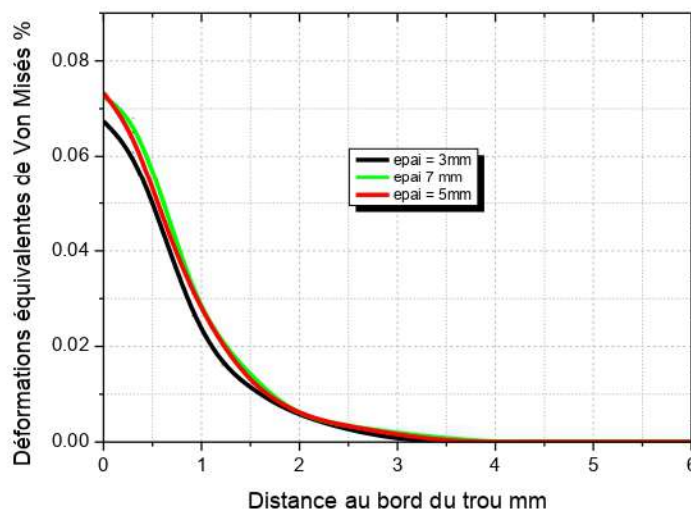


Figure II. 13 : Influence de l'épaisseur sur la déformation plastique équivalente.

II.4.3. Influence du coefficient du frottement

Dans cette partie on s'intéresse l'étude de l'effet du coefficient de frottement sur l'évolution des contraintes résiduelles. On a simulé l'exemple d'une pièce en aluminium AU 4G de 3mm d'épaisseur et un degré d'expansion $DE = 2\%$ tout en variant le coefficient de frottement. Quatre profils des contraintes résiduelles sont schématisés dans la figure (II.14) avec et sans coefficient de frottement et pour les deux faces sortie et entrée. On peut remarquer sur cette figure, que le frottement à une légère amélioration de l'étendue des contraintes résiduelles dans la face de sortie par contre dans la face d'entrée le frottement a réduit le niveau de contrainte maximale de

compression. De plus, l'impact de la variation du frottement est plutôt limité, tel que l'on peut le constater sur cette figure. Il est à noter qu'un contact sans frottement est généralement considéré entre le mandrin et le manchon puisque celui-ci est internement lubrifié. Les valeurs des coefficients de frottement présents dans la littérature ne sont pas appuyées par des données expérimentales.

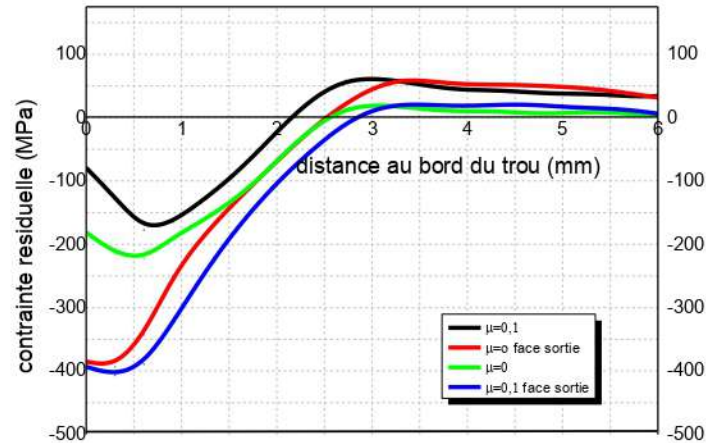


Figure II. 14 : Influence des conditions de contact mandrin/matériau sur la contrainte résiduelle.

II.4.4. Effet des conditions aux limites du manchon sur les contraintes résiduelles

Dans ce paragraphe, nous nous intéressons à l'étude de l'influence des conditions aux limites du manchon sur l'état de contraintes résiduelles. Dans la première méthode nous avons considéré le manchon comme un corps élastique complet non fondu avec des conditions de symétrie suivant les deux axes (X et Y) et pour la seconde méthode nous avons choisi le manchon fondu avec une ouverture, cela signifie la symétrie dans un seul axe. La figure (II. 15) montre la comparaison entre les deux méthodes. Nous remarquons que la distribution de contrainte résiduelle de deux méthodes est identique surtout dans la face d'entrée.

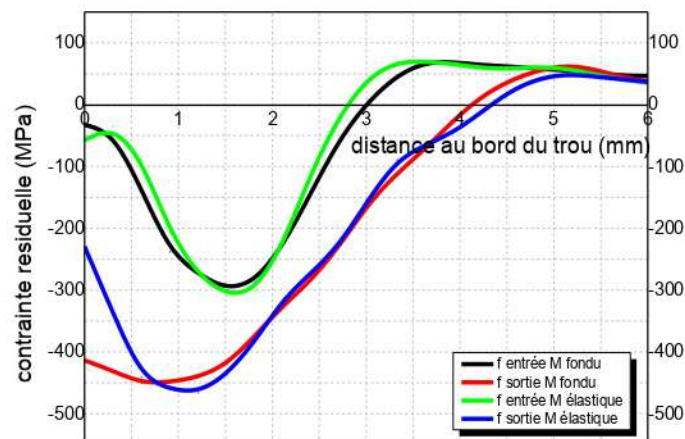


Figure II. 15 : Comparaison entre un manchon fondu et non fondu.

II.5. Modélisation et prédiction

Cette section sera consacrée la modélisation et la prédiction des résultats obtenus dans la première partie de ce chapitre et ceci en utilisant la méthodologie des plans d'expériences. Cela servira à obtenir des valeurs optimales de la méthode d'expansion.

Dans cette étude, l'objectif est de connaître l'influence du degré d'expansion, les propriétés mécaniques du matériau et l'épaisseur de l'éprouvette sur l'efficacité de la réparation par expansion mais aussi les conditions à remplir pour aboutir à une meilleure réparation possible en fonction de ces paramètres. Pour cela il faut modéliser le système pour ensuite essayer de maximiser le profil des contraintes résiduelles comme sorties en utilisant le plan composite de deuxième degré de la méthode des plans d'expériences.

Nous avons choisi l'expansion par mandrin avec manchon afin d'éviter le contact direct entre la pièce et le mandrin et aussi pour éviter l'usure du mandrin et l'endommagement de la surface du trou.

Après l'application de l'expansion du trou, la zone déformée génère des contraintes résiduelles de compression au bord du trou, nous constatons que les contraintes résiduelles circonférentielles ne sont pas uniformes en profondeur de l'épaisseur, la figure (II.16) montre que le niveau de contraintes résiduelles de compression en face d'entrée est plus faible que celui en face de sortie quel que soit le degré d'expansion. Ces résultats conduisent à conclure que la face d'entrée est moins résistante à la fatigue que la face de sortie, pour cela nous avons choisi l'étude des contraintes résiduelles dans la face d'entrée. La figure (II.17) est un exemple typique du profil obtenu, les points importants du profil des contraintes résiduelles sont résumés avec des abréviations dans le tableau (II.3).

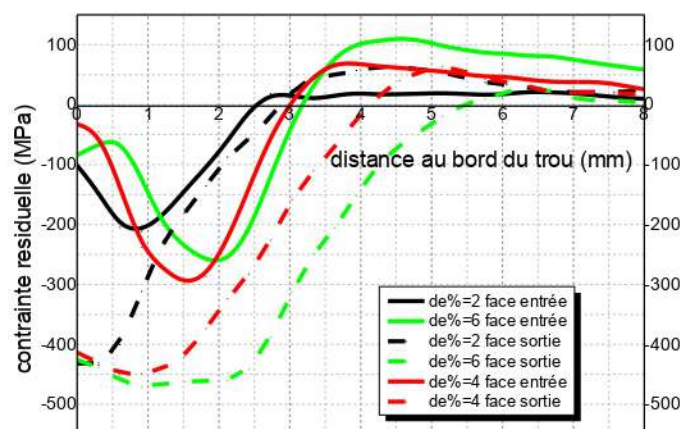


Figure II. 16 : Distribution des contraintes résiduelles circonférentielles sur les deux faces.

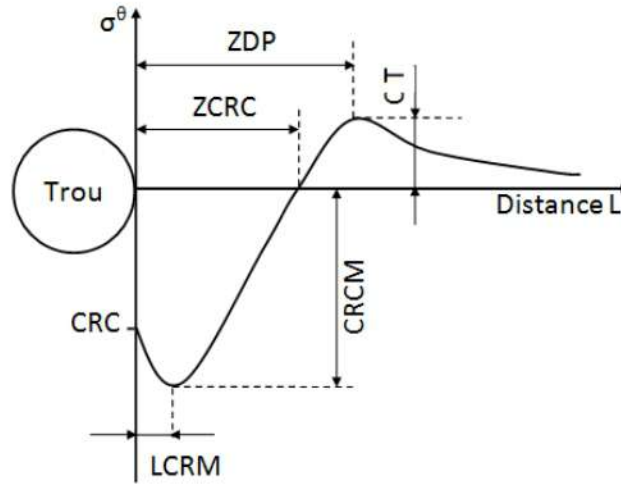


Figure II. 17 : Distribution des contraintes résiduelles au bord du trou expansé par le mandrin avec un manchon fondue.

	Facteurs	Paramètres de sortie
1	CRC	Contrainte résiduelle de compression au bord du trou
2	CRCM	Contrainte résiduelle de compression maximale
3	LCRCM	Largeur de contrainte résiduelle de compression maximale
4	ZCRC	La zone des contraintes résiduelles de compression
5	CT	La contrainte de tension
6	ZDP	La zone de déformation plastique

Tableau II. 3 : Les points importants du profil des contraintes résiduelles (grandeurs de sortie, cas d'expansion).

II.5.1. Choix du plan expérimental

On utilise le logiciel MODDE pour faire les différents calculs statistiques. Il y a deux méthodes pour faire la régression dans MODDE : la régression 'PLS' (Partial Least Squares) est utilisé quand il manque des données et la régression 'MLR' (Multiple Linéaire Régression). La méthode retenue est MLR, régressions des moindres carrées sur plusieurs facteurs.

Après une première étude des différents facteurs qui ont une influence sur la contrainte résiduelle, on va maintenant essayer d'établir une relation entre les grandeurs d'entrée et les grandeurs de sortie.

Pour cela nous proposons un plan du deuxième degré appelé « plan composite à faces centrées » qui offre une modélisation par des surfaces de réponse (RSM).

La conception d'un plan expérience [102] est nécessaire pour avoir des informations pertinentes et établir les effets et la signification du processus de l'expansion, ainsi que l'effet du degré d'expansion, l'épaisseur de la pièce ainsi que la limite élastique sur les profils des contraintes résiduelles. Trois paramètres ont été étudiés, visant à relier leurs effets sur la contrainte résiduelle. Chaque paramètre a été testé à trois niveaux différents. Le degré d'expansion (DE %) (2-4-6%), l'épaisseur (e) (3-5-7mm) et la limite élastique (σ) (270- 349.25 -428.5 MPa). Les résultats des 27 expériences effectuées selon le plan d'expériences composites sont reportés au tableau (II.4).

Exp No	e (mm)	DE (%)	σ_e (MPa)	CRC (MPa)	CRCM (MPa)	LCRCM (mm)	ZCRC (mm)	CM (MPa)	ZDP
1	3	2	250	-59,07	-193,462	1,21198	2,574	42,2769	3,33
2	5	2	250	-53,16	-167,906	1,21198	2,878	16,131	3,33
3	7	2	250	-52	-149,6	0,908984	2,87	12	3,02
4	3	4	250	-100	-190,817	1,81797	2,879	56,7601	3,63
5	5	4	250	-40,45	-157,8	1,8117	3,48	44	3,93
6	7	4	250	-37	-127	2,12	3,9	15,34	4,54
7	3	6	250	-20,42	-154,04	2,12	3,175	55	3,93
8	5	6	250	-15	-145	2,12	3,43	62	5,15
9	7	6	250	-10	-131	2,77	4,14	45	4,9
10	3	2	339,25	-140,3	-211,614	0,605989	2,26	50,9361	3,02
11	5	2	339,25	-159,8	-223,134	0,605989	2,57	12,2252	2,72
12	7	2	339,25	-143	-208,33	0,605989	1,968	36,7792	2,72
13	3	4	339,25	-57,49	-283,562	1,51497	2,87	68,4664	3,63
14	5	4	339,25	-126,6	-235,122	1,51497	3,48	41,6529	5,75
15	7	4	339,25	-136	-171,566	1,51497	3,4835	37,66	4,24
16	3	6	339,25	-6,554	-231,269	1,81797	3,18	92,8512	3,93
17	5	6	339,25	-34,72	-233,569	1,81797	3,485	75,9833	6,36
18	7	6	339,25	-44	-175,353	2,42396	4,0845	49,3165	4,84
19	3	2	428,5	-133,6	-211,268	0,908984	1,968	31,3451	3,63
20	5	2	428,5	-163,7	-293,208	0,605989	1,965	24,9232	2,42
21	7	2	428,5	-170,2	-211,819	0,605989	1,666	56,5734	2,42
22	3	4	428,5	-59,4	-296,309	1,21198	2,574	60,6745	3,02
23	5	4	428,5	-73,1	-238,73	1,21198	2,878	70,4043	3,33
24	7	4	428,5	-85,8	-167,899	1,21198	2,878	61,0278	3,63
25	3	6	428,5	-12,9	-234,241	1,81797	2,574	74,4036	4,24
26	5	6	428,5	-20,2	-219,606	1,51497	3,1814	95,9089	3,63
27	7	6	428,5	-30	-161,991	2,12096	3,4844	57,6599	3,93

Tableau II. 4 : Les 27 Expérience du plan composite.

Le modèle polynomial proposé par MODDE 5.0 décrivant les variations de la fonction réponse aux facteurs degré d'expansion (DE%), l'épaisseur (e) et la limite élastique (σ_e) sera de la forme :

$$y = a_0 + \sum_{i=1}^3 a_i x_i + \sum_{1 \leq i < j \leq 3} a_{ij} x_i x_j + \sum_{i=1}^3 a_{ii} x_i^2 + Er \quad (\text{II.2})$$

Où i, j varient de 1 au nombre de variables de processus (3); y est la réponse du processus; Le coefficient a_0 est le moyen de réponses de toute l'expérience; Le coefficient a_i représente l'effet de la variable x_i et a_{ij} sont les coefficients de régression qui représentent les effets des interactions des variables $x_i x_j$ et a_{ii} sont les coefficients de régression qui représentent les effets des interactions de la variable $x_i x_i$. e est l'erreur expérimentale.

En éliminant les effets non significatifs, on obtient les modèles mathématiques proposés par MODDE 5.0 qui sont exprimés comme suit :

$$CRC = -114,75 - 5,56(e) + 38,64(\text{DE}\%) - 15,46(\sigma_e) + 9,86(e).(\sigma_e) + 13,59(\text{DE}\%).(\sigma_e) + 7,7(e)^2 + 9,08(\text{DE}\%)^2 + 20,38(\sigma_e)^2 \quad (\text{II.3})$$

$$CRCM = -238,07 + 21,49(e) + 8,11(\text{DE}\%) - 26,34(\sigma_e) + 7,43(e).(\text{DE}\%) + 12,82(e)^2 + 5,9(\text{DE}\%)^2 + 16,15(\sigma_e)^2 \quad (\text{II.4})$$

$$LCRCM = 1,44 + 0,08(e) + 0,49(\text{DE}\%) - 0,2(\sigma_e) + 0,08(e).(\text{DE}\%) - 0,03(\text{DE}\%).(\sigma_e) + 0,02(e)^2 - 0,04(\text{DE}\%)^2 + 0,04(\sigma_e)^2 \quad (\text{II.5})$$

$$ZCRC = 3,38 + 0,16(e) + 0,43(\text{DE}\%) - 0,29(\sigma_e) + 0,14(e).(\text{DE}\%) - 0,11(e)^2 - 0,17(\text{DE}\%)^2 - 0,1(\sigma_e)^2 \quad (\text{II.6})$$

$$CT = 47 - 7,5(e) + 14,23(\text{DE}\%) + 8,05(\sigma_e) - 2,15(e).(\text{DE}\%) + 4,17(e).(\sigma_e) + 2,13(e)^2 + 0,32(\text{DE}\%)^2 - 0,3(\sigma_e)^2 \quad (\text{II.7})$$

$$PDZ = 3,88473 + 0,0903926(e) + 0,506419(\text{DE}\%) - 0,2189(\sigma_e) + 0,138818(e).(\text{DE}\%) - 0,0817318(e).(\sigma_e) + 0,0346118(\text{DE}\%).(\sigma_e) - 0,019648(e)^2 - 0,136583(\text{DE}\%)^2 - 0,0504316(\sigma_e)^2 \quad (\text{II.8})$$

II.5.2. Analyse des résultats

II.5.2.1. Analyse avec un seul effet

À partir de l'analyse graphique on peut déterminer l'influence de chaque facteur sur la réponse, en traçant la variation de la réponse en fonction de ces facteurs choisis.

L'évolution de la contrainte résiduelle de surface après l'expansion (CRC) en fonction de l'épaisseur (e), le degré d'expansion (DE%) et la limite élastique (σ_e) sont présentés, respectivement dans les figures (II.18.a), (II.18.b), et (II.18.c). L'analyse de la figure (II.18.a) montre qu'un accroissement au niveau de l'épaisseur (e) entraîne une augmentation (valeur absolue) de la contrainte résiduelle au bord du trou après l'expansion (CRC).

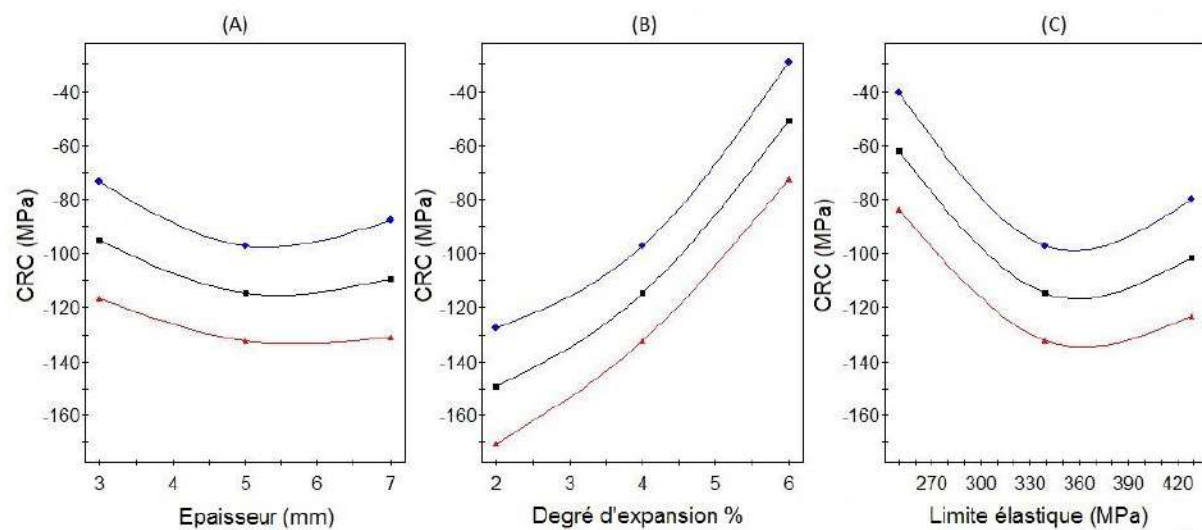


Figure II. 18 : La contrainte résiduelle de compression au bord du trou après l'expansion(CRC).

D'après ces résultats on peut dire aussi qu'il existe une épaisseur (e) critique du matériau de (épaisseur = 4.92mm) au-delà de laquelle la contrainte résiduelle de surface après l'expansion (CRC) est presque indépendante de ce paramètre géométrique. Ce résultat est en d'accord avec les travaux de V. Nigrelli et al [103], qui ont montré à travers une analyse FE effectuées sur des épaisseurs de plaques de 3 mm, 5 mm et 10 mm, en considérant un diamètre de trou constant, $d = 5,8$ mm. Les auteurs ont conclu que l'augmentation de l'épaisseur conduit à l'augmentation des contraintes résiduelles de compression au bord du trou.

Dans cette section, nous avons étudié l'influence du degré d'expansion (DE%) sur la contrainte résiduelle de surface après l'expansion(CRC). Cette étude a été réalisée pour des degrés d'expansion allant de 2 à 6%. La figure (II.18.b) illustre la variation de la contrainte résiduelle de surface après l'expansion(CRC) en fonction du degré d'expansion (DE%). Nous constatons que cette contrainte diminue avec l'augmentation du degré d'expansion (valeur absolue).

Dans cette étude l'effet de la limite élastique sur la variation (CRC) est analysée, la figure (II.18.c) illustre cette variation, cette figure montre qu'un accroissement au niveau de la limite élastique (σ_e) entraîne une légère diminution de la contrainte résiduelle de compression au bord du trou après l'expansion, ceci est valable entre [340-430 MPa], par contre dans l'intervalle [240-340 MPa] la contrainte résiduelle de compression au bord du trou après l'expansion augmente en fonction de la limite élastique. Il faut signaler qu'aucune étude expérimentale ou numérique n'est connue pour examiner l'effet du degré d'expansion et la limite élastique sur CRC.

En ce qui concerne le deuxième point (CRCM), qui est un paramètre important dans les profils des contraintes résiduelles, nous avons étudié la variation de ce dernier en fonction de l'épaisseur, le degré d'expansion ainsi que la limite élastique. Cette variation est illustrée, respectivement dans les figures (II.19.a), (II.19.b) et (II.19.c). Nous constatons qu'un accroissement au niveau de l'épaisseur et le degré d'expansion entraîne une diminution (valeur absolue) de la contrainte résiduelle maximale de compression, cette diminution est moins marquée dans le cas degré d'expansion, par contre la contrainte résiduelle maximale de compression augmente en fonction de la limite élastique, ceci montre clairement que l'accroissement de ces paramètres conduit à l'augmentation de la durée de vie de la structure, ces résultats sont en accord avec les résultats de Semari et Vogwell [104-105], qui ont trouvé que les contraintes de compression sont inversement proportionnelles au degré d'expansion. Contrairement aux autres effets nous constatons que l'augmentation de la limite élastique entraîne une augmentation (valeur absolue) de la contrainte résiduelle maximale de compression.

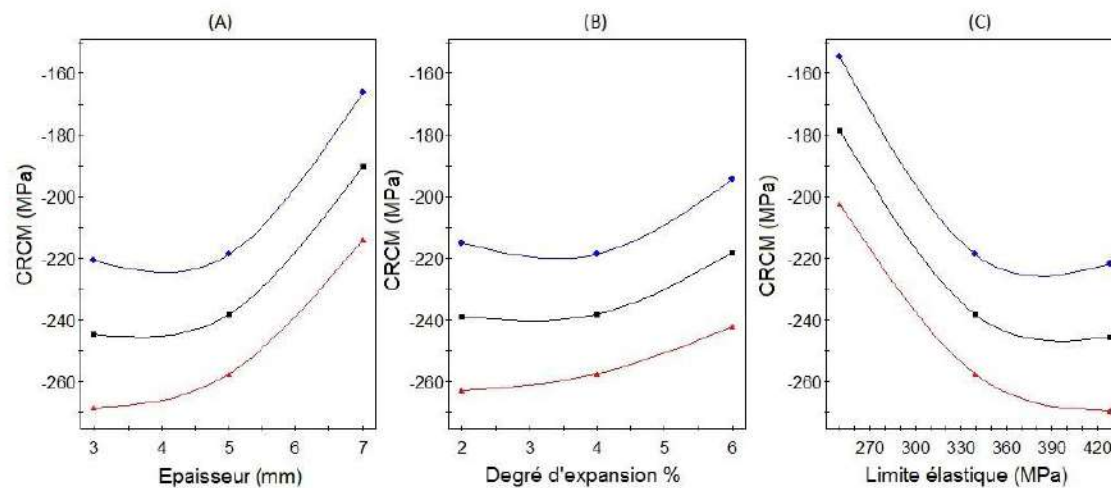


Figure II. 19 : La variation de la contrainte résiduelle maximale de compression après l'expansion(CRCM).

Dans cette partie nous avons étudié les effets de l'épaisseur, le degré d'expansion et de la limite élastique sur la variation de la profondeur de la contrainte résiduelle maximale en compression (LCRM), à l'examen de la figure (II.20.a), on remarque que l'épaisseur a une faible influence sur cette dernière. En effet, une augmentation de 133% de l'épaisseur conduit à une augmentation d'ordre 7.05% de la profondeur de la contrainte résiduelle maximale en compression. La figure (II.20.b) montre clairement que le degré d'expansion a une forte influence sur LCRM. A l'examen de la figure (II.20.c), nous remarquons que l'augmentation de la limite élastique conduit à une diminution de LCRM.

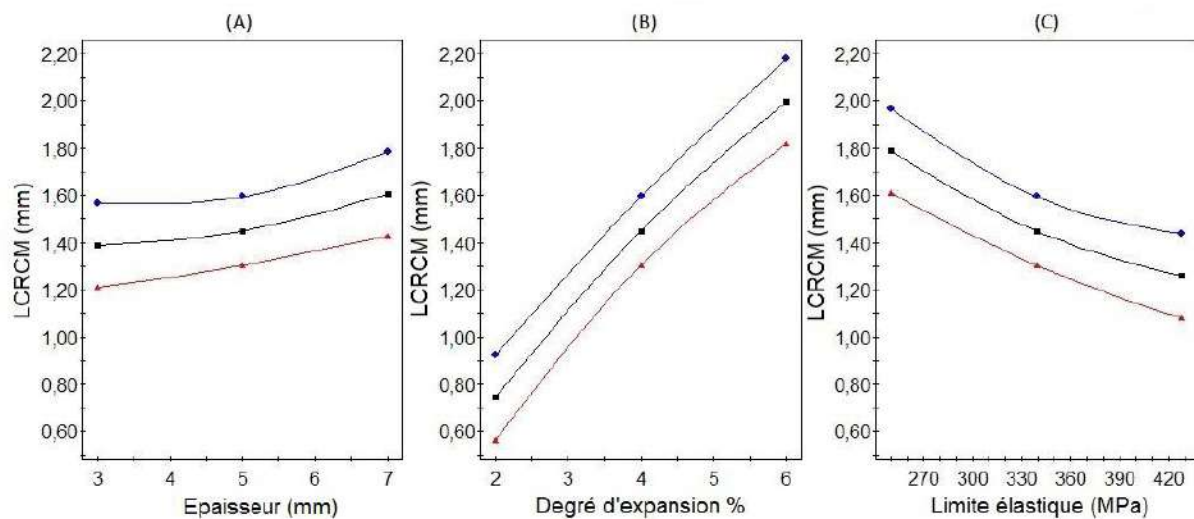


Figure II. 20 : La variation de la profondeur de la contrainte résiduelle maximale en compression (LCRM).

On s'intéresse dans cette partie à l'étude de l'évolution d'un autre paramètre important dans les profils des contraintes résiduelles, qui est la zone des contraintes résiduelles de compression ZCRC. L'analyse de la figure (II-21.a) montre qu'un accroissement au niveau de l'épaisseur entraîne une augmentation de ZCRC. En effet, plus la structure utilisée est épaisse plus la durée de vie de ces structures est importante. D'après ces résultats on peut dire aussi qu'il existe une épaisseur critique (épaisseur = 4.93 mm) au-delà de laquelle la zone des contraintes résiduelles de compression est presque indépendante de ce paramètre géométrique. Ces résultats sont en accord avec les travaux de NigrellI et Özdemir [103, 106].

En ce qui concerne le degré d'expansion, nous remarquons que ce dernier a une forte influence sur la zone des contraintes résiduelles de compression. Ces résultats sont en accord avec les résultats de Amrouche et M. Su [21,22], qui ont trouvé que le degré d'expansion a une forte influence sur ZCRC. Ils ont montré, à travers une étude, basés sur des mesures expérimentales et des calculs

numériques par éléments finis que la croissance de ZCRC s'arrête à $DE = 5\%$. Ceci semble résulter de la difficulté de convergence du calcul 3D. Par contre dans notre étude nous constatons qu'au-delà de du degré d'expansion égale à 4 l'influence de ce dernier est faible. En effet, une augmentation de 50% du degré d'expansion conduit à une augmentation de 7.46 % de la zone des contraintes résiduelles de compression.

La figure (II.21.c) illustre l'effet de la limite élastique sur ZCRC, contrairement aux autres paramètres un accroissement de la limite élastique conduit à une diminution de la zone des contraintes résiduelles de compression. En effet, une augmentation de 72% de la limite élastique conduit à une diminution de 20% de la zone des contraintes résiduelles de compression. Il se confirme que les caractéristiques mécaniques ont une influence sur la distribution des contraintes résiduelles circonférentielles.

Z. Semari, Man. Su [104,22] se sont attachées à l'étude de l'influence des caractéristiques mécaniques sur les profils des contraintes résiduelles. La totalité des travaux s'accordent à dire que l'augmentation de la limite élastique entraîne une diminution de ZCRC.

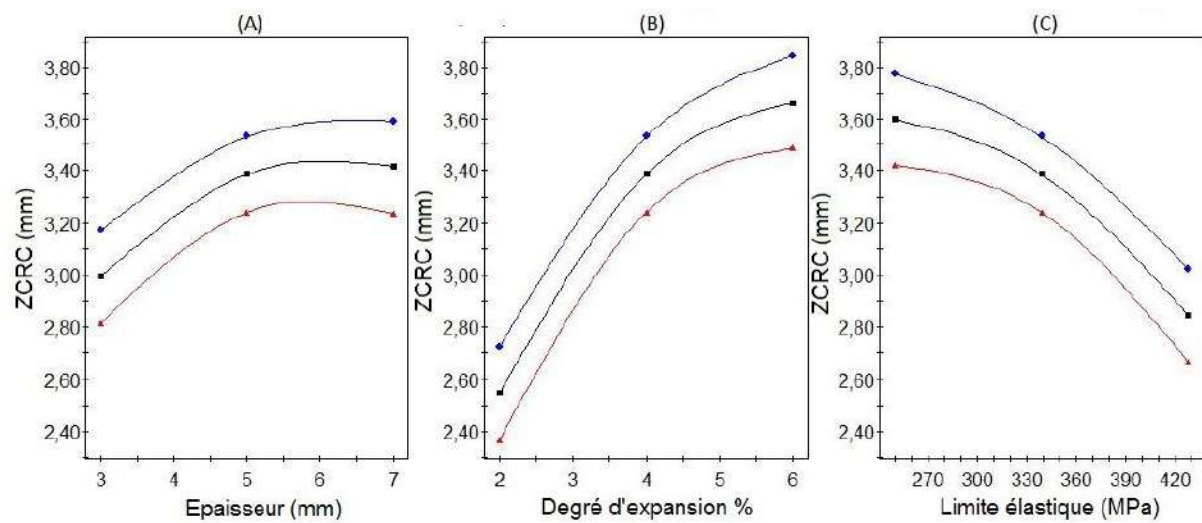


Figure II. 21 : La variation de la zone des contraintes résiduelles de compression ZCRC.

L'évolution de la zone des déformations plastiques en fonction de l'épaisseur, le degré d'expansion et de la limite élastique sont présentées, respectivement dans les figures (II.22.a), (II.22.b) et (II.22.c).

La figure (II.22.a) illustre l'évolution de la zone des déformations plastiques ZDP en fonction de l'épaisseur, nous constatons que l'augmentation de l'épaisseur entraîne une faible augmentation de ZDP. Ce résultat est en d'accord avec les travaux de Nigrelli [103].

La figure (II.22.b) illustre l'influence du degré d'expansion sur la zone des déformations plastiques, d'après cette figure nous constatons qu'un accroissement au niveau du degré d'expansion entraîne une augmentation de la zone des déformations plastiques, ce qui provoque ralentissement de la cinétique de propagation des défauts, et donc l'augmentation de la durée de vie des structures. Ces résultats sont en accord avec les résultats des travaux de Semari [104].

La figure (II.22.c), montre la variation de la zone des déformations plastiques en fonction de la limite élastique, d'après cette figure nous constatons qu'un accroissement au niveau de la limite élastique entraîne une faible diminution de ZDP. Ceci est vérifié par les résultats de Man Su [22], qui ont réalisé une simulation numérique de l'expansion pour différents degrés d'expansion : 1.7, 3.4, 4.3, 5 et 6 % sur les alliages d'aluminium 6082, 6005 et acier A42, ils ont montré que l'augmentation de la limite élastique permet d'obtenir un nombre de cycles à l'amorçage moins important qu'avec l'augmentation du degré d'expansion.

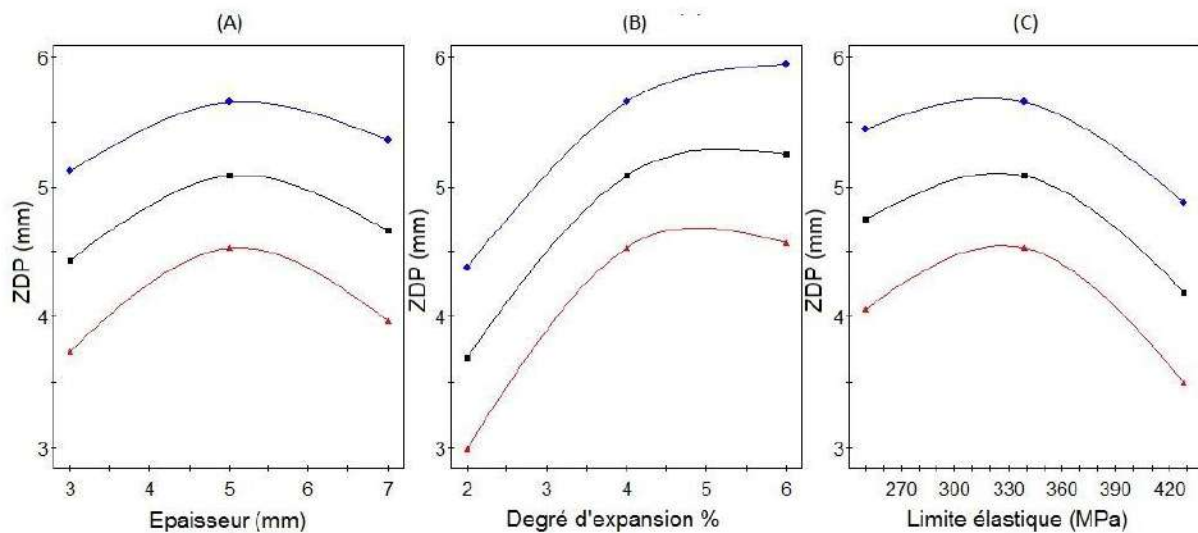


Figure II. 22 : La zone des déformations plastiques ZDP.

Dans cette dernière étape d'analyse nous étudions l'évolution de la tension maximale en fonction des trois paramètres précédents. Dans la figure (II.23.a) nous n'observons qu'un accroissement de l'épaisseur conduit à une diminution de la tension maximale (CM). En effet, plus la structure est épaisse plus la tension maximale est faible. Par contre, dans les figures (II.23.b) et (II.23.c) nous n'observons qu'un accroissement du degré d'expansion et la limite élastique conduit à une augmentation de la tension maximale. Cet effet est plus marqué dans le cas du degré d'expansion.

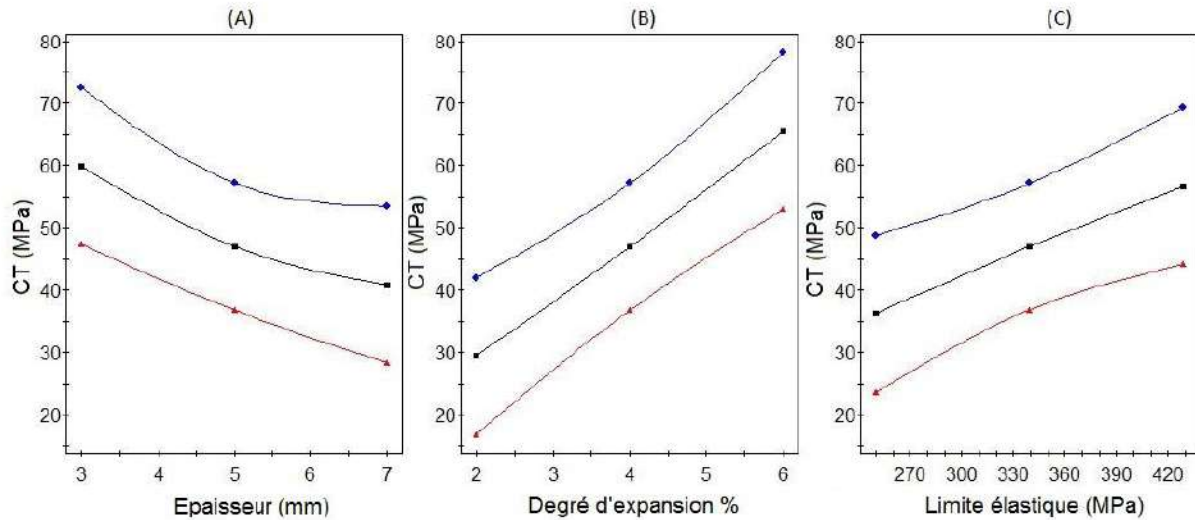


Figure II. 23 : La variation de la tension maximale après l'expansion CT.

II.5.2.2. Effets des interactions sur la réponse

Dans le premier cas d'interactions, nous étudions la variation des profils des contraintes résiduelles en fonction des trois facteurs : degré d'expansion, limite élastique et l'épaisseur. Cette fois, le plan permet de calculer les effets des deux facteurs et l'interaction entre ces deux facteurs en utilisant un modèle de régression.

Dans cette étude, on présente uniquement les courbes de prédiction qui montrent l'influence des points les plus importants dans le profil des contraintes résiduelles, il s'agit de :

1. La contrainte résiduelle maximale de compression
2. La zone des contraintes résiduelles de compression.

Dans cette étape d'analyse nous élargissons nos commentaires en prenant en compte cette fois-ci une interaction entre deux facteurs tout en gardant les deux autres constants, cette décision nous permet de visualiser la variation de la réponse par un graphe en trois (3) dimensions. La figure (II.24) présente la réponse prédite (la contrainte résiduelle maximale de compression) en fonction des trois facteurs. Les figures (II.25) et (II.26), appelée habituellement 'Iso courbes' et qui sont les projections des graphes en trois (3) dimensions sur les plans.

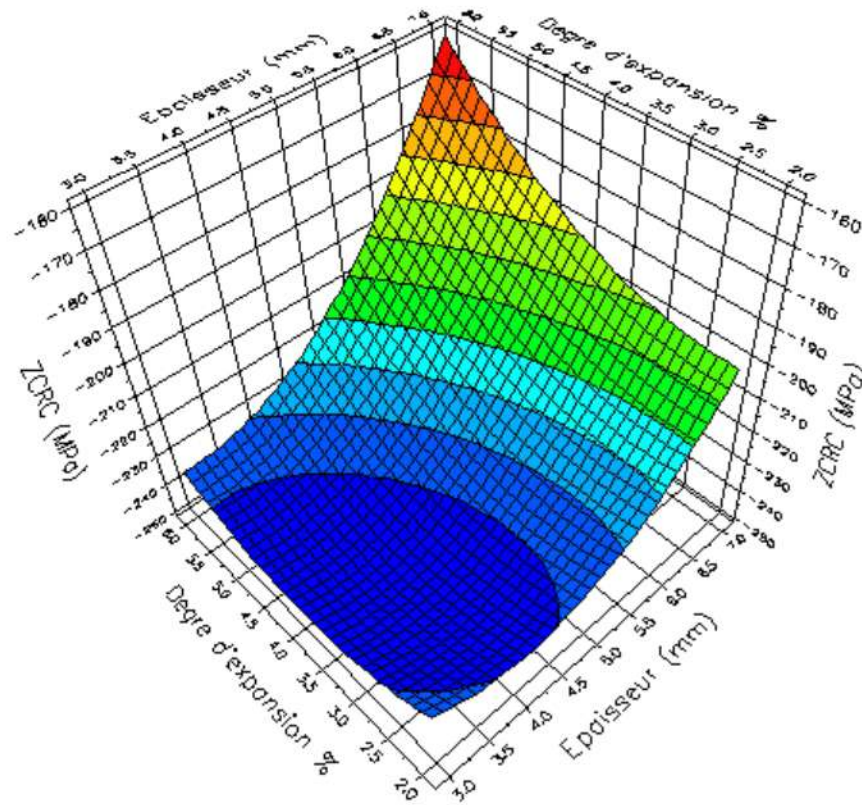


Figure II. 24 : Prédiction de la contrainte résiduelle maximale de compression.

L'analyse de la figure (II.25) montre que pour obtenir une valeur maximale de la contrainte résiduelle de compression (en valeur absolue) il faut avoir une valeur du degré d'expansion comprise entre 3 et 4, une épaisseur entre 3 et 4.9 mm et garder la limite élastique entre 345 et 430 MPa.

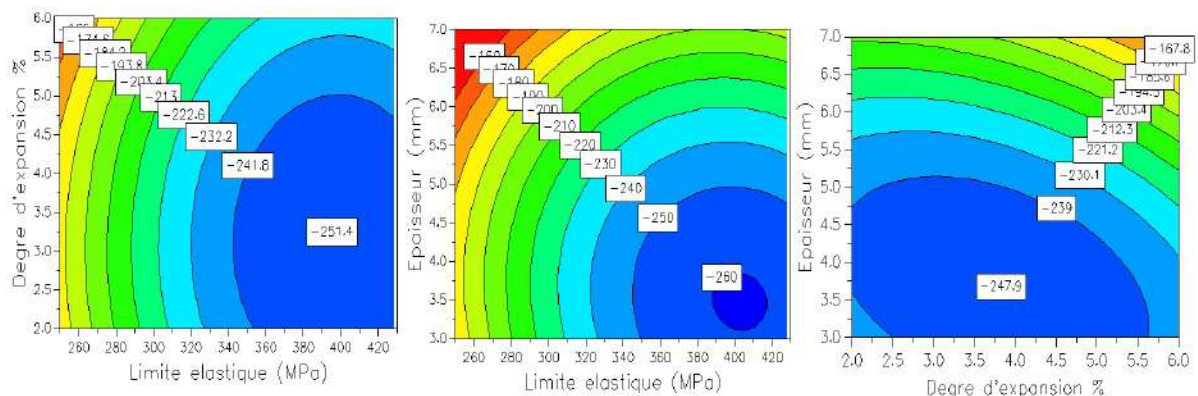


Figure II. 25 : Prédiction de la contrainte résiduelle maximale de compression en fonction des trois facteurs.

En examinant attentivement les courbes représentées sur la figure (II. 26), on voit clairement que l'augmentation du degré d'expansion et l'épaisseur entraînent une augmentation de la zone des

contraintes résiduelles de compression, par contre la diminution de la limite élastique conduit à une augmentation de cette dernière.

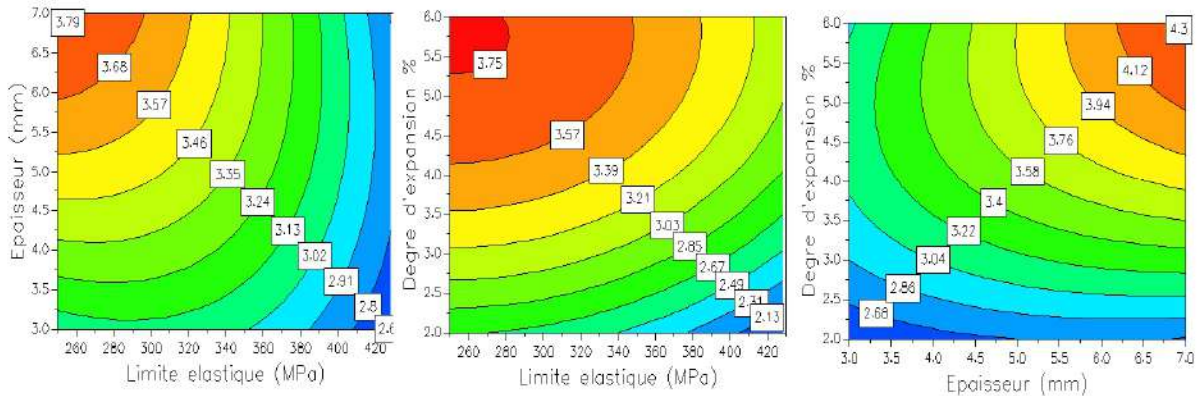


Figure II. 26 : Prédiction de la zone des contraintes résiduelles de compression.

II.5.2.3. Effets des facteurs sur le profil des contraintes résiduelles

En introduisant les résultats dans le logiciel MODDE 5.0 pour examiner les différents effets on a obtenu les résultats donnés dans les figures (II.27) et (II.28) correspondants respectivement à la contrainte résiduelle maximale de compression (CRCM), et la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC). On présente les effets des facteurs à l'aide d'un diagramme à barres. Ce diagramme donne les effets en ordre décroissant de leur importance en valeur absolue.

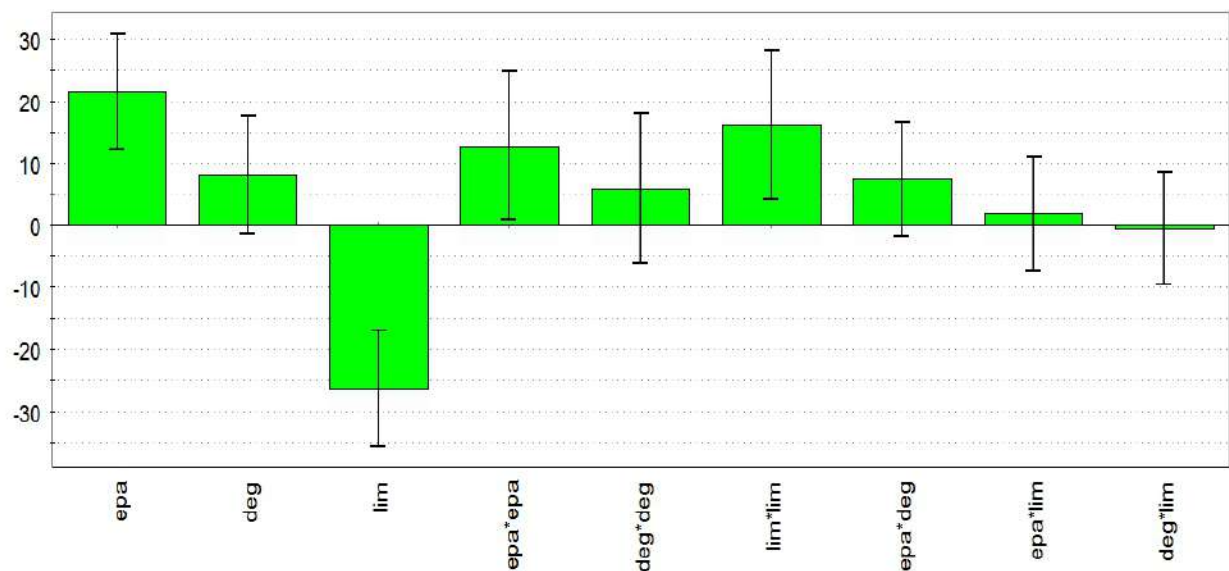


Figure II. 27 : Effets des facteurs sur CRCM.

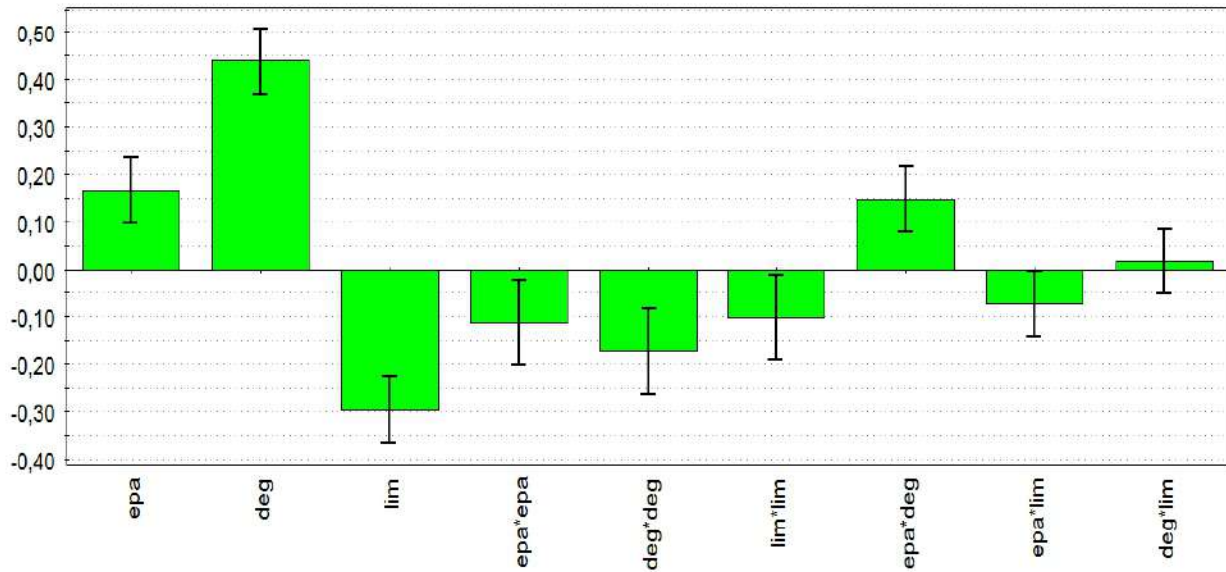


Figure II. 28 : Effets des facteurs sur ZCRC.

L'analyse de ces figures montre que les facteurs dominants sur la contrainte résiduelle maximale de compression (CRCM) sont dans l'ordre :

1. Limite élastique (σ_e),
2. Epaisseur (e)
3. Degré d'expansion (DE%).

Par contre dans le cas de la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC) et les autres points du profil des contraintes résiduelles, les facteurs dominants sont dans l'ordre :

1. Degré d'expansion (DE%),
2. Limite élastique (σ_e)
3. L'épaisseur (e).

Donc d'après cette analyse nous constatons que, l'effet du degré d'expansion sur l'amélioration de la durée de vie est d'autant plus important que la limite d'élasticité est l'épaisseur.

À partir des modèles obtenus, nous pouvons déterminer les valeurs optimales des différents facteurs épaisseur (e), degré d'expansion (DE%), et limite élastique (σ_e) pour prédire les contraintes résiduelles qui seraient obtenues à n'importe quelles valeurs de ces facteurs.

II.5.2.4. Vérification du point optimale

D'après l'analyse effectuée par le logiciel « modde5.0 », on trouve que la vérification des points optimaux des réponses est simple, selon le tableau (II.5) ; ces valeurs sont obtenues par la

maximisation du profil des contraintes résiduelles. Le procédé peut être réalisé par l'expérience qui comprend les valeurs de l'épaisseur égale à 4.93mm, du degré d'expansion qui est égal à 4.04% et de la limite élastique qui est égale à 347.082MPa.

Ces constatations sont très proches des résultats de A. Amrouche et M. Su [21,22], qui ont montré, à travers une étude expérimentale, qu'il existe un degré d'expansion critique $DE = 4,3 \%$ et ils ont montré également que la durée de vie pour ce degré critique augmente d'environ 3,5 fois par rapport à celle du perçage sans expansion, par contre au-delà de cette valeur seuil, l'expansion devient néfaste à la fois en terme de durée de vie et vitesse de propagation après réamorçage.

Épaisseur	DE%	Limite élastique	CRC	CRCM	LCRCM	ZCRC	CT	ZDP
6,6328	2,331	251,191	62,6207	156,727	1,2626	2,9075	13,5694	3,4623
6,3866	5,7463	313,173	52,3595	174,271	2,2156	3,999	51,4983	4,5646
4,8038	2,8226	358,838	143,368	248,403	0,9815	2,835	39,2896	3,3622
6,6137	5,876	311,975	45,0092	163,664	2,3023	4,0605	51,2529	4,6291
4,939	4,0448	347,082	115,912	241,729	1,4309	3,3315	48,4612	3,8708
7	5,5078	250,008	10,0388	112,273	2,5006	4,2592	34,2554	4,7822
5,5529	2,0674	368,755	161,045	239,242	0,6452	2,3531	32,5068	2,8971
4,5671	4,2187	357,05	109,586	-248,24	1,4403	3,2879	52,9058	3,869

Tableau II. 5 : Valeurs optimales des profils des contraintes résiduelles.

II.5.2.5. Validation du modèle

La validation de ces modèles se fait par comparaison des résultats obtenus par simulations à ceux obtenus par les modèles prédits. Le tableau (II.6) montre cette comparaison d'une expansion d'une plaque de 5mm d'épaisseur, d'un degré d'expansion égale à 4% pour l'alliage d'aluminium 6082-T6. La figure (II.29) montre une bonne corrélation entre les profils des contraintes résiduelles obtenus par simulation et prédits.

Réponse	Valeurs prédits	Valeurs numériques	Différence %
CRC	-110	-100	10%
CRCM	-248	-238	4.2%
LCRCM	1.286611	1.21198	6.15%
ZCRC	2.987402	2.78	7.46%
CT	54.74	62	11.7 %
ZDP	3.61	3.333	8.47%

Tableau II. 6 : Valeurs prédits et numériques.

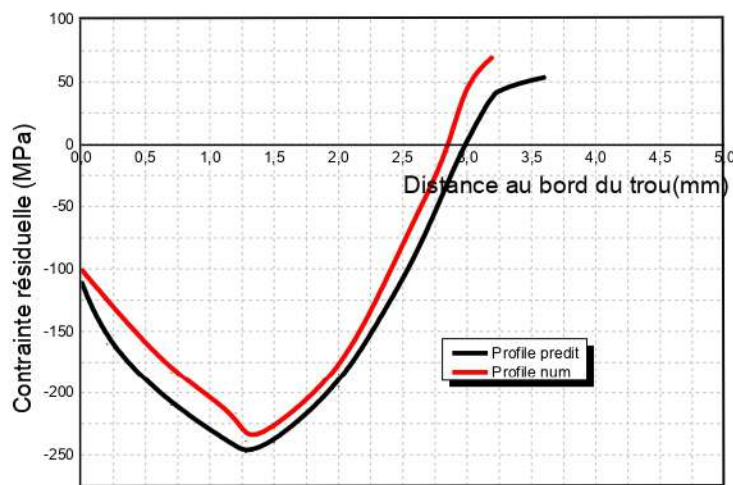


Figure II.29 : Valeurs prédits et numérique des contraintes résiduelles.

Cette petite différence entre la simulation et les modèles prédits confirme l'excellente qualité des modèles mathématiques établis par la méthode des plans d'expériences.

CHAPITRE III

ETUDE NUMERIQUE DU

GRENAILLAGE

CHAPITRE III**ETUDE NUMERIQUE DU GRENAILLAGE**

Ce chapitre a pour objectif de modélisation numérique du grenailage à l'aide d'un 'outil numérique (Abaqus), plusieurs paramètres ont étudié leur effet sur les champs des contraintes résiduelles. Ces paramètres sont liés soit aux matériaux (billes et pièce), soit au procédé lui-même, choix de procédé bille rigide ou déformable. La seconde partie est consacrée sur la prédiction et la modélisation des contraintes résiduelles en utilisant la méthode des plans d'expérience.

Plans de chapitre

III.1. Objectif de l'étude numérique	63
III.2. Modélisation du grenailage	63
III.2.1. Description du modèle et propriétés mécaniques.....	63
III.2.2. Propriétés mécaniques.....	64
III.2.3. Maillage	65
III.2.4. Conditions aux limites.....	66
III.2.5. Gestion de contact.....	67
III.3. Résultat	68
III.3.1. Validation de modèle.....	68
III.3.2. Comparaison entre bille rigide ou déformable.....	69
III.4. Etudes paramétriques	70
III.4.1. Post-traitement des résultats	70
III.4.2. Impact mono-bille.....	72
III.4.2.1. Influence de la vitesse.....	72
III.4.2.2. Influence de diamètre.....	75
III.4.2.3. Influence de l'angle d'impact.....	77
III.4.3. Influence des impacts répétés	80
III.4.4. Influence du taux de recouvrement	82
III.5. Modélisation et prédiction	85
III.5.1. Choix du plan expérimental.....	86
III.5.1.1. Choix des intervalles d'étude.....	86
III.5.1.2. Plan d'expériences composite et modèle de deuxième degré	87
III.5.2. Analyse des résultats	88
III.5.2.1. Effets des facteurs sur le profil des contraintes résiduelles.....	88
III.5.2.2. Influence des facteurs Choisis sur les réponses	90
III.5.2.3. Points de fonctionnement optimaux	92
III.5.2.4. Vérification du point optimale.....	94
III.5.2.5. Validation du modèle	95

III.1. Objectif de l'étude numérique

L'objectif de ce chapitre est de présenter l'ensemble des résultats numériques obtenus au cours cette étude. L'opération de grenaillage dépend de plusieurs paramètres, ces paramètres sont liés soit aux matériaux (billes et pièce), soit au procédé lui-même qu'il faut bien maîtriser pour assurer un bon niveau de contraintes résiduelles et d'éviter les détériorations possibles de la pièce grenillée. A cette fin, le modèle numérique est un bon moyen permettant de prévoir l'influence des différents paramètres. Ce chapitre est consacré à examiner l'influence de certains paramètres intervenant dans ce procédé sur l'état des contraintes résiduelles. Un modèle 3D est utilisé pour ce travail numérique, après la validation de modèle. Nous avons également étudié l'influence de la taille de grenaille, la vitesse et l'angle d'impact sur l'état de contrainte de résiduelle et l'indentation après le bombardement pour une seule bille. Ensuite, on se propose en particulier, de prendre en compte l'influence de recouvrement sur le centre d'une surface de forme triangulaire, la répétitions des impacts, les conditions de contact bille/matériau et Ensuite, l'utilisation des plans d'expérience permettant d'optimiser et prédire les contraintes résiduelles dues au grenaillage. L'ensemble des calculs est réalisé avec le code de calcul Abaqus 6.13.

III.2. Modélisation du grenaillage

III.2.1. Description du modèle et propriétés mécaniques

Le code de calcul par éléments finis ABAQUS/Dynamic Explicit est utilisé pour simuler le procédé du grenaillage de précontrainte par une approche dynamique. Le modèle numérique simule l'impact d'une ou plusieurs billes sur un massif. Les massives utilisées sont carrées de 3 mm de côté, la hauteur du massif est de 1.8 mm. Il faut noter que la zone d'impact est au centre du massif, la zone d'impact est d'une surface $(1,2 \times 1,2 \times 0,8 \text{ mm}^3)$ (figure III.1) pour éviter les effets de conditions aux limites sur l'état de contrainte résiduelle, la taille de la zone de contact est définie par rapport au rayon théorique d'impact a (équation III.1), calculé à l'aide de la formule de Davies-Johnson [107] en fonction des paramètres de grenaillage. Juste la moitié des billes sont considérées puisque l'empreinte créée lors du contact est sphérique avec le même rayon.

$$a = D_b \left\{ \frac{K \cdot \pi \cdot \rho_b \cdot V^2}{4\sqrt{2} \cdot E_{eq}} \right\} \quad (\text{III.1})$$

Où a : rayon théorique d'impact

D_b : Diamètre de la bille (mm)

K : Rendement du choc ou coefficient de restitution, d'après Johnson, cette valeur est estimée à 80%.

ρ_b : Masse volumique de la bille (g/mm^3),

V : Vitesse de la bille (mm/s)

$$E_{eq} = \frac{1-\nu_b^2}{E_b} + \frac{1-\nu_m^2}{E_m} \quad (III.2)$$

Le module de Young équivalent, est en fonction des propriétés des deux matériaux (MPa).

E_b et ν_b : Les paramètres d'élasticité de la bille

E_m et ν_m : Les paramètres d'élasticité du matériau à grenailier

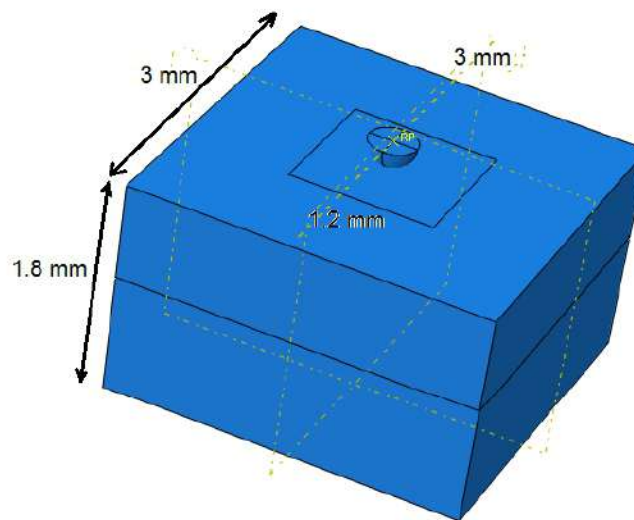


Figure III. 1 : Dimension du model

III.2.2. Propriétés mécaniques

Le matériau utilisé pour le massif dans la simulation 3D est l'alliage d'aluminium 7075-T651, dans cette partie de simulation. La bille est supposée un corps déformable de module d'Young de 220 GPa et un coefficient de Poisson de 0,3. Le coefficient de frottement entre les surfaces de contact est 0,3. Afin de prendre en compte des paramètres d'écrouissage dynamique et la vitesse de déformation des plaques, la loi de Johnson-Cook est utilisée pour la simulation numérique. Les paramètres de Johnson-Cook des deux matériaux sont illustrés dans le tableau (III.1), la figure (III.2) donne la courbe contrainte vraie – déformation vraie qui présente un comportement élasto-plastique de l'aluminium 7075-T651.

	A(MPa)	B(MPa)	n	c	m	T _f (K)	T _a (K)	ϵ^p
7075T651 [108]	527	692	0.71	0.017	1.61	520	293	1
Acier 4340[109]	950	725	0.375	0.015	0.625	1793	293	1

Tableau III. 1 : Propriété mécanique des matériaux utilisés

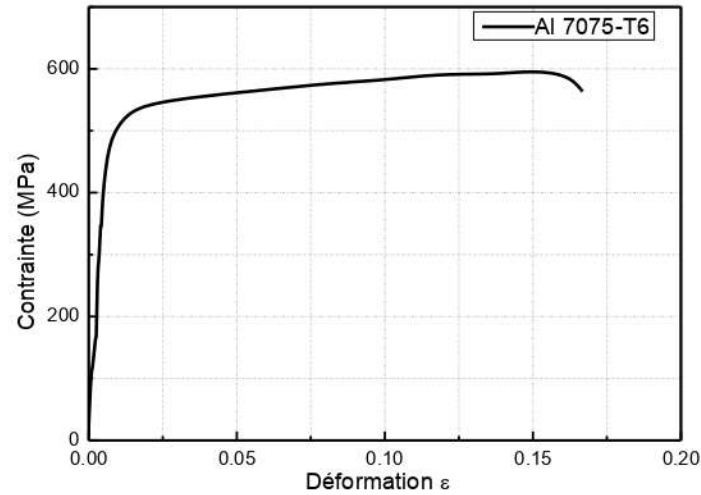


Figure III .2 : Courbe contrainte vraie – déformation vraie 7075-T651 [110]

III.2.3. Maillage

Généralement, le grenailage n'affecte pas une zone aussi profonde, le partitionnement du massif permet de raffiner le maillage dans deux zones : la première, c'est la zone de contact, car cette dernière est la plus déformée et endommagée avec des éléments briques quadratiques à 8 nœuds avec une intégration réduite C3D8R. La deuxième zone maillée plus grossièrement s'étend jusqu'à une profondeur de 1.8 mm, profondeur à laquelle tous les champs mécaniques sont revenus à leur état non perturbé par le grenailage.

L'étude de convergence de la solution numérique est primordiale dans le cadre de notre étude. Un modèle hautement raffiné est nécessaire pour assurer cette convergence. La taille des éléments est 0.015x0.015mm. Les billes sont maillées en éléments hexaédriques. Le maillage est illustré par la figure (III.3) comprends 456792 éléments et 466146 nœuds.

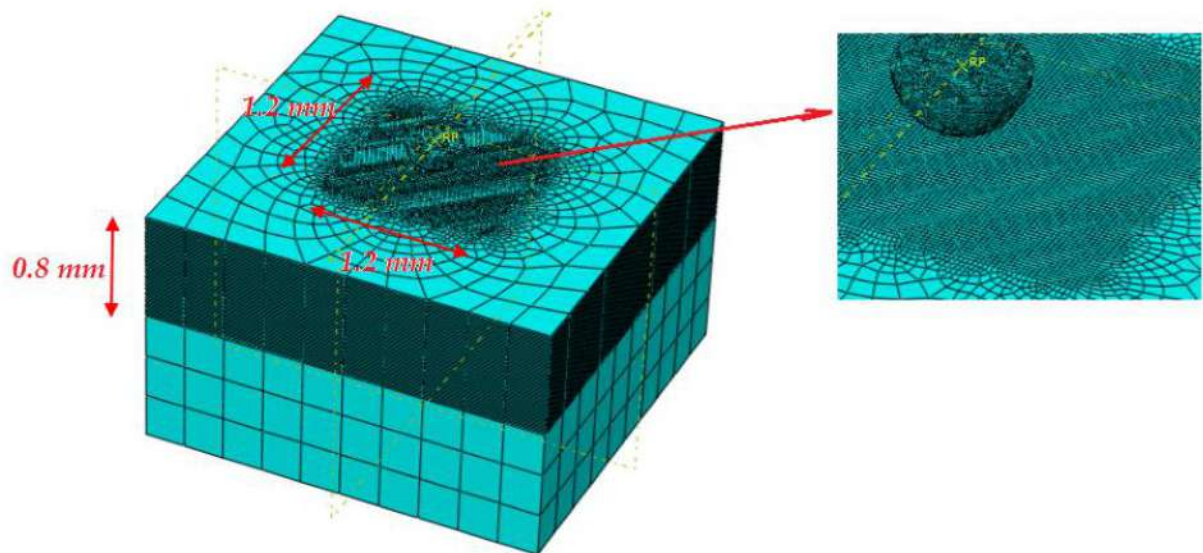


Figure III. 3 : Maillage du massif et la bille.

III.2.4. Conditions aux limites

Dans le cas du massif semi-infini, les déplacements latéraux sont nuls. Seuls les déplacements en profondeur, suivant la direction z , sont possibles. Pour vérifier cette condition en modélisation 3D est d'imposer des conditions de symétrie sur toutes les surfaces latérales ainsi que sur le bas du massif (les blocages en translation perpendiculairement aux surfaces et les rotations dans le plan perpendiculairement aux surfaces ne sont pas autorisés). Nous laissons libre uniquement la surface supérieure (zone d'impact). Ces conditions nous permettent de ne modéliser qu'un volume représentatif du massif et limiter ainsi le temps de calcul. Les conditions aux limites sont illustrées à la figure (III-4-5).

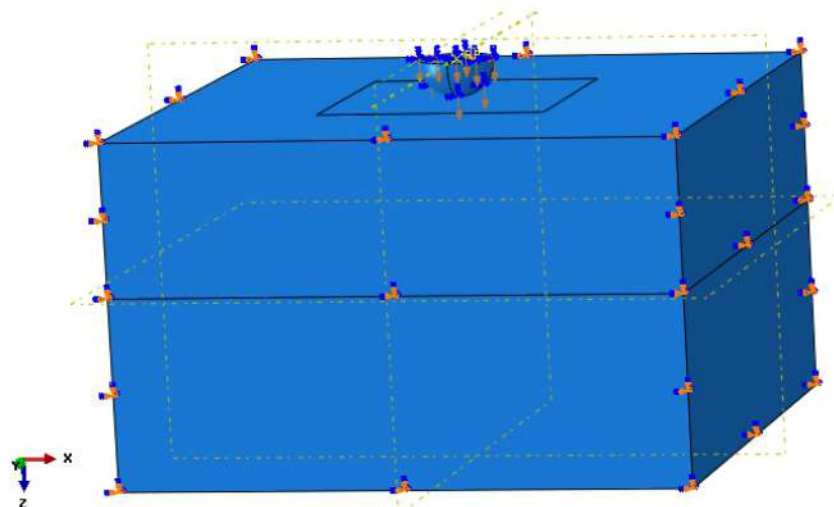


Figure III. 4 Conditions aux limites du massif et la bille

Nous supposons que la vitesse incidente est dans le plan xz et l'angle d'incidence est dans le plan. Nous imposerons alors pour chacun deux composantes en fonction de l'angle d'incidence, et défini tel que :

$$V_z = V. \sin\theta . \vec{z} \quad (\text{III.3})$$

$$V_x = V. \cos\theta . \vec{x} \quad (\text{III.4})$$

Une vitesse imposée de la bille sur l'axe Z selon l'angle d'incidente avec la symétrie suivant le plan (xy)

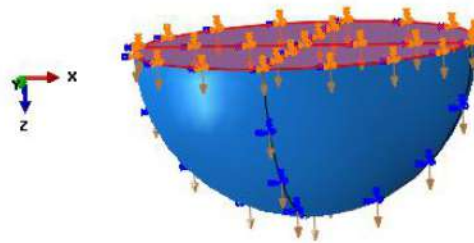


Figure III. 5 : Condition de symétrie demi-bille

III.2.5. Gestion de contact

Pour définir un contact ainsi que ses propriétés sous Abaqus, il nous faut préciser les deux surfaces en contact. Abaqus distingue la surface maître et la surface esclave, définies de telle sorte que les nœuds de la surface maître ne puissent pas pénétrer dans la surface esclave. Et, réciproquement, les nœuds de la surface esclave ne sont pas autorisés à pénétrer dans la surface maître. La zone d'impact est choisie comme étant la surface esclave et la surface de bille comme surface maître, comme c'est illustré à la figure(III.6)

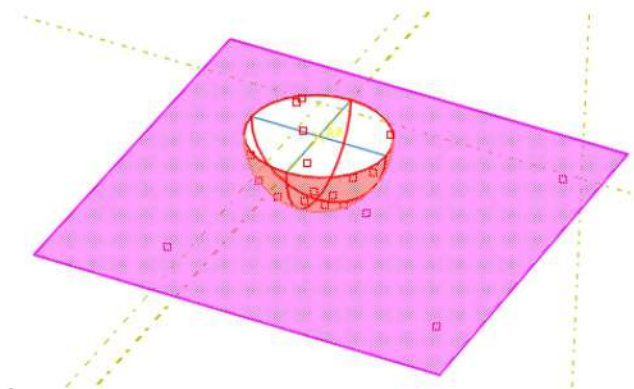


Figure III. 6 : Interaction bille-massif

III.3. Résultat

III.3.1. Validation de modèle

Avant d'aborder l'analyse ciblée, nous avons d'abord comparé nos résultats obtenus par simulations numériques avec ceux publiés par Torres et Voorwald [111]. Ces résultats concernent grenailage d'un acier de type AISI 4340, les principales caractéristiques mécaniques sont rassemblées dans le tableau (III .1). La grenaille utilisée était S230 (0,7 mm de diamètre) à une vitesse de 42 m/s. Le processus a été réalisé selon norme MIL-S-13165, les contraintes résiduelles ont été mesurées par la technique de diffraction des rayons X.

La figure (III.7) présente les résultats numériques comparés à ceux publiés dans [111]. À partir de cette courbe, on peut noter une bonne corrélation entre le résultat expérimental et numérique. Ainsi, notre modèle semble pertinent, nous permettant d'aborder l'analyse de l'effet des autres paramètres.

L'analyse de la figure (III.7), montre que le grenailage génère des contraintes de compression en surface directement autour de la zone de contact. Les contraintes de compression continuent d'augmenter jusqu'à ce qu'elle atteigne une valeur maximale à environ 80 μm sous la surface de la cible. À partir de ce moment, la contrainte de compression diminue progressivement à environ 230 μm sous la surface. Après, une transition des contraintes de compression aux contraintes de traction.

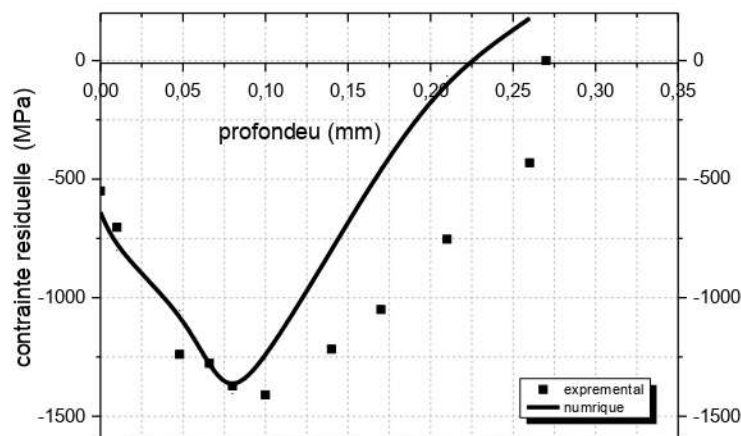


Figure III .7 : Comparaison entre le résultat expérimental et le modèle numérique.

D'un autre côté, une comparaison entre le résultat numérique de [108] et notre modèle numérique proposé pour vérifier la fiabilité de MEF dans ce travail. Ces résultats concernent la projection d'une seule bille de 0.2 mm avec une vitesse d'impact $V=175$ m/s pour un alliage d'aluminium

7075-T651. La figure (III.8) montre que les résultats numériques sont en bon accord avec les résultats de référence [108].

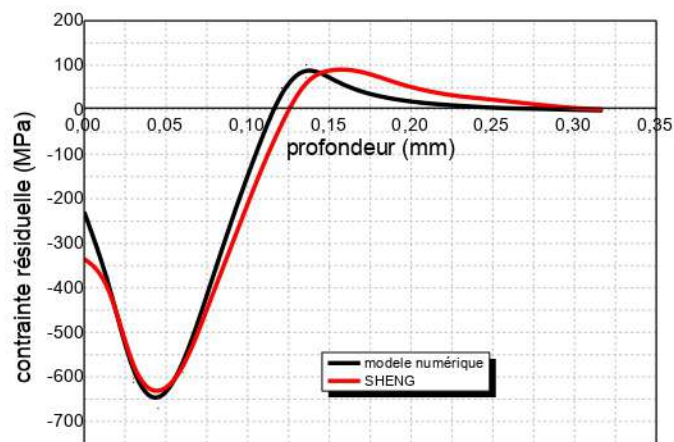


Figure III .8 : Comparaison entre le résultat de SHENG et le modèle numérique

III.3.2. Comparaison entre bille rigide ou déformable

Dans ce paragraphe, nous nous intéressons à l'étude de l'effet de la rigidité de la grenaille sur l'état de contraintes résiduelles. Une analyse préliminaire a été effectuée en considérant une grenaille déformable et rigide.

Les conditions aux limites et le matériau sont les mêmes pour les deux cas simulés, la taille de bille est égale à 0.2mm animée d'une vitesse initiale de 175 m/s.

Le premier représente l'interaction entre une bille déformable et un massif de même caractéristique mécanique.

La figure (III.9) donne l'effet du choix du comportement de la bille sur les contraintes résiduelles. On remarque que l'utilisation d'une bille rigide surestime la contrainte résiduelle maximale tandis que les billes déformables donnent le profil de contrainte le plus proche de l'expérience. Cela est probablement qu'une fraction de l'énergie cinétique est alors absorbée par la bille ce qui induit une contrainte moins élevée que si on utilisait une bille rigide.

À l'issue de cette étude on peut conclure, que la rigidité est un paramètre important qui conditionne le transfert d'énergie. En effet, dans le cas d'impact avec une bille rigide, l'énergie sera communiquée au massif sous forme d'énergie de déformation plastique. Par contre, dans le cas d'un choc avec une bille déformable, l'énergie cinétique de la bille sera consommée par les deux corps, ce qui fait que la part revenant au massif sera moins importante, la déformation sera moins forte et le niveau de contrainte résiduelle par rapport à l'impact rigide sera inférieur et moins profond. Ces résultats sont en accord avec les travaux de [111].

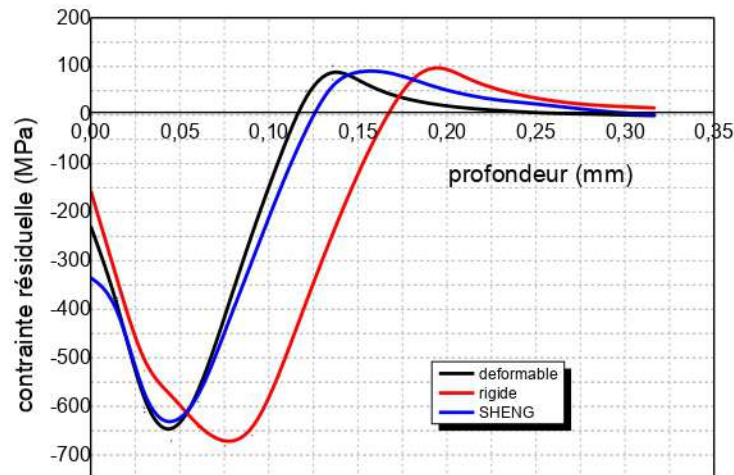


Figure III .9 : Comparaison entre les résultats par de bille rigide et déformable.

III.4. Etudes paramétriques

Afin de présenter une modélisation active et plus proche de la réalité, on doit tenir compte de la dispersion de la taille des billes, de la vitesse de projection et de la position des billes sur le massif sur un cas d'impact d'une seule bille. Par la suite, nous étudions l'influence de répétitions des impacts de plusieurs billes et enfin analyser l'effet de recouvrement au centre de tringle. Dans cette étude, le coefficient de frottement $\mu = 0,03$ a été considéré entre la bille et la surface cible du matériau, ce coefficient de frottement est gardé constant dans tous nos calculs. Le matériau du massif est l'alliage d'aluminium Al 7075T6. Les résultats de la simulation sont indépendants de la distance entre la bille et la zone d'impact.

Dans cette étude les profils de contraintes résiduelles dans la direction x et les déformations plastiques équivalentes en profondeur seront examinés, ainsi que l'empreinte créée par l'impact sur la surface cible.

III.4.1. Post-traitement des résultats

Après le grenailage, il convient de déterminer la manière selon laquelle doivent être analysés les différents champs mécaniques calculés. Abaqus offre la possibilité d'extraire ces différents champs sur tout un chemin (« path ») entre deux nœuds du maillage. En définissant un nœud à la surface du massif grenailé, au point d'impact de la bille centrale, et un autre en profondeur au droit de cette bille, les valeurs des champs sont extraites à tous les nœuds situés sur la droite formée par les deux nœuds.

Avant de visualiser les résultats obtenus, une analyse approfondie des contraintes (σ_{xx} , σ_{yy} , σ_{zz}), des déformations plastiques équivalentes et des empreintes créées par l'impact, le long d'un trajet, créé en sélectionnant des nœuds suivant l'axe central de la plaque cible (figure III. 10).

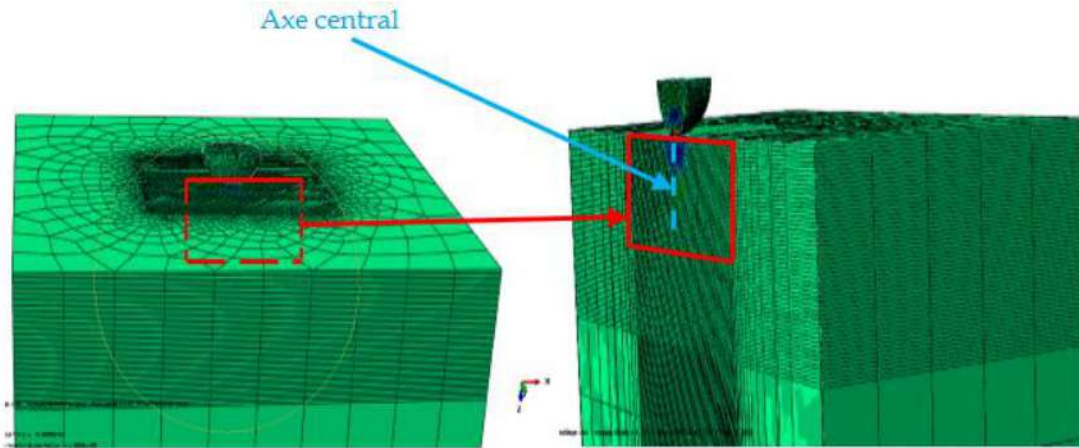


Figure III .10 : Plans des profils des contraintes résiduelles .

La figure (III.11) présente le contour des niveaux de contrainte normale pour les trois directions. Nous pouvons remarquer d'abord une symétrie de la distribution des contraintes par rapport à l'axe central. On remarque aussi, que les contraintes négatives sont réparties au-dessous de l'empreinte de la bille, par contre elles sont positives sur les autres côtés. Ce comportement s'explique par le fait que le matériau comprimé tente de reprendre son volume initial, créant de ce fait des contraintes de traction de très fortes amplitudes dans ces côtés. De plus, nous constatons que les niveaux de contraintes suivant les deux directions x et y (σ_{xx} , σ_{yy}) sont très proches et la différence est très faible. Par contre, les contraintes suivant la direction z (σ_{zz}) est nettement inférieures.

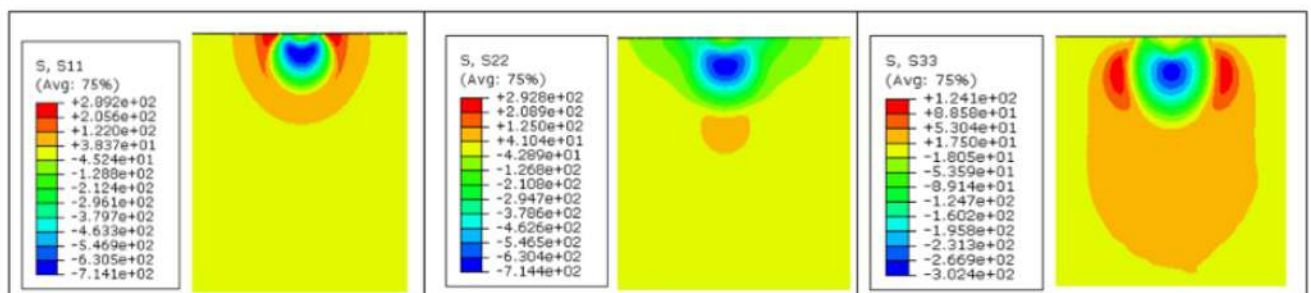


Figure III .11 : Contours des contraintes dans le massif

Pour bien illustrer cet effet, nous avons comparé sur la figure (III.12) la distribution des contraintes normales. Cette dernière montre que les contraintes suivant les directions x et y (σ_{xx} , σ_{yy}) sont asymptotiques. Par contre, les contraintes suivant la direction z (σ_{zz}) est nettement inférieures.

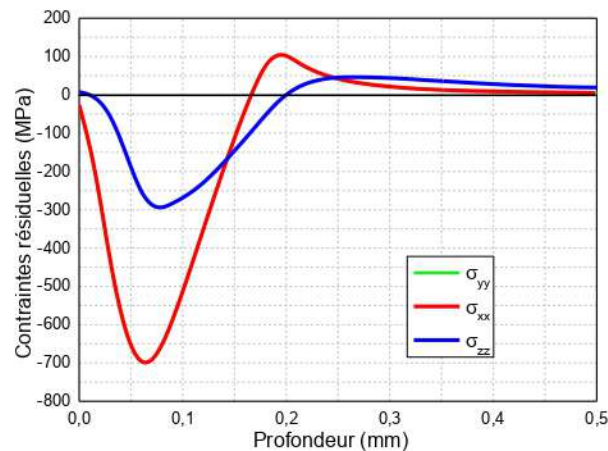


Figure III .12 : Distribution des contraintes normales ($V=100\text{m/s}$).

À partir de ces résultats, et pour mieux visualiser la distribution des contraintes résiduelles, tous les résultats seront obtenus à partir d'une variation des contraintes résiduelles σ_{xx} .

III.4.2. Impact mono-bille

III.4.2.1. Influence de la vitesse

Pour le procédé du grenailage la vitesse d'impact des billes est le paramètre le plus important sans doute. Des impacts à 40, 70 et 100m/s (incidence normale) sont comparés, le diamètre de la bille est égale 0.4 mm, la bille est considérée comme étant un corps déformable, le matériau du massif est l'alliage d'aluminium Al 7075T6.

Les figures (III.13-a) et (III.13-b) montrent les distributions des contraintes résiduelles et la zone des contraintes résiduelles de compression. Cette figure confirme les résultats habituellement obtenus dans les différents modèles existants [58,89]. On remarque que l'augmentation de la vitesse d'impact conduit à une augmentation de niveaux maximum de contraintes de compression. Nous remarquons aussi, que la contrainte de compression continue à augmenter avec la vitesse jusqu'à atteindre une valeur maximale à environ 75 μm sous la surface de la cible. À partir de ce point, la contrainte de compression diminue progressivement jusqu'à ce que la contrainte devienne nulle à environ 175 μm . Au-delà de cette distance la contrainte devient en traction, elle atteint une valeur maximale (en traction) environ 200 μm , mais diminue de manière asymptotique après avoir atteint une valeur maximale environ 350 μm sous la zone d'impact. En plus, nous constatons qu'une augmentation de la vitesse d'impact conduit une forte augmentation de la zone des contraintes résiduelles de compression.

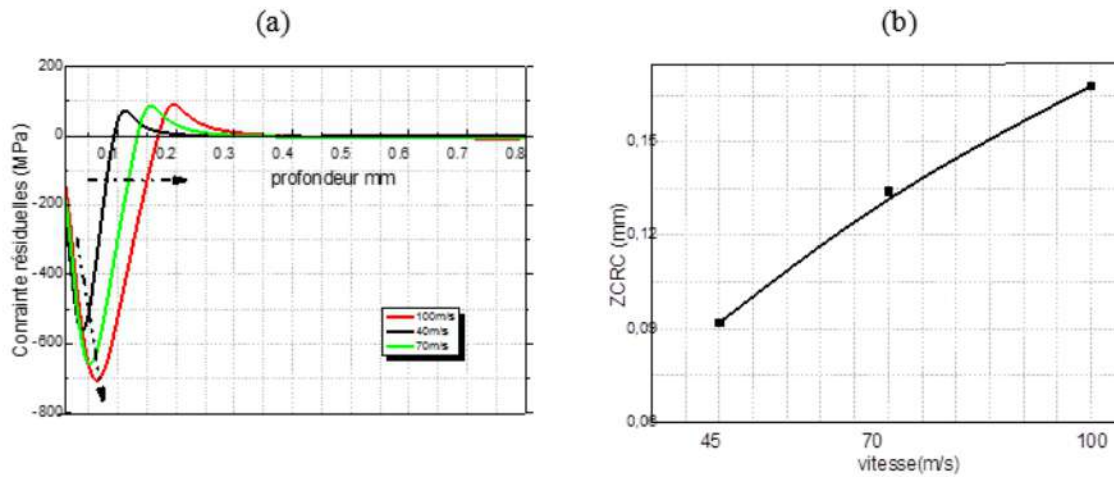


Figure III.13 : (a) Influence de la vitesse sur les contraintes résiduelles (b) l'évolution de ZCRC en fonction de la vitesse.

La figure (III.14) présente le contour des niveaux déformations équivalentes suivant la profondeur du massif. Cette figure montre clairement les déformations sont symétriques de part et d'autre de l'empreinte de la bille.

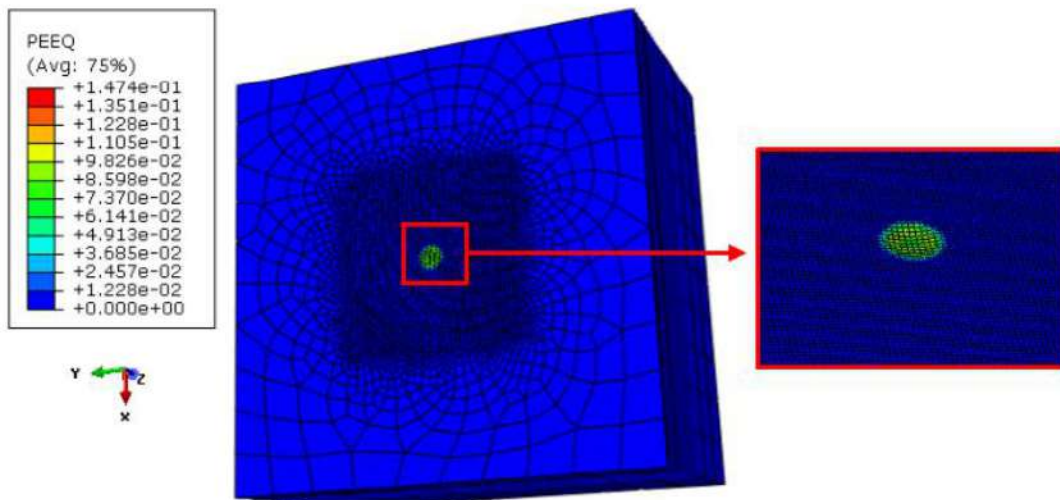


Figure III.14 : Contour des déformations équivalentes.

La figure (III.15) illustre la variation de la déformation équivalente suivant la profondeur du massif, cette figure montre qu'un accroissement au niveau de la vitesse d'impact conduit à une augmentation considérable de la déformation plastique équivalente. En effet, une augmentation de 14 % de la vitesse entraîne une augmentation de 60% de la déformation équivalente. Ce qui provoque la création des contraintes résiduelles de compression. Ces contraintes ont un effet bénéfique sur l'augmentation de la résistance à la fatigue des pièces traitées.

D'après cette première étude, nous constatons que l'augmentation de vitesse d'impact conduit à une augmentation des contraintes résiduelles et des déformations qui peuvent entraîner facilement un endommagement superficiel de la pièce, il est important d'optimiser le choix de la vitesse d'impact pour assurer des faibles déformations et des fortes contraintes résiduelles afin d'éviter l'apparition des fissures sur la pièce.

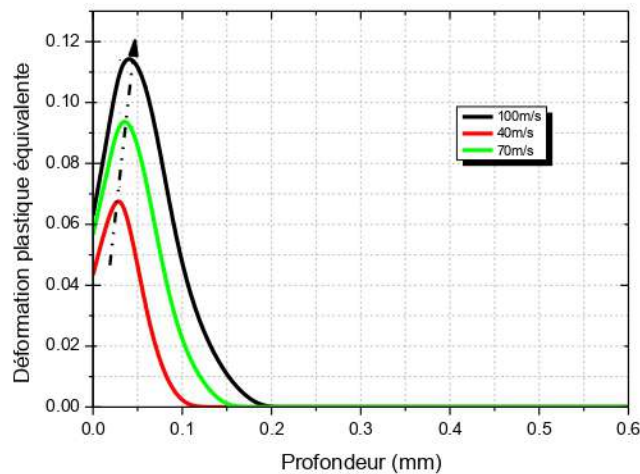


Figure III .15 : Effet de la vitesse d'impact sur la déformation plastique équivalente.

Après impact, la bille laissera sur la pièce une empreinte sous forme d'un disque, ce dernier augmente avec l'augmentation de la vitesse figure (III.16). Ces empreintes sont symétriques par rapport à l'axe du projectile. Elles sont profondes à distance de l'impact central par rapport au droit de l'impact (compression) et en tension à environ $25 \mu\text{m}$ par rapport à l'axe du projectile. Ces empreintes, augmentent proportionnellement avec la vitesse du projectile.

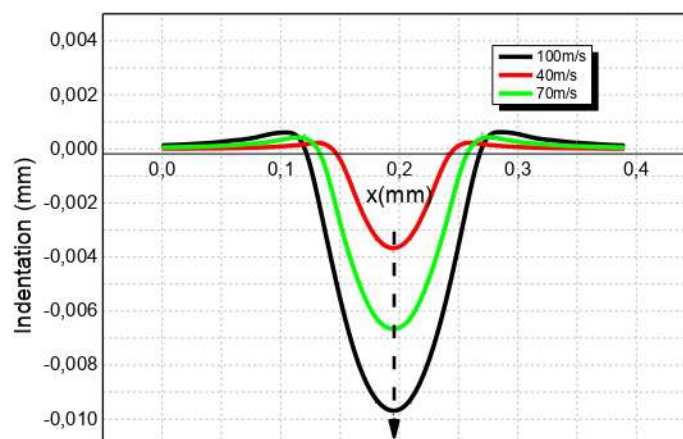


Figure III .16 : Influence de la vitesse sur l'empreinte du grenailage

III.4.2.2. Influence de diamètre

Pour le procédé du grenailage le diamètre de bille joue un rôle important sur les déformations engendrées, et donc sur la rugosité et même sur la profondeur écrouie. Les figures (III.17-a) et (III.17-b) montrent l'évolution des contraintes résiduelles et la zone des contraintes résiduelles de compression suivant la profondeur en fixant la vitesse d'impact 100 m/s et en variant la taille du grenaille, trois diamètres ont été considérées (4, 6 et 8mm). On remarque sur les figures (III.17-a) et (III.17-b) qu'au fur et à mesure le rayon de la bille augmente une augmentation la zone écrouie. On constate que le diamètre de la bille à un effet important sur la zone écrouie. En effet, une augmentation de 50% du diamètre de la bille conduit à une augmentation d'ordre 110% de la zone écrouie (figure III.17-b). D'autre part, on remarque que l'augmentation de diamètre de la grenaille n'affecte pas sur la contrainte maximale de compression. Ces constatations confirment les résultats de littérature.

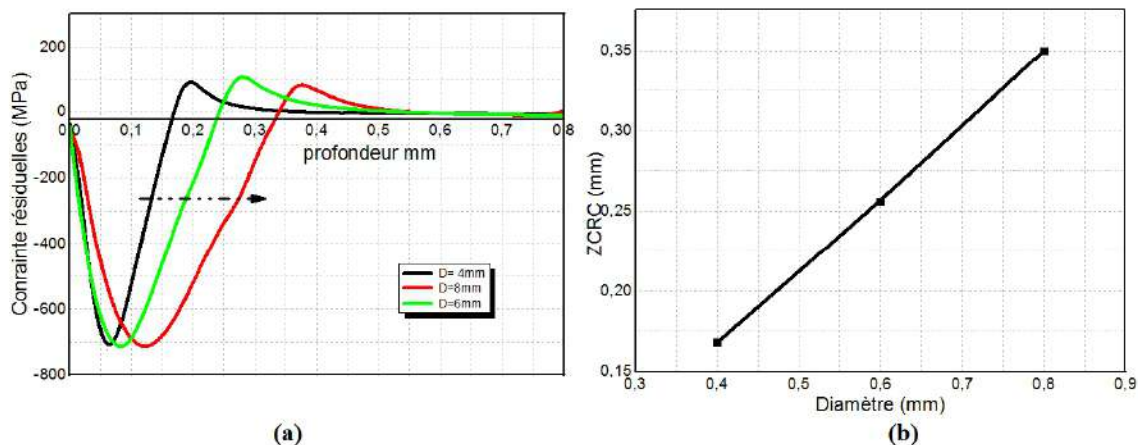


Figure III .17 : (a) Influence de diamètre sur les contraintes résiduelles et (b)

Evolution de ZCRC en fonction de diamètre.

La figure (III.18) présente l'évolution des déformations plastiques équivalentes en fonction du diamètre de la bille, on remarque que la déformation plastique maximale augmente proportionnellement avec le diamètre, puis se stabilise après une augmentation de 50% du diamètre. Le niveau maximal de la déformation plastique est enregistré pour la taille maximale de la bille $D=8\text{mm}$.

Un comportement très intéressant peut être remarqué sur cette figure, la zone de maximal de déformation plastique équivalente est translatée vers la profondeur de l'éprouvette au fur et à mesure que le diamètre augmente. On conclut donc, que plus la surface de contact est réduite plus la capacité de pénétration sera importante et le cratère du grenailage augmente avec le diamètre de la bille.

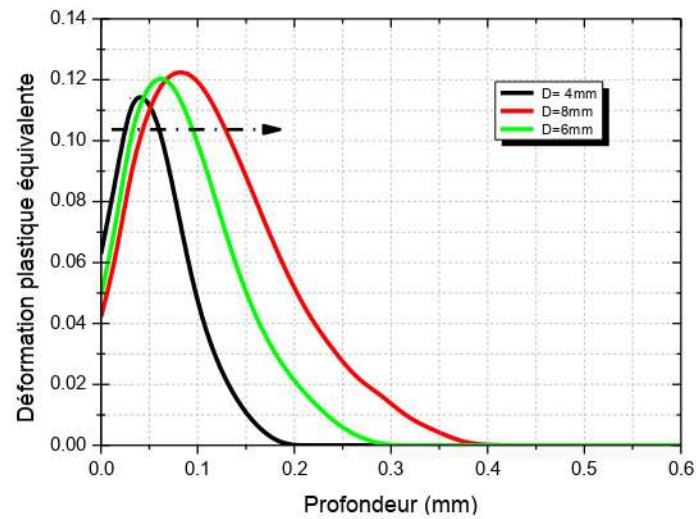


Figure III .18 : Influence de taille de la bille sur la déformation plastique équivalente.

La figure (III .19) illustre le déplacement dans la direction z de la surface cible à partir de l'axe central de la zone d'impact pour D=4,6, et 8mm.

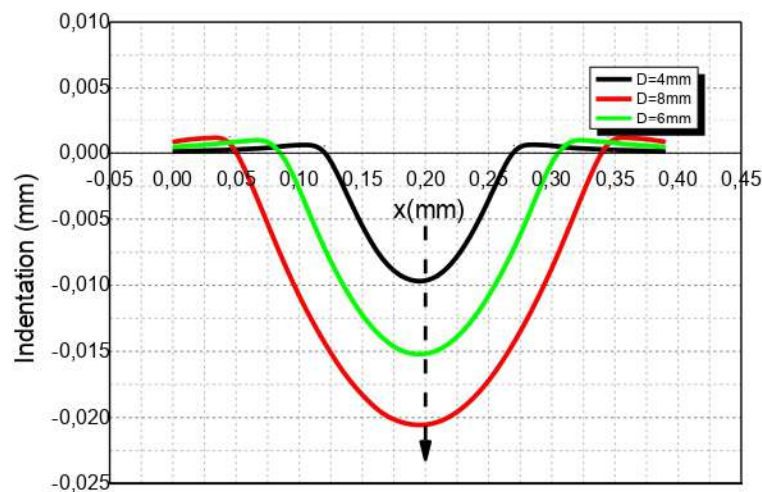


Figure III .19 : Influence de taille de la bille sur l'empreinte du grenailage.

L'analyse de la figure (III.19) montre que l'augmentation du diamètre conduit à une augmentation de la taille de l'empreinte pour atteindre une valeur maximale qui correspond à un diamètre égale à D=8 mm. D'autre part, on peut également observer une approche identique au celui des études précédentes. De plus, nous remarquons que la croissance de 100% du diamètre de la bille conduit à une augmentation de l'ordre de 100% l'indentation.

III.4.2.3. Influence de l'angle d'impact

On s'intéresse dans cette partie à l'étude de l'effet de l'angle de l'impact sur le processus de grenailage. En général l'angle d'incidence est d'environ 85° pour éviter des interférences entre les billes projetées et celles ayant rebondi sur la pièce.

Dans cette étude quatre angles ont été choisis : 30° , 45° , 60° et 90° , la vitesse et le diamètre de la bille sont fixés respectivement à 0.4mm et 100m/s.

L'évolution des contraintes résiduelles et la zone de compression affectée par le grenailage en fonction de l'angle d'impact sont présentées, respectivement dans les figures (III .20-a) et (III.20-b)

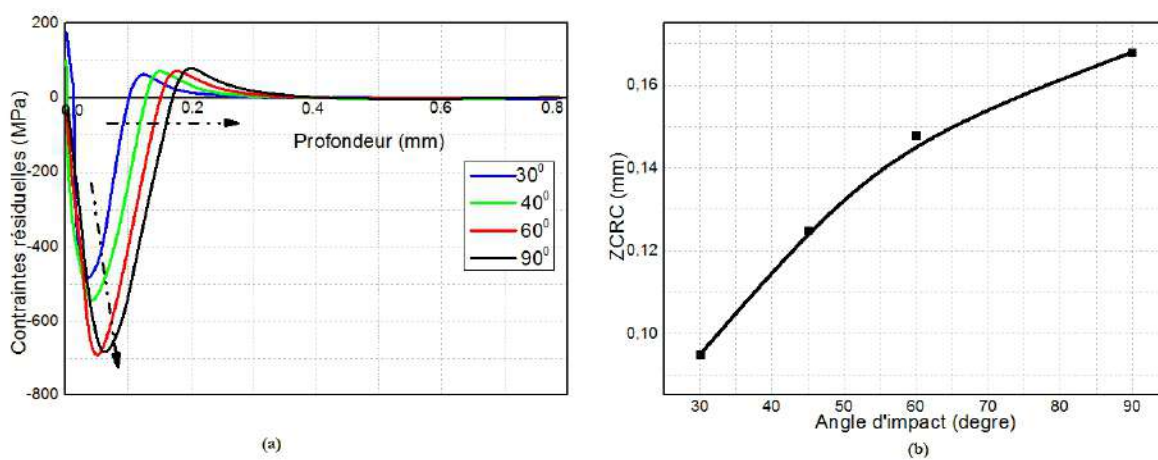


Figure III .20 : (a) Influence de l'angle d'impact sur les contraintes résiduelles

(b) Evolution de ZCRC en fonction de l'angle.

L'analyse de la figure (III.20-a) montre qu'un accroissement au niveau de l'angle d'impact entraîne une forte augmentation du niveau maximal des contraintes, en revanche, il n'y a pas des différences notables pour les angles 60° et 90° . Ce qui prouverait que les contraintes se sont déjà stabilisées à 60° . On peut aussi constater que l'augmentation de l'angle d'impact conduit à une augmentation de la zone de compression affectée par le grenailage vers une valeur maximale de 0.2 mm. D'autre part, on peut également observer que les contraintes en surface sont positives pour les angles faibles 30° et 45° . Le risque d'initiation locale de fissures est élevé pour ces faibles angles.

La figure (III.21) présente la distribution des déformations plastiques équivalentes en fonction de la profondeur du massif. On remarque d'abord que l'allongement maximal est largement dépassé pour les angles de 30° et 45° , ce qui confirme que l'endommagement en surface est maximal pour ces angles, à cause des contraintes de cisaillement.

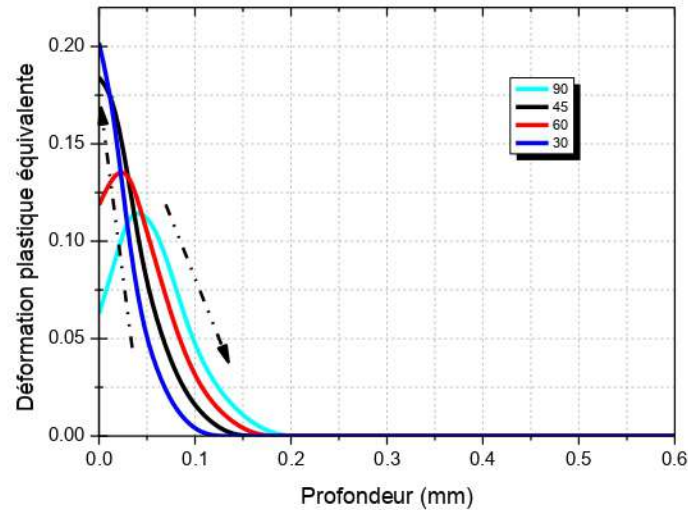


Figure III .21 : Influence de l'angle d'impact sur la déformation plastique équivalente.

La figure (III.22) présente le contour des déformations plastiques équivalentes dans le massif pour un angle d'incident égale à 45° . L'antisymétrie des déformations apparaît clairement.

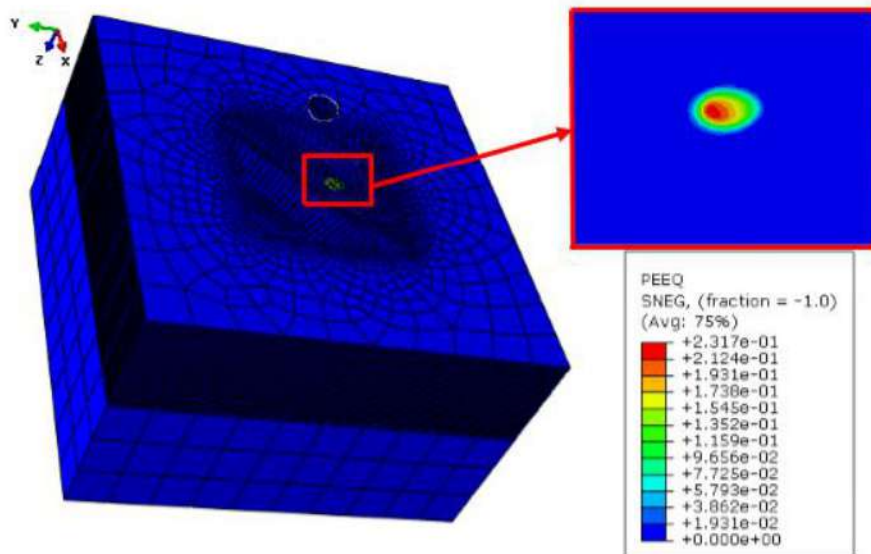


Figure III .22 : Contour déformations plastiques équivalentes dans le massif ($\theta = 45^\circ$).

Sur la figure (III.23), nous avons représenté la distribution des indentations pour les différents angles d'impact. On remarque que les indentations dans le massif sont antisymétriques de part et d'autre par rapport à la normale au plan de la plaque. Ce comportement est différent du cas précédent, ceci est dû à l'inclinaison du projectile par rapport à la normale qui provoque des déplacements élevés engendrés par des fortes contraintes de cisaillement. Cet effet est illustré par la figure (III.25).

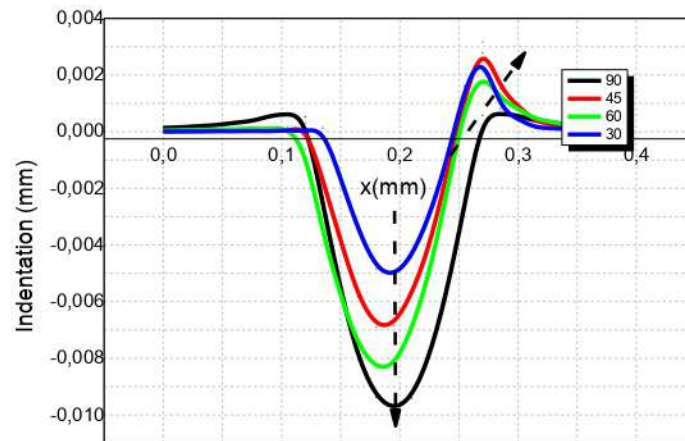


Figure II .23 : Influence de l'angle d'impact sur l'empreinte du grenailage.

Pour confirmer les résultats précédents, nous avons tracé dans les figures (III 24) le contour des niveaux de contrainte pour les trois angles d'impact respectivement (90° , 60° et 30°). On remarque que les niveaux des contraintes sont nettement différents, elles sont importantes dans le cas d'un angle $\theta = 90^\circ$.

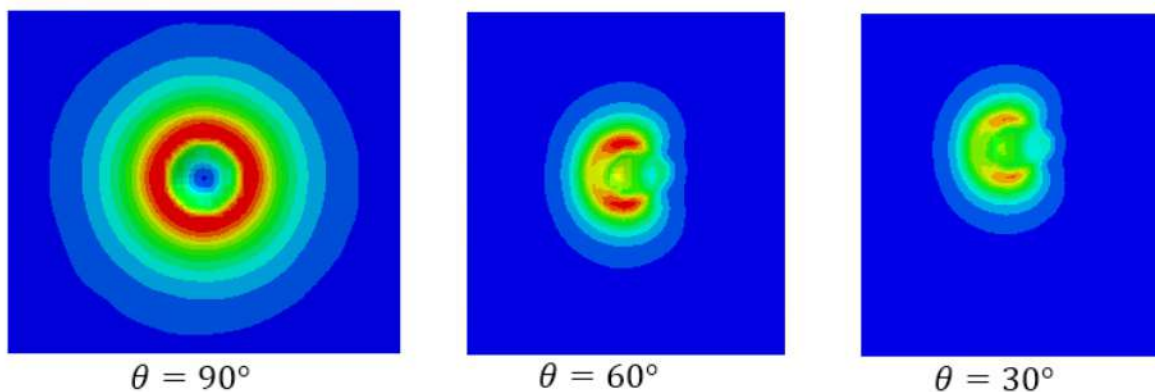


Figure III .24 : Contour des contraintes dans le massif.

La figure ci-dessous, présente le contour des niveaux de l'empreinte respectivement pour un angle de 90° , 60° et 30° . En raison du changement d'angle du processus, la forme de l'empreinte se déforme progressivement de sphérique à elliptique.

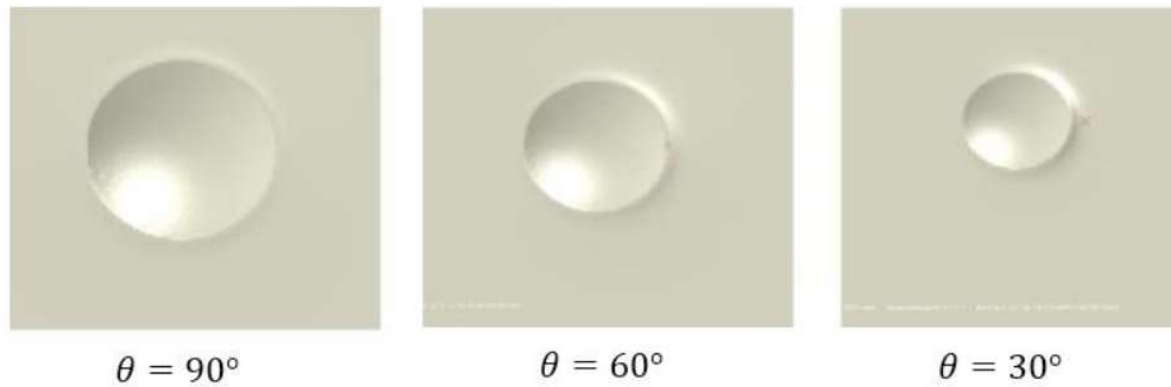


Figure III .25 : Contour d’empreinte dans le massif.

III.4.3. Influence des impacts répétés

Dans la réalité, pendant l’opération de grenailage une zone peut-être bombardée plusieurs fois. On s’intéresse dans cette partie à l’étude des impacts successifs de vingt billes placées perpendiculairement sur une même verticale et séparées d’une distance égale à 0,8 mm entre les centres des billes. Ces billes affecteront la même zone cible successivement. Pour cela, nous avons utilisé des billes déformables de diamètre 0.2mm avec une vitesse initiale de 175m/s. Les conditions au limite, le maillage et la géométrie de massive sont les mêmes, les contacts entre les billes ne sont pas déclarés pour éviter les déviations des impacts et la perte d’énergie.

Les figures (III.26-a et III.26-b) présentent les résultats sous forme des courbes des contraintes résiduelles et déformation plastique équivalente en profondeur pour les impacts (1-2-3-5-10-15 et 20 billes). La figure (III.26-a et III.26-b) montre clairement que pour les contraintes résiduelles, la profondeur de la couche de compression et les contraintes en surface augmentent avec chaque impact successif, par contre les contraintes de tension sont presque constantes.

De plus, nous remarquons que l’augmentation du nombre d’impact entraîne l’augmentation des deux zones, la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC) et la zone des contraintes résiduelles de tension (ZCRT), cette augmentation est plus marquée entre l’impact 1 et 5, il est moins important au-delà du dixième impact pour (ZCRC).

On remarque aussi qu’à partir du troisième impact les contraintes maximales de compression restent approximativement les mêmes. Tandis que la profondeur de la couche de compression est presque constante à partir du dixième impact.

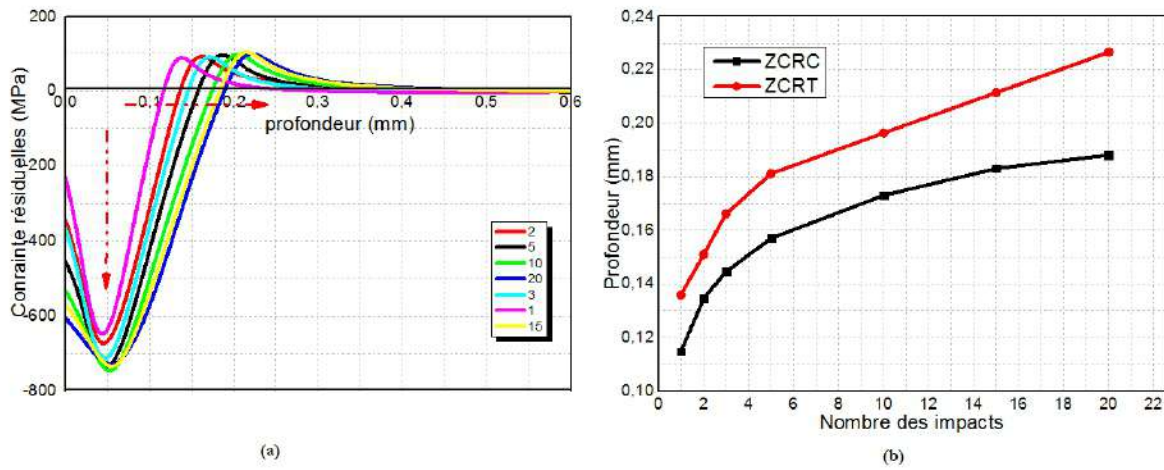


Figure III .26 : a) Influence de la répétition des impacts sur distribution des contraintes résiduelles b) Evolution de ZCRC et ZCRT en fonction de nombre des billes.

Sur la figure (III.27) nous avons montré la distribution des déformations équivalentes en profondeur. Le même comportement est observé pour tous les nombres d'impacts, les déformations augmentent pour atteindre un maximum à environ 25 μm par rapport à l'axe du projectile puis diminuent pour se stabiliser vers une valeur asymptotique. On remarque aussi que l'augmentation du nombre d'impact conduit à une forte augmentation des déformations équivalentes. En plus, une forte augmentation de la profondeur écrouie est observée entre l'impact 1 et 5.

D'autre part, on peut également observer que les déformations sont plus importantes au-delà du cinquième impact et le risque d'initiation locale de fissures est élevé.

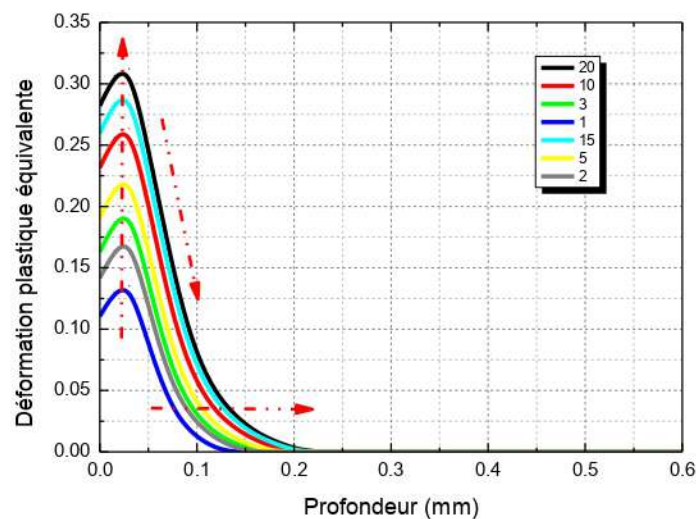


Figure III .27 : Evolution de la déformation plastique équivalente en fonction de nombre des billes.

On peut donc conclure que l'augmentation indéfinie du nombre d'impact n'est pas nécessaire car les contraintes résiduelles de compression et la zone des contraintes résiduelles de compression restent stables au-delà d'un certain nombre d'impacts. De plus, lorsque nombre d'impact augmente, le risque d'initiation locale de fissures est élevé. Ce résultat permet de confirmer que le nombre d'impact doit être optimisé.

III.4.4. Influence du taux de recouvrement

Le taux de recouvrement est le rapport entre la surface à traiter et la surface grenillée réellement. Un taux de 100% indique que la surface de la pièce est entièrement grenillée, l'expression du taux de recouvrement est donnée par la relation (III.5) :

$$T = \frac{2\pi}{\sqrt{3}} \left(\frac{a}{e}\right)^2 \quad (\text{III.5})$$

Avec :

T : Le taux de recouvrement

e : L'entraxe entre les centres des impacts

a : Le rayon de l'empreinte due au contact plastique, qui est ici déterminé numériquement avec un seul impact est égale 0.07 mm.

Nous avons choisi une zone élémentaire représentative de motif triangulaire au lieu de motif rectangulaire pour but de réduire le temps de calcul. La figure (III.28) représente le motif élémentaire lié à la disposition choisie des billes, représenté par trois billes adjacentes formant un triangle équilatéral. L'objectif de cette étude est de mettre en évidence l'effet de différents taux de recouvrement sur l'état de contrainte résiduelle d'une zone donnée.

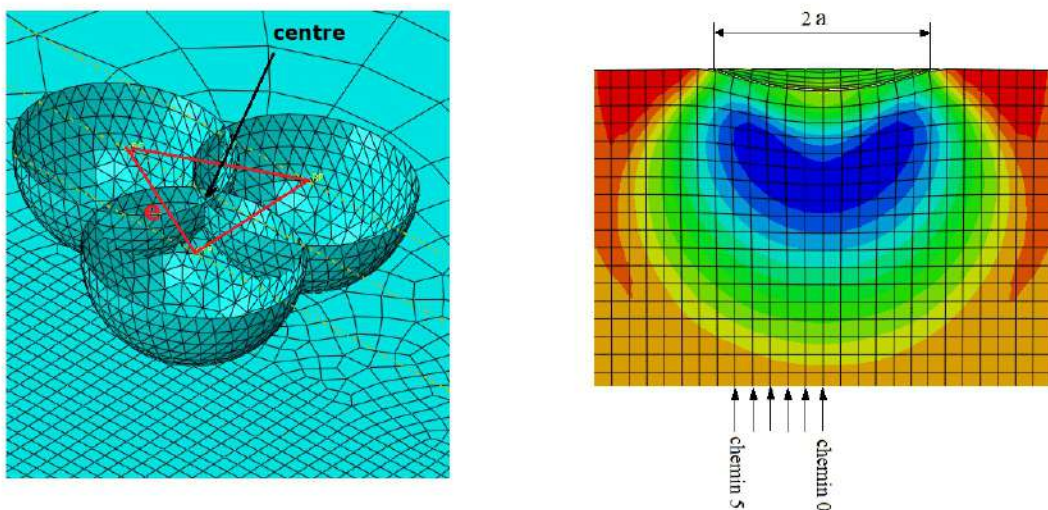


Figure III .28 : Zone élémentaire représentative motif triangulaire.

Dans cette étude, les conditions aux limites et la géométrie de massif sont les mêmes, nous avons considéré le cas de trois entraxes différents conduisant à des taux de recouvrements de 70%, 100% et 170%. Le tableau (III.2) regroupe les conditions supplémentaires pour le calcul du taux de recouvrement.

Entraxe (mm)	Taux de recouvrement %
0.16	70
0.13	100
0.10	170

Tableau III. 2 : Paramètre de recouvrement.

La figure (III.29) présente le contour des niveaux de contrainte résiduelle dans la zone d'impact pour un motif triangulaire. On remarque que les contraintes sont antisymétriques de part et d'autre de l'axe central. Ceci est dû à l'antisymétrie du motif (trois billes).

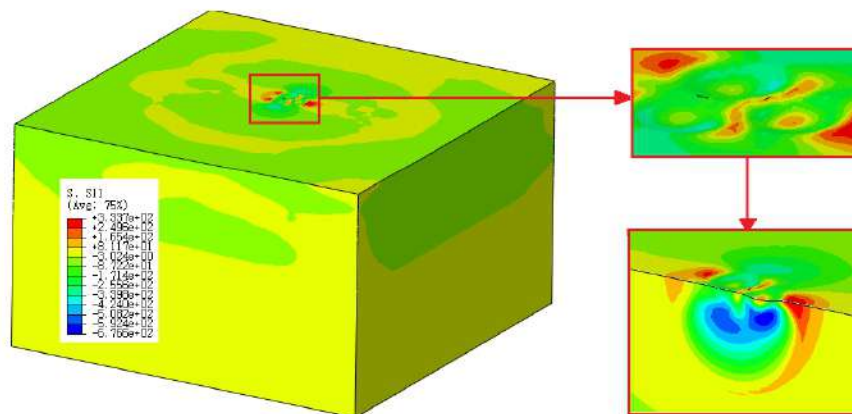


Figure III.29 : Contour des contraintes résiduelles pour un motif triangulaire

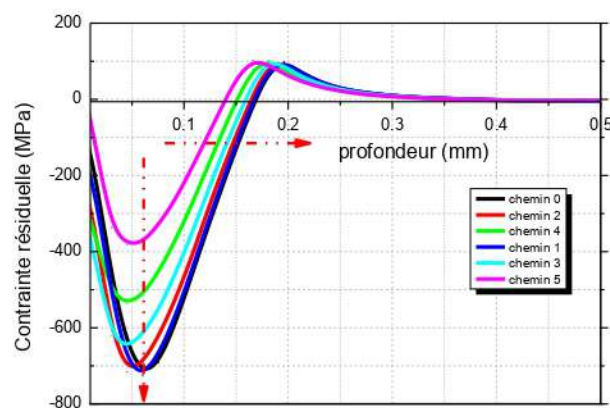


Figure III.30 : Etude d'uniformité des contraintes dans la zone de contact en fonction de la distance de l'impact central.

La figure (III.31) représente la variation des contraintes résiduelles en fonction du taux de recouvrement. D'après cette figure (III.30) on remarque que le niveau de contrainte résiduelle maximal et la zone affectée par le traitement sont plus grands au centre d'impact et l'efficacité de tir diminue lorsque s'éloigner au centre d'impact. Donc on peut dire que le centre de triangle est le point plus sensible pendant l'opération de grenailage.

Sur la figure (III.31) nous avons représenté l'état de contrainte résiduelle au centre de triangle pour trois taux de recouvrement 70%, 100% et 170%. Nous remarquons qu'une augmentation du taux de recouvrement de 70 à 170 % entraîne une augmentation du maximum de compression de -250 à -600 MPa ainsi qu'un déplacement de ce maximum d'une profondeur de 250 μm à 275 μm . on plus, nous remarquons que les contraintes en surface augmentent avec la croissance du taux de recouvrement, la profondeur de contrainte maximale et la ZCRC restent stables pour les trois taux recouvrement.

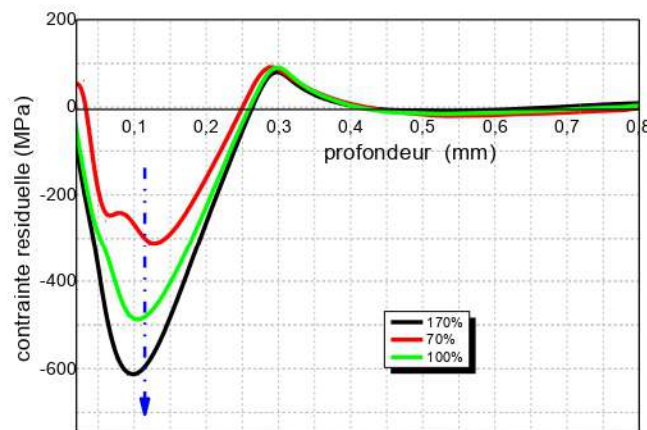


Figure III .31 : Influence du recouvrement sur l'état des contraintes résiduelle au centre du triangle.

La figure (III .32) illustre la variation de déformation plastique équivalente en fonction du taux de recouvrement. Un comportement différent est observé des cas précédents. La déformation plastique équivalente est faible en surface, elle croît progressivement à environ 25 μm , puis elle suit également une évolution décroissante, après cela elle atteinte une valeur maximale d'environ 0.06 pour un taux de recouvrement égale à 170%, à 0.035 pour un taux de 100% et à une faible valeur d'environ 0.015 pour un taux de 70%. Puis elle diminue de manière asymptotique jusqu'à une valeur nulle à environ 350 μm pour les différents taux de recouvrement.

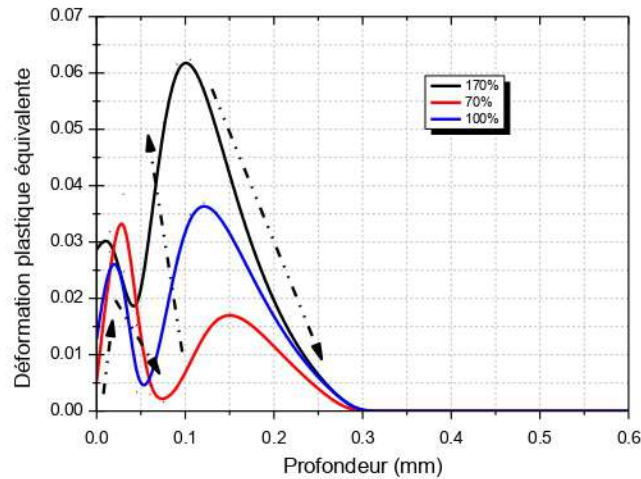


Figure (III .32) : Influence de T% sur la déformation plastique équivalente.

III.5. Modélisation et prédiction

Cette partie sera consacrée à l'optimisation des résultats d'expériences préliminaires précédentes donnés au troisième chapitre et ceci en utilisant la méthodologie des plans d'expériences. Cela servira à obtenir des valeurs optimales du grenouillage.

Dans cette étude, l'objectif est de connaître l'influence de la vitesse d'impact, le diamètre de la bille et l'angle d'impact sur l'évolution des contraintes résiduelles mais aussi les conditions à remplir pour aboutir à un meilleur écrouissage superficiel possible en fonction de ces paramètres.

Pour cela il faut modéliser le système pour ensuite essayer de maximiser les contraintes en surface, la contrainte de compression maximale et la profondeur en compression comme sortie en utilisant le plan composite de deuxième degré de la méthode des plans d'expériences. La figure (III.33) est un exemple typique du profil obtenu, les points importants du profil des contraintes résiduelles sont résumés avec des abréviations dans le tableau (II.2).

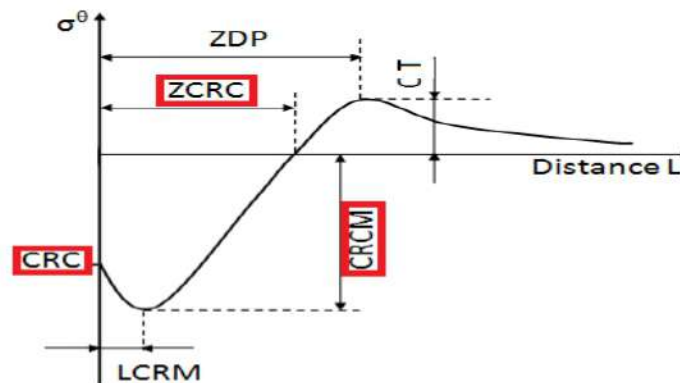


Figure III. 33 : Profil typique de distribution des contraintes résiduelles par le grenailage.

III.5.1. Choix du plan expérimental

III.5.1.1. Choix des intervalles d'étude

Trois variables ont été considérées : la vitesse d'impact, le diamètre de la bille et l'angle d'impact. Chaque paramètre a été testé à trois niveaux différents.

Les intervalles d'étude des différents facteurs ont été choisis suivants les résultats obtenus à partir des essais préliminaires effectués dans le deuxième chapitre.

a) Intervalle d'étude de la vitesse d'impact

D'après le tableau des expériences préliminaires, on a choisi l'intervalle d'étude de la vitesse comme suit : $40 \text{ m/s} \leq V \leq 100 \text{ m/s}$.

La valeur centrale de l'intervalle d'étude de la vitesse alternatif est donnée par :

$$V_c = (V_{\max} + V_{\min})/2 \quad (\text{III.6})$$

D'où la valeur centrale de la vitesse est : $V_c = 70 \text{ m/s}$.

b) Intervalle d'étude du diamètre de la bille

D'après le tableau des expériences préliminaires, on a choisi l'intervalle d'étude du diamètre comme suit : $0.4 \text{ mm} \leq d_{\text{bille}} \leq 0.8 \text{ mm}$.

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

$$d_c = (d_{\max} + d_{\min})/2 \quad (\text{III.7})$$

D'où la valeur centrale du diamètre de la bille est : $d_c = 0.6 \text{ mm}$.

c) Intervalle d'étude de l'angle d'impact

D'après le tableau des expériences préliminaire, on a choisi l'intervalle d'étude l'angle d'impact comme suit : $40^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$

La valeur centrale de l'intervalle d'étude de l'angle d'impact est donnée par :

$$\theta_c = (\theta_{\max} + \theta_{\min})/2 \quad (\text{III.8})$$

D'où la valeur centrale de l'angle d'impact est : $\theta = 65^\circ$.

vingt-sept expériences ont été nécessaires pour le plan composite dans la plage de variation de ces facteurs. Ces expériences effectuées selon le plan d'expériences composites sont reportés dans le tableau (III. 3).

Exp No	V (m/s)	D (mm)	th (θ)	CRC (MPa)	CRCM (MPa)	LCRCM (mm)	ZCRC (mm)	CM (MPa)	ZDP (MPa)
1	40	0,4	40	-250	-400	0,03	0,0625	41	0,075
2	70	0,4	40	-148	-480	0,045	0,096	56	0,105
3	100	0,4	40	-95	-494	0,0603	0,117	83	0,135
4	40	0,6	40	-178	-458	0,0452	0,1	73	0,12
5	70	0,6	40	-70	-499	0,06	0,143	80	0,168
6	100	0,6	40	-9	-508	0,075	0,18	78	0,21
7	40	0,8	40	-121	-457	0,06	0,134	68	0,15
8	70	0,8	40	-2	-497	0,075	0,191	73	0,22
9	100	0,8	40	-100	-638	0,075	0,235	96	0,27
10	40	0,4	65	-269	-542	0,03	0,086	78	0,105
11	70	0,4	65	-157	-631	0,045	0,123	84	0,15
12	100	0,4	65	-130	-669	0,06	0,154	99	0,18
13	40	0,6	65	-115	-580	0,06	0,132	89	0,15
14	70	0,6	65	-48	-660	0,075	0,189	91	0,21
15	100	0,6	65	-9	-684	0,09	0,239	97	0,27
16	40	0,8	65	-23	-591	0,075	0,1795	86	0,21
17	70	0,8	65	27	-648	0,105	0,256	98	0,28
18	100	0,8	65	-67	-687	0,12	0,32	95	0,36
19	40	0,4	90	-200	-575	0,045	0,092	83	0,1
20	70	0,4	90	-234	-670	0,045	0,132	95	0,15
21	100	0,4	90	-193	-722	0,06	0,168	99	0,19
22	40	0,6	90	-140	-643	0,06	0,143	97	0,16
23	70	0,6	90	-89	-698	0,075	0,206	94	0,24
24	100	0,6	90	-85	-713	0,09	0,24	107	0,27
25	40	0,8	90	-38	-629	0,075	0,192	92	0,22
26	70	0,8	90	8	-699	0,1	0,278	90	0,33
27	100	0,8	90	-106	-716	0,12	0,338	85	0,37

Tableau III. 3 : Résultats du plan d'expérience composite.

III.5.1.2. Plan d'expériences composite et modèle de deuxième degré

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

$$y = a_0 + \sum_{i=1}^2 a_i x_i + \sum_{1 \leq j \leq 2} a_{ij} x_j + \sum_{i=1}^2 a_{ii} x_i^2 + e \quad (\text{III.9})$$

Où a_0 la valeur prédite de la réponse au centre de domaine expérimental, a_i l'effet de facteur x_i , a_{ij} l'interaction entre le facteur x_i et x_j .

En éliminant les effets non significatifs, on obtient ainsi, les modèles mathématiques suivants :

$$\begin{aligned} \text{CRC} = & -39,30 + 23,94(V) + 54,90(D) - 6,432(\text{Th}) - 20,47(V^2) - 23,71(D^2) - \\ & 18,06(\text{Th}^2) - 17,73(V.D) - 16,94(V.Th) + 9,29(\text{Th}.D) \end{aligned} \quad (\text{III.10})$$

$$\begin{aligned} \text{CRCM} = & -657,09 - 42,73(V) - 16,61(D) - 69,44(\text{Th}) + 9,338(V^2) + 12,35(D^2) + \\ & 31,57(\text{Th}^2) - 3,295(V.D) - 0,1819(V.Th) + 10,87(\text{Th}.D) \end{aligned} \quad (\text{III.11})$$

$$\begin{aligned} \text{LCRM} = & 0,07533 + 0,01211(V) + 0,01683(D) + 0,006093(\text{Th}) - 0,001570(V^2) - \\ & 0,001058(D^2) - 0,003552(\text{Th}^2) + 0,001933(V.D) + 0,0005656(V.Th) + \\ & 0,002891(\text{Th}.D) \end{aligned} \quad (\text{III.12})$$

$$\begin{aligned} \text{ZCRC} = & 0,189 + 0,0378(V) + 0,047(D) + 0,0236(\text{Th}) - 0,00281(V^2) - 0,000427(D^2) - \\ & 0,01028(\text{Th}^2) + 0,00926(V.D) + 0,004561(V.Th) + 0,0078(\text{Th}.D) \end{aligned} \quad (\text{III.13})$$

$$\begin{aligned} \text{CT} = & 92,5022 + 5,808(V) + 2,855(D) + 8,552(\text{Th}) + 0,8267(V^2) - 3,234(D^2) - \\ & 4,318(\text{Th}^2) - 2,620(V.D) - 2,97(V.Th) - 3,5165(\text{Th}.D) \end{aligned} \quad (\text{III.14})$$

$$\begin{aligned} \text{ZDP} = & 0,215 + 0,0418(V) + 0,0534(D) + 0,0254(\text{Th}) - 0,00291(V^2) - 0,000597(D^2) - \\ & 0,01119(\text{Th}^2) + 0,00990(V.D) + 0,0047(V.Th) + 0,00878(\text{Th}.D) \end{aligned} \quad (\text{III.15})$$

III.5.2. Analyse des résultats

Il est important d'étudier l'effet des différents facteurs sur l'évolution des contraintes résiduelles de compression (CRC), contraintes résiduelles de compression maximales (CRCM) et la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC) voir figure (III.33). On présente les effets des facteurs à l'aide d'un diagramme à barres. Ce diagramme donne les effets en ordre décroissant de leur importance en valeur absolue.

III.5.2.1. Effets des facteurs sur le profil des contraintes résiduelles

En introduisant les résultats dans le logiciel MODDE 5.0 pour examiner les différents effets on a obtenu les résultats donnés dans les figures (III.34, III.35 et III.36), correspondant respectivement aux contraintes résiduelles de compression (CRC), contraintes résiduelles de compression maximales (CRCM) et la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC).

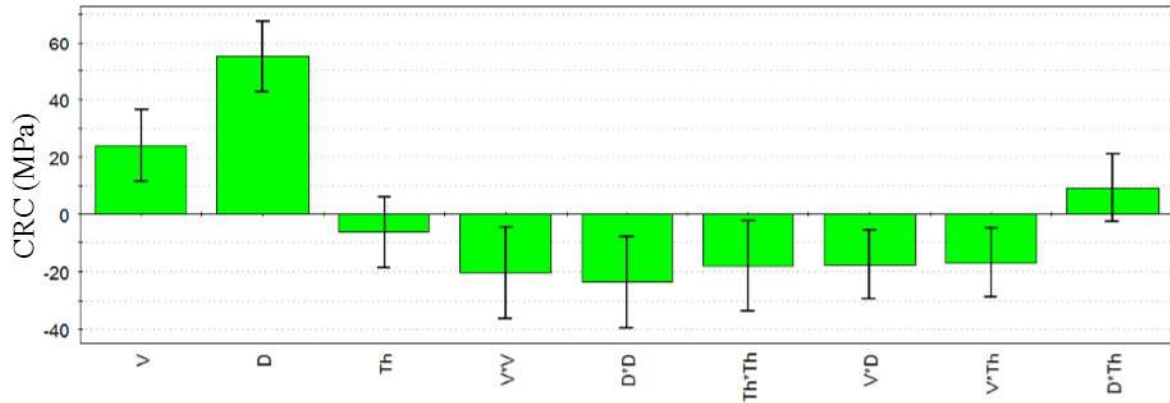


Figure III. 34 : Effets des facteurs et leur interaction sur les contraintes résiduelles de compression (CRC).

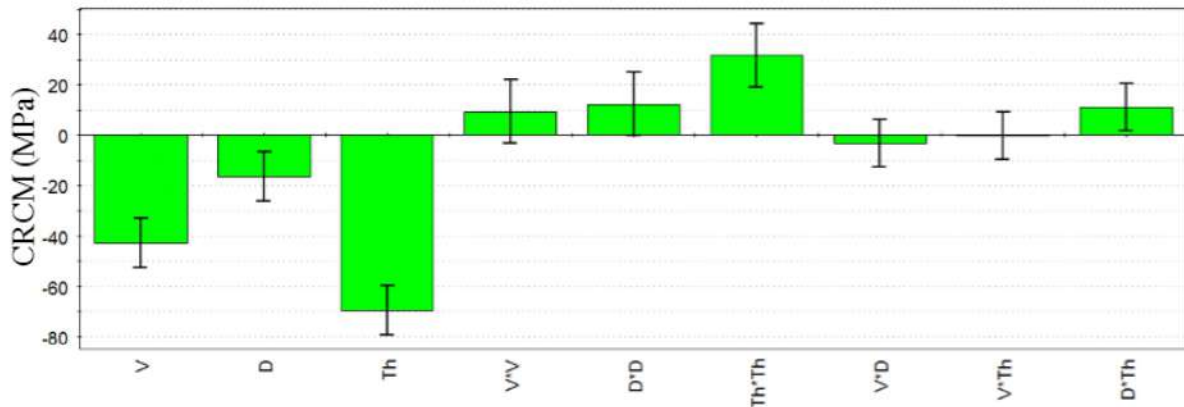


Figure III. 35 : Effets des facteurs et leur interaction sur les contraintes résiduelles de compression maximales (CRCM).

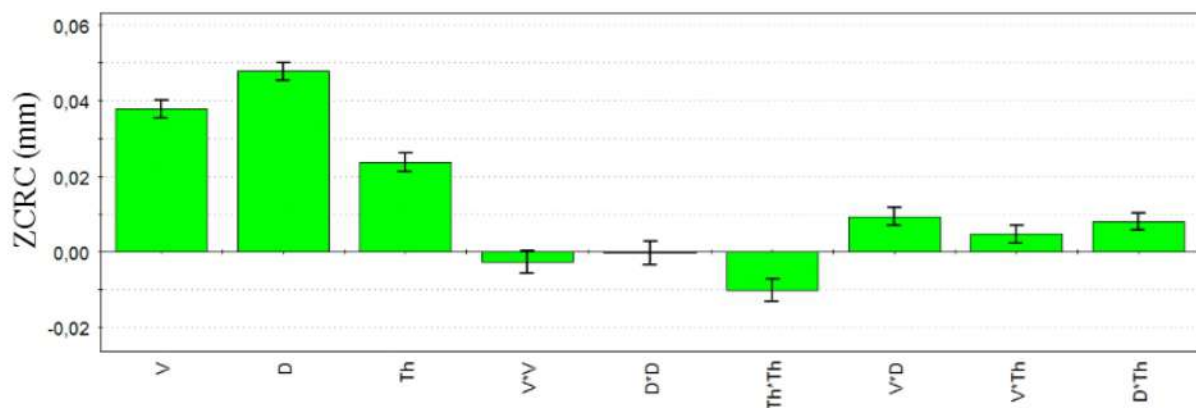


Figure III. 36 : Effets des facteurs et leur interaction sur la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC).

L'analyse de la figure (III.34) montre que les facteurs dominants sur l'évolution des contraintes résiduelles de compression (CRC), les résultats montrent que les facteurs dominants sont dans

l'ordre : diamètre, vitesse et l'angle. L'effet de l'angle est marginal par rapport aux autres facteurs. Ceci confirme ce qui a été annoncé précédemment.

Ce qui concerne l'effet des facteurs sur des contraintes résiduelles de compression maximales (CRCM), les facteurs dominants sont dans l'ordre : l'angle, vitesse et diamètre.

Dans cette dernière étude d'interaction nous étudions les facteurs dominants sur la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC), l'analyse des figures (III.36) montre que les facteurs dominants sont dans l'ordre : Diamètre vitesse et l'angle.

III.5.2.2. Influence des facteurs Choisis sur les réponses

A partir de l'analyse graphique on peut déterminer l'influence de chaque facteur sur la réponse, en traçant la variation de la réponse en fonction de ces facteurs choisis. Si on veut par exemple déterminer l'influence d'un facteur (x_i) sur les contraintes résiduelles de compression (CRC), on représente sa variation pour les trois niveaux du facteur choisi.

Dans ce cas, on présente uniquement les courbes de prédiction représentées dans les figures (III.37, III.38 et III.39), qui montrent l'influence de ces facteurs sur :

- 1) Contraintes résiduelles de compression (CRC),
- 2) Contraintes résiduelles de compression maximales (CRCM),
- 3) Zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC).

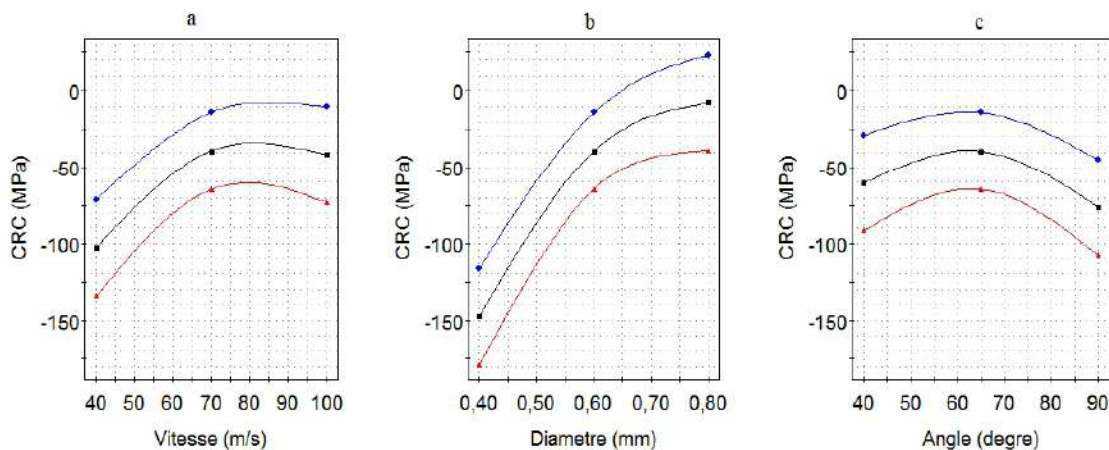


Figure III. 37 : Effets de chaque facteur sur les contraintes résiduelles de compression (CRC).

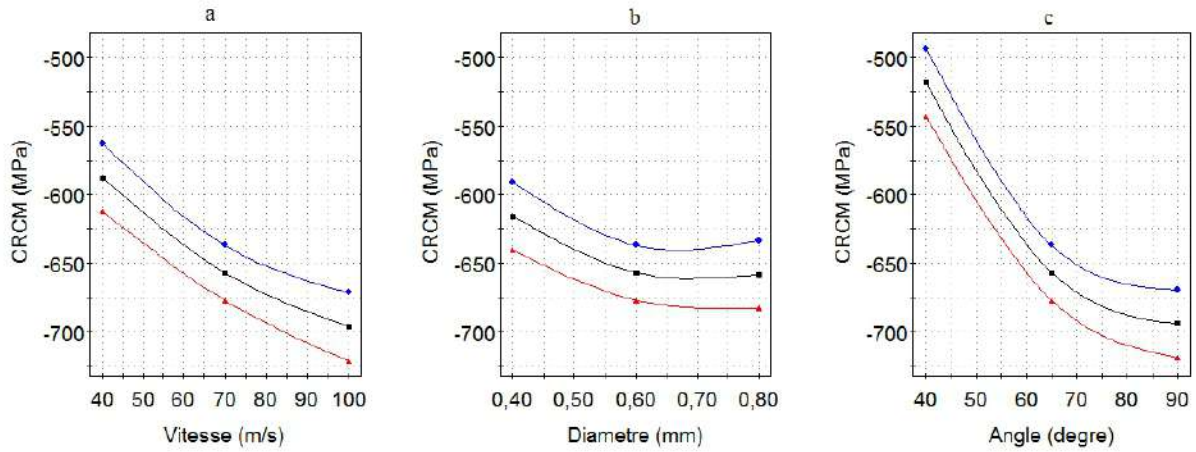


Figure III. 38 : Effets de chaque facteur sur les contraintes résiduelles de compression maximales (CRCM).

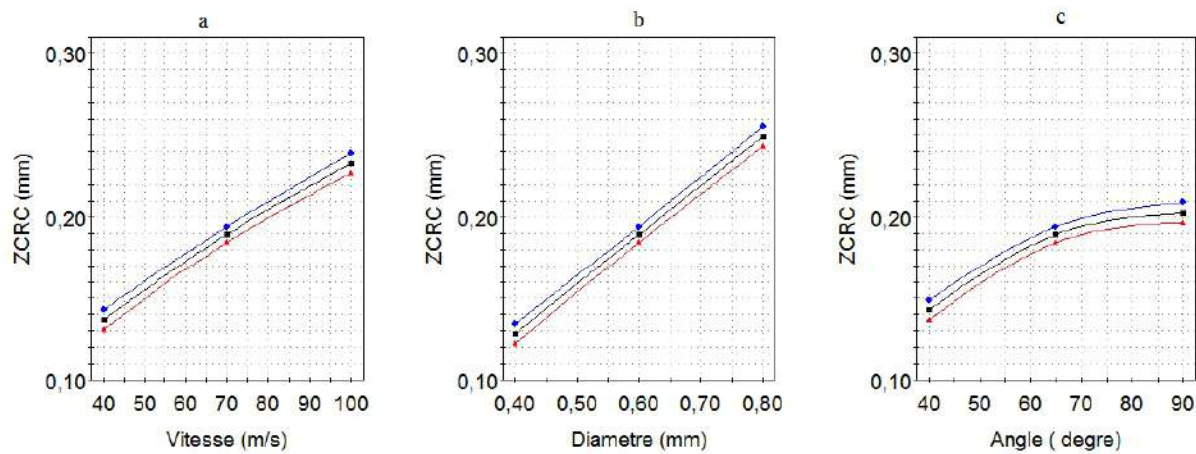


Figure III. 39 : Effets de chaque facteur sur la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC).

En analysant la courbe représentée dans la figure (III.37), on peut dire que les contraintes résiduelles de compression (CRC) diminuent (en valeur absolue) avec la variation de la vitesse jusqu'à une vitesse de 70 m/s, au-delà de cette valeur les contraintes sont constantes. Le diamètre de la bille a une forte influence sur les contraintes résiduelles de compression, l'augmentation de la bille conduit à une forte diminution (valeur absolue) des contraintes résiduelles de compression. Enfin les contraintes résiduelles de compression diminuent (valeur absolue) progressivement jusqu'à un angle de 65° puis elles augmentent (valeur absolue) considérablement.

Concernant la variation des contraintes résiduelles de compression maximales (CRCM), on remarque que ces derniers augmentent considérablement avec l'augmentation de la vitesse du projectile, elle a une influence importante. Pour ce qui est du facteur de diamètre de la bille, les

contraintes augmentent avec la variation du diamètre jusqu'à une valeur de 0,6 mm puis elles restent constantes, et pour la variation de l'angle, elle a une influence importante car les contraintes augmentent avec l'augmentation de cette dernière.

À partir de la courbe représentée dans la figure (III.39), la zone des contraintes résiduelles de compression (ZCRC) croît avec l'augmentation de la vitesse du projectile, elle a une influence importante. Concernant le diamètre de la bille, la zone des contraintes résiduelles de compression augmente considérablement avec la variation du diamètre, elle a aussi une influence importante. Finalement la zone des contraintes résiduelles de compression croît avec l'angle jusqu'à une valeur de 65° au-delà de cette valeur son effet est marginal.

III.5.2.3. Points de fonctionnement optimaux

Le logiciel MODDE 5.0 donne les réponses prédites en fonction des paramètres : vitesse du projectile, diamètre de la bille et l'angle d'inclinaison de la bille, comme le montre les figures (III. 40-41-42).

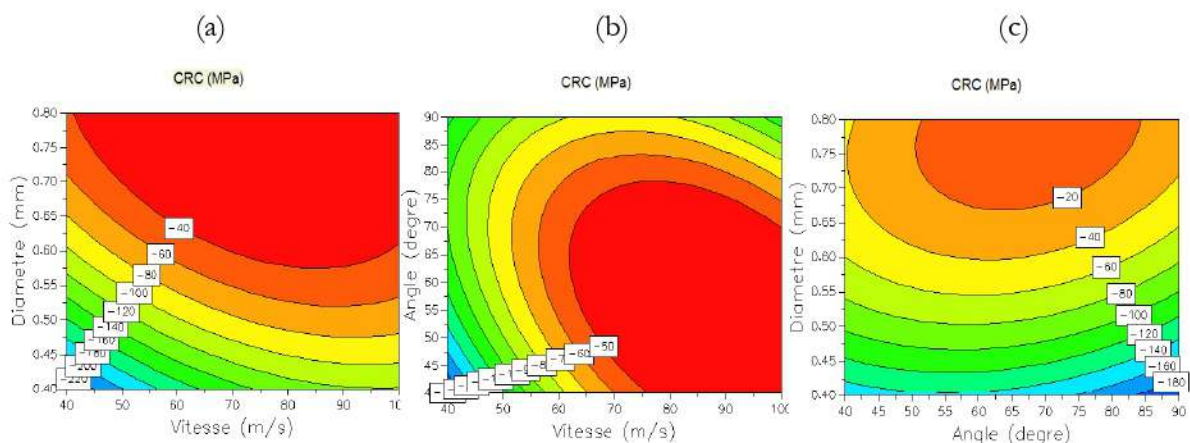


Figure III. 40 : Réponses prédites par le logiciel MODDE 5.0, en fonction des paramètres : vitesse du projectile, diamètre de la bille et l'angle d'inclinaison de la bille.

La figure (III.40-a) présente la réponse prédite (CRC) en fonction des deux facteurs vitesse et diamètre. Dans ce premier stade, nous remarquons que les fortes contraintes résiduelles de compression sont enregistrées pour des diamètres compris entre 0.4 et 0.45 mm est ceci quelle que soit vitesse. Elles sont minimales à plus hautes valeurs du diamètre. D'autre part, on peut également observer dans ce type d'interaction que la vitesse à un effet marginal par rapport au diamètre de la bille.

Nous constatons donc, que la vitesse a un effet marginal sur l'évolution des contraintes résiduelles de compression dans ce stade. Par contre l'effet de la contrainte est plus important sur CRC.

La figure (III.40-b) illustre la variation de CRC en fonction des deux facteurs vitesse et angle, on remarque que les contraintes résiduelles de compression sont importantes pour des faibles valeurs de vitesse et angle.

La figure (III.40-c) illustre la variation de CRC en fonction des deux facteurs diamètre et angle, l'analyse de cette figure montre que les contraintes résiduelles de compression sont maximales pour des faibles valeurs du diamètre et des hautes valeurs de vitesse. Elles sont minimales pour un angle compris entre 55 et 85°, et un diamètre supérieur à 0.67 mm.

Ce qui concerne les contraintes résiduelles de compression maximales, la figure (III.41.a) présente la variation de cette dernière en fonction des deux facteurs vitesse et diamètre, cette figure montre que les contraintes résiduelles de compression maximales sont maximales pour des vitesses supérieures à 85 m/s et un diamètre supérieur à 0.55 mm. Elles sont minimales pour des faibles vitesses et diamètres.

L'effet de la vitesse et l'angle sur l'évolution des contraintes résiduelles de compression maximales sont identiques à celui de la vitesse et diamètre (figure III.41-b). De plus, des contraintes importantes sont enregistrées pour des hautes valeurs de ces facteurs.

La figure (III.41-c) présente l'effet des deux facteurs diamètre et angle sur l'évolution des contraintes résiduelles de compression maximales, cette fois-ci nous constatons que contraintes résiduelles de compression maximales sont maximales pour des hautes valeurs d'angle, elles sont minimales pour les faibles valeurs des diamètres et angles.

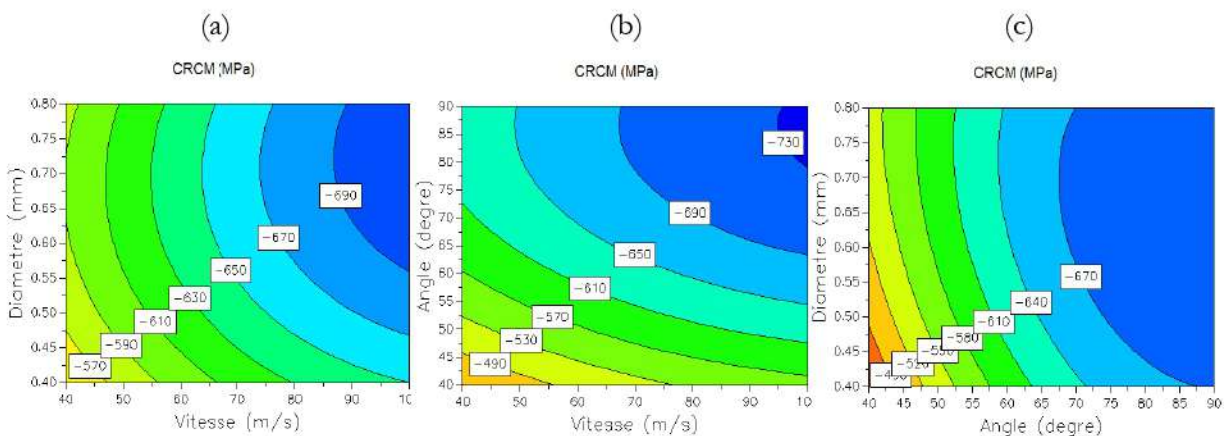


Figure III. 41 : Réponses prédites par le logiciel MODDE 5.0, en fonction des paramètres : vitesse du projectile, diamètre de la bille et l'angle d'inclinaison de la bille.

Dans cette dernière étude d'interaction, nous étudions la variation de la zone des contraintes résiduelles de compression. La figure (III.42-a) illustre cette variation en fonction de la vitesse et le diamètre de la bille, on observe une approche identique au celui de l'étude précédente, on voit

clairement que la zone des contraintes résiduelles de compression gardes ces niveaux hauts pour les hautes valeurs des vitesses et diamètres.

L'effet de la vitesse et l'angle sur l'évolution de la zone des contraintes résiduelles de compression est identique à celui vitesse et diamètre figure (III.42-b). Cette zone est maximale pour des hautes valeurs des vitesses et un diamètre supérieur à 0.7 mm.

La figure (III.42-c) présente l'effet des deux facteurs diamètre et angle sur l'évolution de la zone des contraintes résiduelles de compression, On remarquera que cette zone est importante lorsque l'angle est supérieur à 75° et un diamètre supérieur à 0.75 mm. On remarquera dans un second temps, que la zone des contraintes résiduelles de compression est minimale pour les faibles valeurs des angles et diamètres.

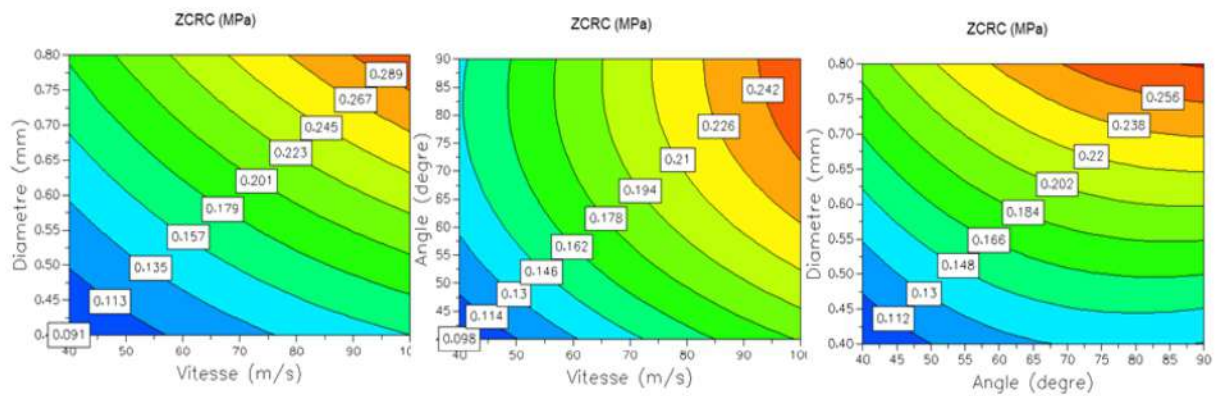


Figure III. 42 : Réponses prédites par le logiciel MODDE 5.0, en fonction des paramètres : vitesse du projectile, diamètre de la bille et l'angle d'inclinaison de la bille.

III.5.2.4. Vérification du point optimale

D'après l'analyse effectuée par le logiciel « modde5.0 », on trouve que la vérification des points optimaux des réponses est simple, selon le tableau (III.4) ; ces valeurs sont obtenues par la maximisation du profil des contraintes résiduelles. Le procédé peut être réalisé par l'expérience qui comprend les valeurs de la vitesse égale à 91.52 m/s, du diamètre de bille qui est égal à 0.5383 mm et de l'angle d'incidence qui est égal à 89.99° .

Vitesse	Diamètre	Angle	CRC	CRCM	LCRM	ZCRC	CT	ZDP
40	0,4	90	-264,1	-606,61	0,0339	0,0839	87,75	0,0971
62,1	0,4203	45,751	-155,7	-498,06	0,0454	0,1025	64,85	0,1188
51,4	0,4234	48,916	-186,9	-498,85	0,042	0,0961	63,87	0,1114
100	0,8	90	-88,60	-722,84	0,1185	0,3414	88,84	0,3824
91,5	0,5383	89,994	-114,7	-721,58	0,0788	0,2144	100	0,2417
40,3	0,4035	41,209	-264,9	-407,96	0,0307	0,0671	47,39	0,0793
40	0,4	90	-264,1	-606,61	0,0339	0,0839	87,75	0,0971
100	0,8	90	-88,60	-722,84	0,1185	0,3414	88,84	0,3824

Tableau III. 4 : Valeurs optimales des profils des contraintes résiduelles.

III.5.2.5. Validation du modèle

La validation de ces modèles se fait par comparaison des résultats obtenus par simulations à ceux obtenus par les modèles prédits. Le tableau (III.5) montre les valeurs des contraintes résiduelles obtenues pour un diamètre de bille 0.7 mm, vitesse de projection 85m/s et angle d'incidence égale 85° pour l'alliage d'aluminium 7075-T6. La figure (III.43) montre une bonne corrélation entre les profils des contraintes résiduelles obtenus par simulation et prédits.

Réponse	Valeurs prédits	Valeurs numériques	Différence %
CRC	-35	-32	9.3%
CRCM	-714	-701	1.82%
LCRCM	0.09389	0.1	9%
ZCRC	0.253	0.26	3%
CM	96	100	4 %
ZDP	0.28	0.3	6%

Tableau III. 5 : Valeurs prédits et numériques

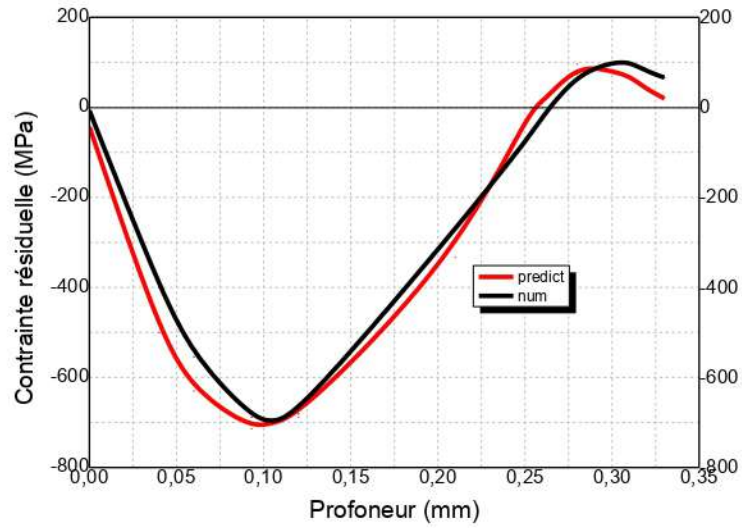


Figure III.43 : Valeurs prédits et numérique des contraintes résiduelles.

Cette petite différence entre la simulation et les modèles prédits confirme l'excellente qualité des modèles mathématiques établis par la méthode des plans d'expériences.

CHAPITRE IV

COUPLAGE DU

GRENAILLAGE ET

L'EXPANSION

CHAPITRE IV**COUPLAGE DU GRENAILLAGE ET L'EXPANSION**

Dans ce chapitre, nous présentons les résultats issus des simulations numériques du couplage du grenailage et de l'expansion. Cette étude numérique a pour objectif d'apporter de la compréhension sur la phénoménologie d'établissement des champs résiduels lors du couplage des deux techniques. Nous souhaitons particulièrement quantifier les contraintes et les déformations résiduelles régnant dans les sections expansées/grenillées.

Plans de chapitre

IV.1. Introduction.....	97
IV.2. Effet du recouvrement sur le grenailage	98
IV.2.1. Modèle éléments finis 3D.....	98
IV.2.2. Effet du recouvrement linéaire sur les champs des contraintes résiduelles	98
IV.2.3. Effet du recouvrement sur l'état de surface.....	104
IV.2.4. Profils des contraintes résiduelles en profondeur	105
IV.2.5. Anisotropie du champ de contrainte résiduelle	107
IV.3. Couplage des deux techniques (expansion et grenailage).....	108
IV.3.1. Model et conditions aux limites.....	109
IV.3.2. Effet de la zone de traitement sur l'évolution des contraintes résiduelles.....	110
IV.3.3. Effet stratégies de traitement.....	113
IV.3.4. Etude de l'uniformité des champs de contraintes résiduelles.....	117
IV.4. Couplage du grenailage suivi par l'expansion	119

IV.1. Introduction

Chaque traitement de surface possède plus ou moins ses avantages et inconvénients. Ainsi, l'expansion du trou par manchon avec mandrin apporte essentiellement de la dureté. Il introduit des contraintes résiduelles qui sont suffisamment stables en service, mais le niveau maximal atteint en face d'entrée est inférieur à celui au milieu et en face de sortie, en plus la zone de contrainte résiduelle de compression en face d'entrée est beaucoup moins large que celle en face de sortie et au milieu. La face d'entrée est moins résistante à la fatigue que la face de sortie et l'amorçage de la fissure après expansion serait du côté face d'entrée avec une vitesse de propagation plus rapide que la face de sortie. Le grenailage est peu onéreux et rapide. En maîtrisant bien les paramètres influents, on arrive à atteindre un niveau de contrainte relativement élevé. Néanmoins, les contraintes résiduelles résultantes sont moins stables et peuvent se relaxer plus facilement en service. L'expansion du trou et le grenouillage ont été largement traités séparément, la combinaison de ces deux types de traitement n'a pas encore fait l'objet d'études approfondies.

L'objectif de ce chapitre et le couplage du grenailage comme technique de réparation complémentaire à la technique de l'expansion, dont le but d'homogénéiser les contraintes résiduelles dans les deux faces d'entrée et de sortie, afin d'arrêter ou ralentir la propagation des fissures, et de formuler un ensemble de recommandations concernant le choix des différents facteurs qui peuvent influencer sur le processus du couplage des deux techniques. Il s'agit d'évaluer les niveaux des contraintes résiduelles et déformations équivalentes après la réparation par les deux techniques dans la face d'entrée.

Ce chapitre est composé de deux parties : la première, une étude tridimensionnelle par la méthode des éléments finis avec le logiciel Abaqus, plusieurs simulations sont réalisées, afin d'étudier l'influence du recouvrement linéaire sur l'évolution des contraintes résiduelles et l'état des déformations plastiques équivalentes. Tout d'abord, nous allons étudier l'homogénéité de contrainte résiduelle (CR) en surface, la répartition des CR pour différentes profondeurs, puis l'anisotropie des champs de CR en surface et en profondeur. Tandis que la seconde partie, présente le couplage des deux techniques (grenailage/expansion), et enfin d'étudier le choix des différents facteurs qui peuvent influencer sur le processus du couplage.

IV.2. Effet du recouvrement sur le grenailage

IV.2.1. Modèle éléments finis 3D

La plaque utilisée est carrée de 70 mm de côté et une épaisseur de 3 mm contient un trou central. Elle a subi un grenailage linéaire.

En raison de la symétrie par rapport au plan X-Y, seulement un quart de l'éprouvette et la moitié des billes sont considérés. Cela permet un raffinement de maillage autour du trou ainsi que la face d'entrée en raison des gradients des contraintes et de déformations élevées à ces endroits. Une étude de convergence a été réalisée en raffinant le maillage progressivement jusqu'à ce que les résultats obtenus ne varient que faiblement d'un maillage à l'autre. Le maillage est illustré par la figure (IV.1) la plaque comprend 1790142 éléments et 1854720 nœuds de type C3D8R autour du trou et le reste comprend 35732 éléments et 53307 nœuds de type C3D10M. Les billes sont maillées en éléments hexaédriques. Les conditions aux limites sont aussi illustrées à la figure (IV.1).

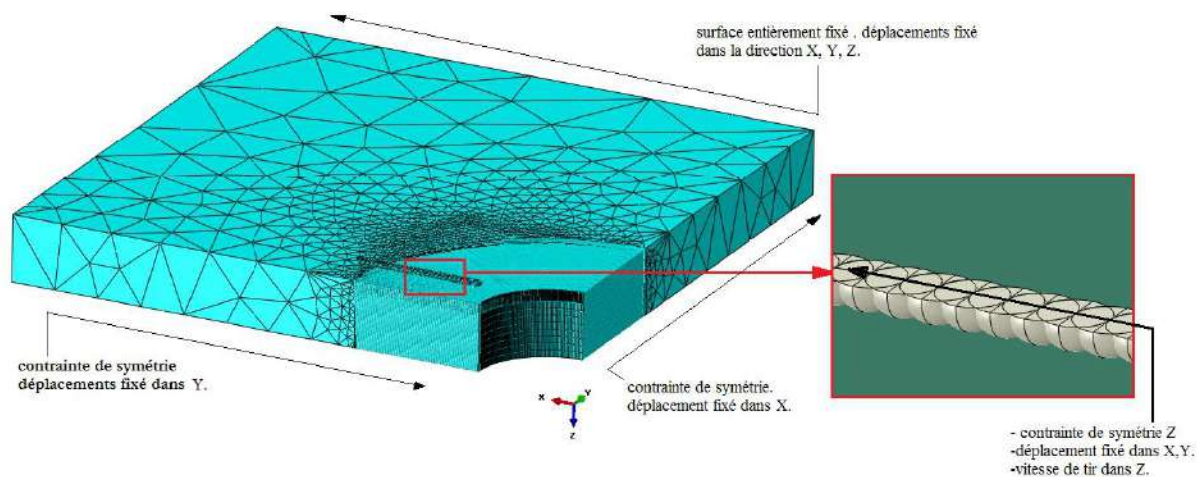


Figure IV.1 : Model numérique et conditions aux limites.

IV.2.2. Effet du recouvrement linéaire sur les champs des contraintes résiduelles

Avant de procéder au couplage des deux techniques, il est important d'étudier l'effet du recouvrement linéaire sur l'état des déformations plastiques équivalentes et des contraintes résiduelles. Cette première étude a pour but de mettre en évidence :

- ✓ L'effet du recouvrement linéaire
- ✓ L'homogénéité (la distribution) et le niveau de contrainte résiduelle (CR) en surface ;
- ✓ La répartition des CR (le profil de distribution et le gradient) en fonction de la profondeur ;
- ✓ L'anisotropie des champs de CR en surface et en profondeur.

Cette première simulation a pour but de mettre en évidence la contribution du traitement de surface par recouvrement linéaire de plusieurs impacts à l'état de contrainte résiduelle au bord du trou (sans expansion) et suivant la profondeur. Les profils des contraintes résiduelles ont été obtenus dans le plan de la face d'entrée, selon la direction tangentielle à la surface des blocs impactés (partie supérieure du massif impacté figure (IV.2)). Les résultats de simulations de 50 impacts à un entraxe de 0.2 mm sur 7075-T6 sont présentés. Nous avons considéré des billes rigides animées d'une vitesse initiale de 100 m/s avec diamètre de la grenaille égale 0.4mm.

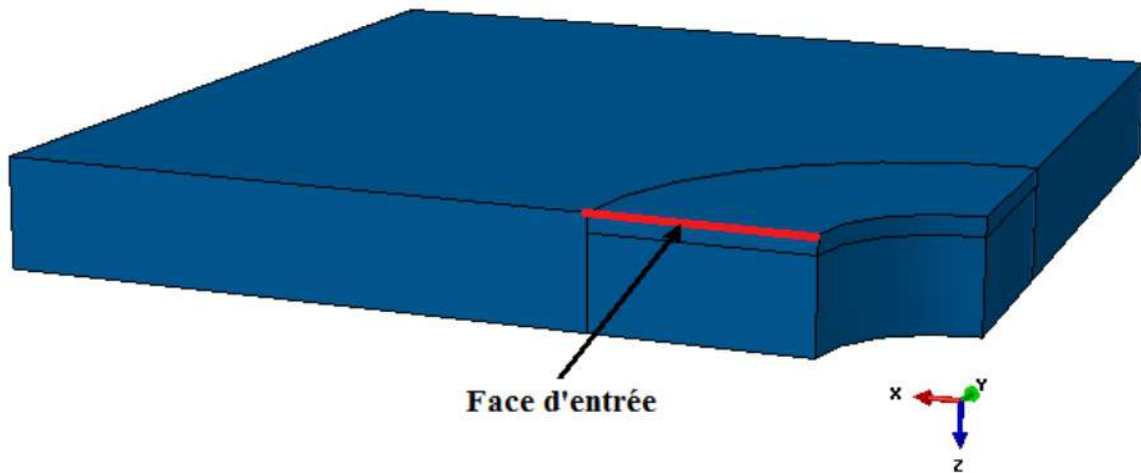


Figure IV.2 : Représentation des emplacements de profils contraintes résiduelles.

La figure (IV.3) présente le contour des niveaux de contrainte résiduelle, le premier résultat de ces simulations est la forte hétérogénéité de l'état de contrainte résiduelle en surface. Cette figure montre que les contraintes surfaciques sont en tension de l'ordre de 385 MPa elle décroît progressivement jusqu'à une valeur de -632 MPa en profondeur.

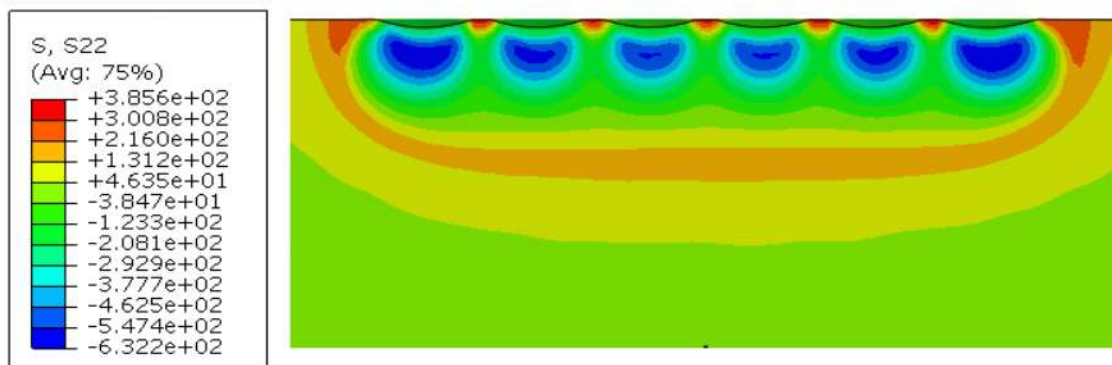


Figure IV.3 : Contour des contraintes résiduelles dans le massif.

La figure (IV.4) montre la distribution des contraintes résiduelles en surface du bord du trou avant l'expansion. L'analyse de cette figure, issue de la simulation, montre qu'une ondulation périodique

des contraintes résiduelles entre 380 et -150 MPa. Bien qu'il y ait des endroits encore sous tension, on pense qu'avec une plus grande couverture de grenailage, ceux-ci deviendraient compressifs.

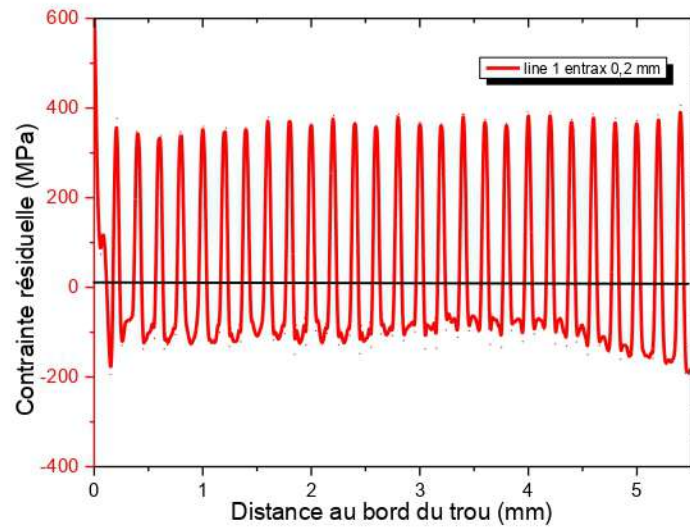


Figure IV.4 : Etats des contraintes résiduelles superficielles obtenus pour un entraxe 0.2mm.

Cette modélisation permet de donner moins d'indication quant à l'influence de la distance entre les billes et son profil suivant la profondeur. Pour bien comprendre l'effet de l'entraxe sur la distribution des contraintes résiduelles suivant la distance au bord du trou en profondeur, trois entraxes ont été étudiées (0.13, 0.16 et 0.2 mm).

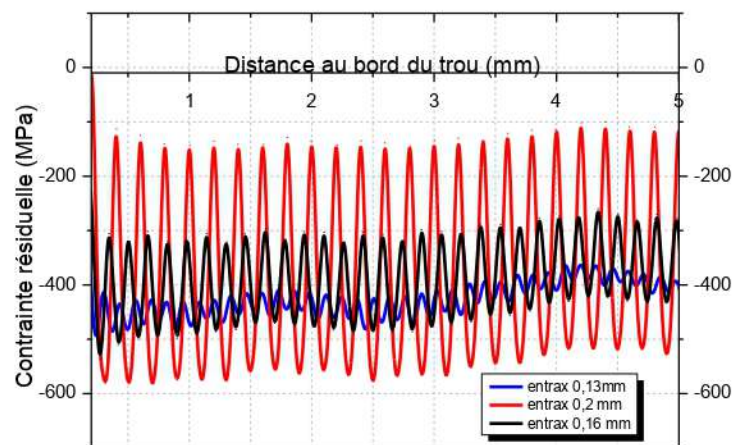


Figure IV.5 : Effet de l'entraxe d'impact sur la sur l'homogénéité des contraintes résiduelles en chemin 5 (profondeur 75 µm).

La figure (IV.5) illustre l'évolution des contraintes résiduelles pour différents entraxes suivant une profondeur de 75 µm. On constate que lorsque la valeur de l'entraxe diminue, la distribution des contraintes résiduelles devient homogène, par contre l'hétérogénéité du champ de contrainte résiduelle (contrainte maxi/contrainte mini) augmente également avec l'entraxe. Ainsi, un entraxe de 0.2mm qui correspond à un recouvrement de 75% génère des contraintes résiduelles comprises

entre -150 MPa et -550 MPa, et des contraintes résiduelles comprises entre -320 et -480 MPa pour un entraxe $e=0.16\text{mm}$, ce qui correspond à un recouvrement de 93%.

a) Profils des contraintes résiduelles au centre et milieu d'impact

Ce paragraphe a pour objectif d'observer la dépendance des résultats obtenus au centre et entre les impacts (figure IV.6).

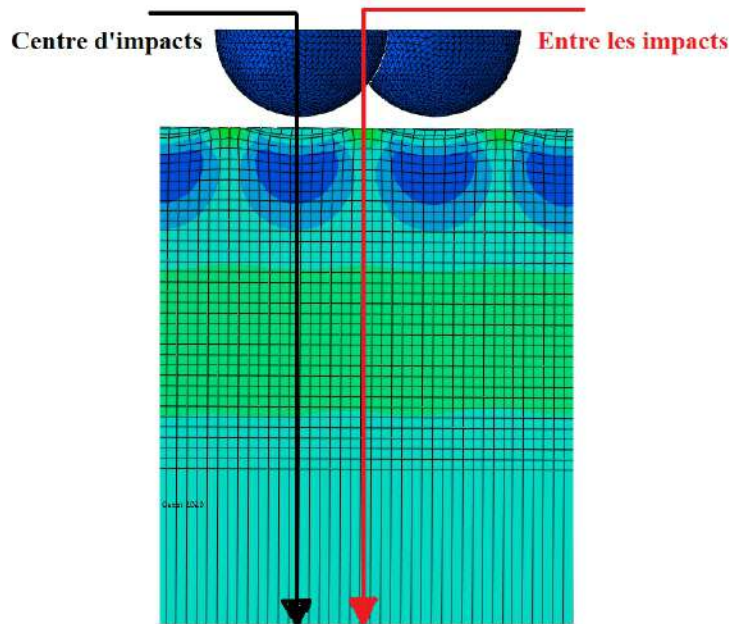


Figure IV.6 : Représentation des emplacements de profils contraintes résiduelles.

Les résultats de simulations de 50 impacts à un entraxe de 0.2 mm sur 7075-T6 sont présentés, avec diamètre de la grenaille égale 0.4mm et vitesse de tir 100m/s.

La figure (IV.7) montre l'état de contrainte en profondeur obtenu pour les trois taux de recouvrement au centre et entre les impacts. La vitesse, l'angle et le diamètre de la grenaille seront maintenus constants dans le reste des calculs ($\theta = 90^\circ$, $D = 0.04\text{mm}$, $V = 100\text{m/s}$).

Nous pouvons toutefois remarquer que le niveau maximal des contraintes résiduelles est localisé au centre d'impact, par contre, les faibles valeurs des contraintes résiduelles sont enregistré entre les impacts (-750 MPa au centre contre -100 MPa entre impacts). Ces niveaux augmentent proportionnellement avec le taux de recouvrement entre les impacts, par contre, elles sont inversement proportionnelles au centre des impacts.

Il en résulte que plus la distance entre les axes d'impact des billes est petite, plus les contraintes résiduelles ont une répartition uniforme. Cette simulation permet donc de conclure sur les effets

bénéfiques d'un meilleur taux de recouvrement dans le cas d'un traitement par grenailage de précontrainte.

On plus, nous remarquons, que la zone affectée par le traitement augmente proportionnellement avec le taux de recouvrement. Nous pouvons observer aussi, que plus l'entraxe est faible (un taux de recouvrement important) plus les contraintes sont homogènes. En effet, une homogénéisation des contraintes résiduelles est observée pour un taux de recouvrement 0.13 qui correspond à un taux de recouvrement de 115%.

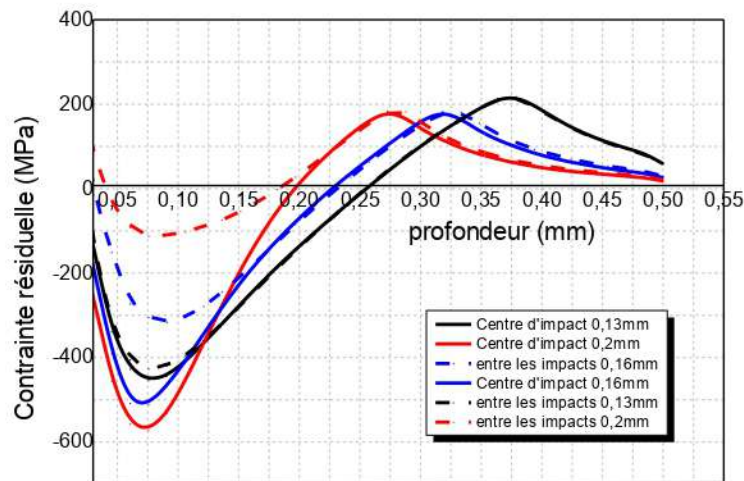


Figure IV.7 : L'état de contrainte en profondeur obtenu pour les trois taux de recouvrement au centre et entre les impacts.

Pour mieux cerner l'influence de l'entraxe sur les contraintes résiduelles nous avons étudié l'évolution de la moyenne de ces derniers en variant l'entraxe. La figure (IV.8) présente la moyenne des contraintes résiduelles suivant la distance au bord du trou pour les trois entraxes. On peut voir clairement que les contraintes résiduelles sont inversement proportionnelles à l'entraxe. Cette figure confirme le résultat obtenu dans la figure (IV.7).

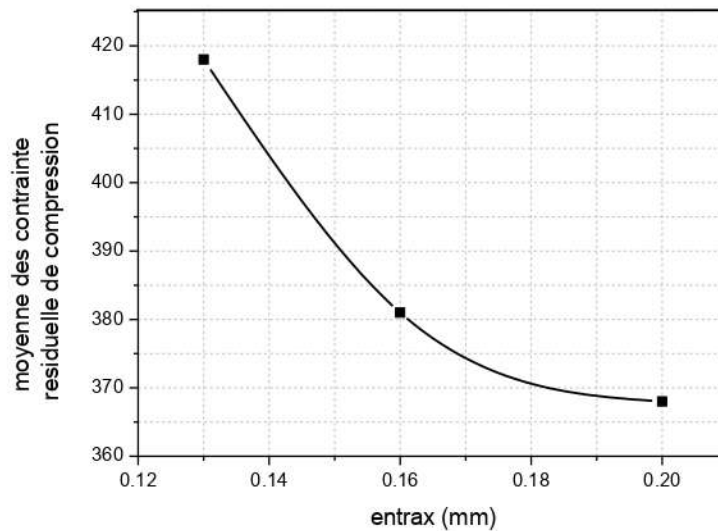


Figure IV.8 : La moyenne des contraintes résiduelles en fonction de l'entraxe.

b) Profils des déformations plastiques équivalentes au centre et milieu d'impact

Nous avons également étudié l'effet de l'entraxe sur les déformations plastiques équivalentes. La figure (IV.9) illustre cette variation en fonction de l'entraxe au centre des impacts et entre les impacts suivant la profondeur. Nous remarquons que la distribution des déformations plastiques équivalentes est sensiblement différente avec un niveau de déformation compris entre 0.0152 et 0.12 dans une zone de profondeur 75 μm pour un entraxe de 0.13 mm, contre une déformation atteint des niveaux beaucoup plus élevés, de l'ordre 0.15 pour un entraxe de 0.2 mm.

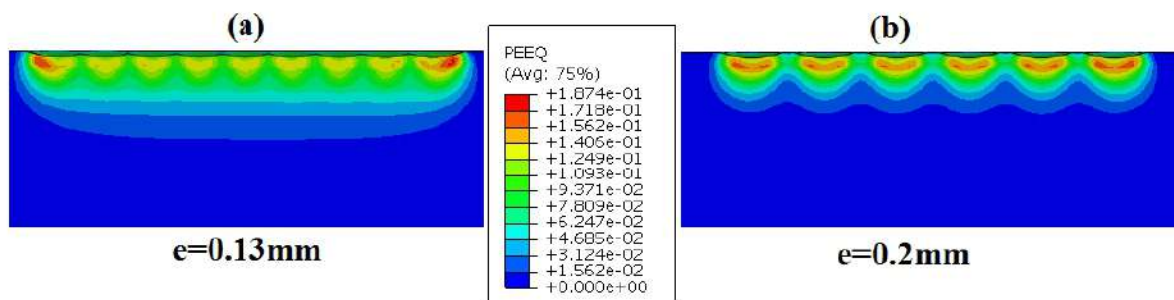


Figure IV.9 : Contours des déformations plastiques équivalentes pour deux entraxes ($e=0.13$ et 0.2mm)

Afin d'analyser plus finement les résultats des simulations et de les comparer, les profils de déformation au centre des impacts et entre les impacts Figure (IV.9) ont été extraits.

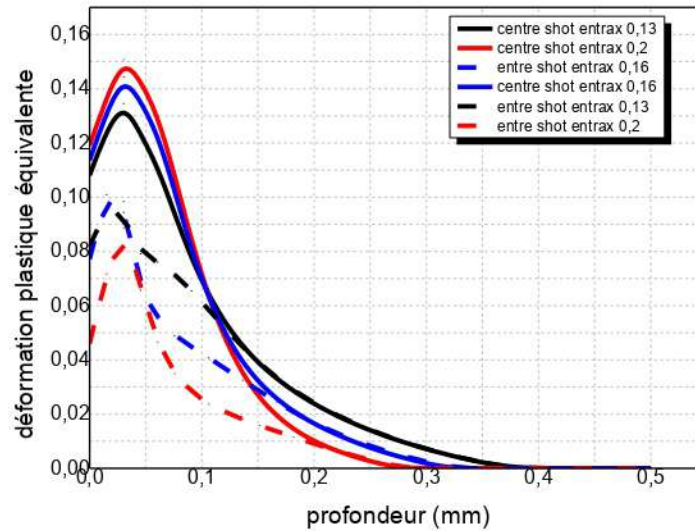


Figure IV.10 : Variation de déformation plastique équivalente en fonction de l'entraxe (e).

La figure (IV.10) montre que la valeur maximale de déformation plastique équivalente est proportionnelle à l'entraxe au centre des impacts. Par contre, elle est inversement proportionnelle à l'entraxe entre les impacts. Nous pouvons également conclure, que l'augmentation de l'entraxe entraîne une augmentation de la déformation équivalente au centre des impacts, par contre son augmentation entraîne une diminution des déformations entre les impacts, cette diminution est justifié par l'absence de traitement entre les billes.

IV.2.3. Effet du recouvrement sur l'état de surface

Au-delà de la variation des entraxes, il est également intéressant de regarder l'effet que peut avoir le recouvrement entre impacts (distance entre les centres des impacts) sur l'état de surface voir figure (IV.11).

En comparant les résultats d'un recouvrement des entraxes de 0.13, 0.16 et 0.2 qui correspondent respectivement à des recouvrements de 115%, 93% et 75 %. Nous pouvons voir que les pics des déplacements sont beaucoup moins importants pour les faibles entraxes. Par contre il n'y a pas de différence sur la profondeur affectée.

La figure (IV.12) montre l'effet de l'entraxe sur l'état de surface représenté par le déplacement normal U_3 , selon la direction du traitement. L'analyse de cette figure montre une ondulation périodique des déplacements, cette période est faible dans le cas d'un important entraxe (0.13), elle augmente avec l'entraxe, ce qui engendre une rugosité importante provoquant des concentrations de contraintes, sources généralement d'initiation de défauts. En plus, nous remarquons que les déplacements sont entre 0 et $-155 \mu\text{m}$ pour un entraxe de 0.2 contre un déplacement entre -75.5 et $-155 \mu\text{m}$ pour un entraxe de 0.13 mm.

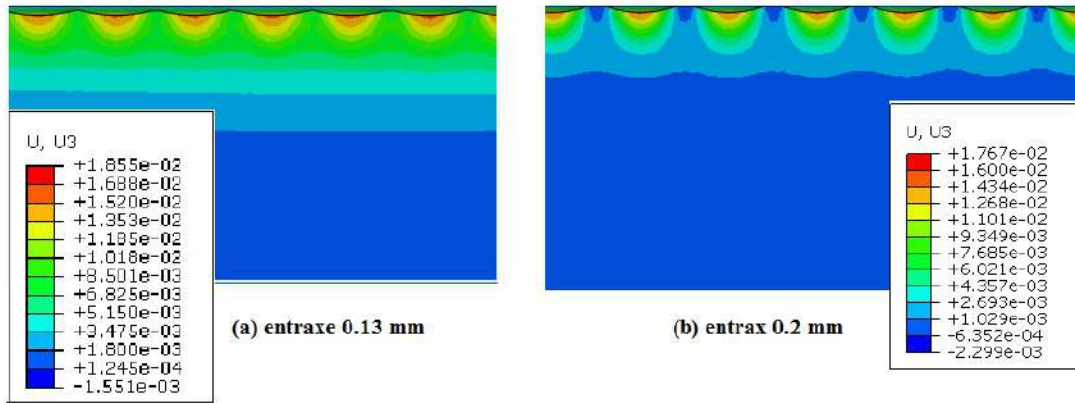


Figure IV.11 : Contours de l'état de surface pour les deux entraxe 0.2 et 0.13mm.

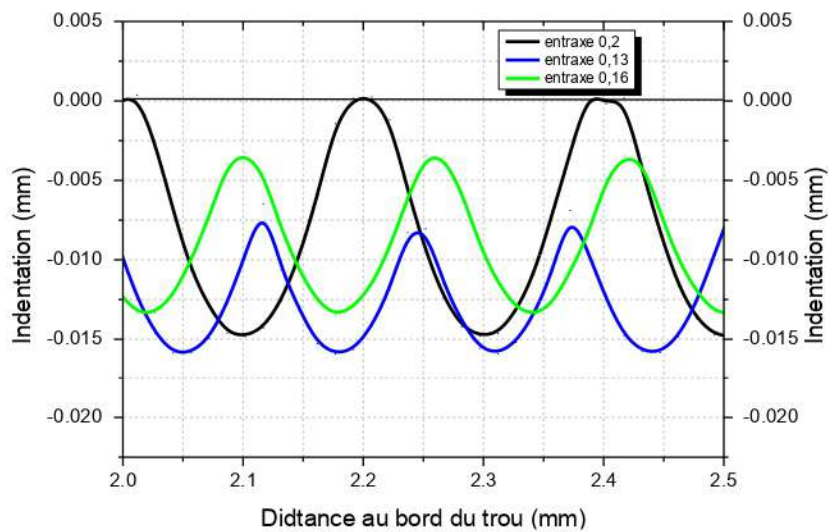


Figure IV.12 : Effet de l'entraxe sur l'état de surface.

IV.2.4. Profils des contraintes résiduelles en profondeur

Si les expériences ne permettent pas d'analyser les contraintes en profondeur au droit de l'impact, les simulations permettent d'extraire ces différents champs quelle que soit la direction d'analyse. Dans l'étude précédente, nous avons remarqué une hétérogénéité du champ de contrainte résiduelle et de déformation suivant la distance au bord du trou. Dans cette partie nous étudions les champs des contraintes résiduelles en profondeur, donc de considérer plusieurs chemins de représentation avec un pas de 15 μm . Ces 8 chemins correspondent, dans l'exemple présenté par la figure (IV.13).

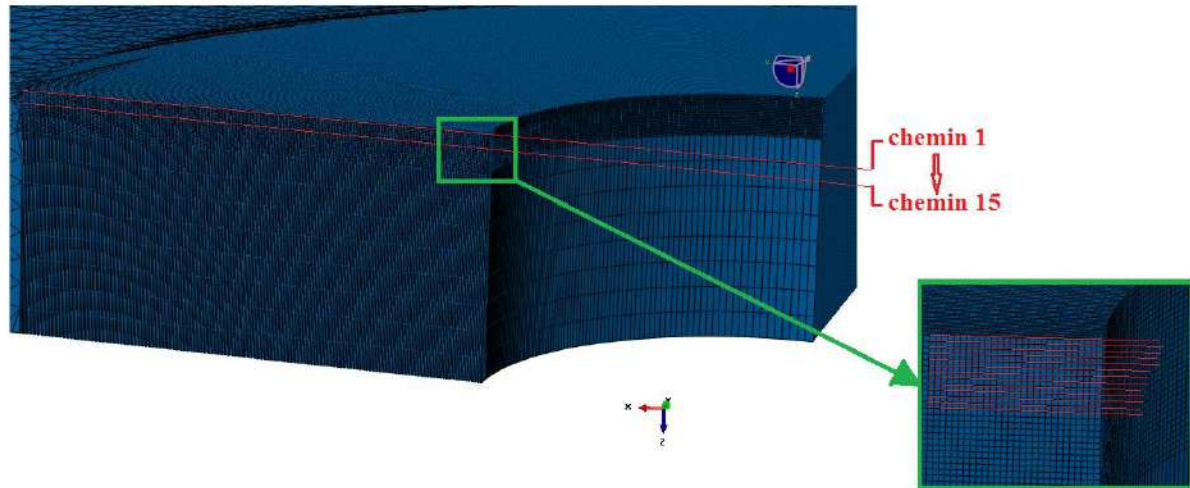


Figure IV.13 : Position des chemins d'analyse.

En observant la figure (IV.14), qui présente les résultats de la simulation d'un l'impact de 50 billes sur un massif infini, nous pouvons conclure que qu'il existait une forte concentration de contrainte sur le bord de l'impact. En particulier, sur le bord du trou, il est observé au bord de la zone impactée par les billes, un maximum de tension qui provient du fait que le massif n'est pas grenailé entièrement contrairement à ce qui est fait expérimentalement, la simulation montre aussi un maximum de contrainte de compression de l'ordre de -600 MPa.

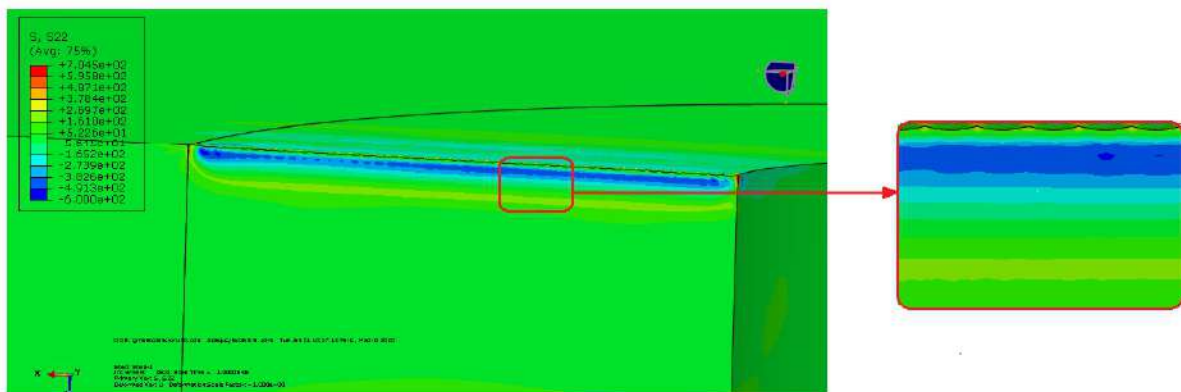


Figure IV.14 : Contour des contraintes résiduelles entraxe 0.13mm.

La figure (IV.15) donne la distribution des contraintes résiduelles en profondeur, la première conséquence de cette simulation est la forte hétérogénéité de l'état de contrainte résiduelle en surface qui s'estompe progressivement en sous-couche figure (IV.14). Le deuxième résultat important est l'augmentent progressivement des contraintes résiduelles dans la sous-couche pour atteindre une valeur maximale de -540 MPa à environ 105 μm , au-delà de cette distance les contraintes diminuent de nouveau pour atteindre des faibles valeurs de contraintes (-100 MPa) à

environ $225 \mu\text{m}$. On conclut donc que les contraintes résiduelles en profondeur sont beaucoup plus homogènes qu'en surface.

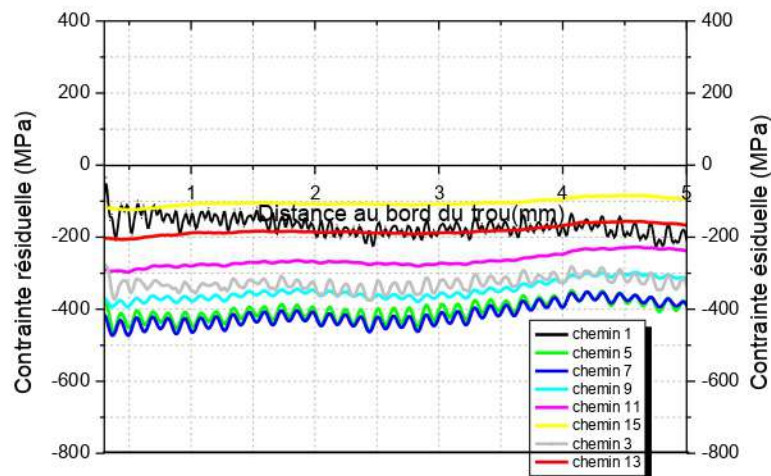


Figure IV.15 : L'état des contraintes résiduelles en sous couche pour différentes profondeurs.

IV.2.5. Anisotropie du champ de contrainte résiduelle

Afin de vérifier l'anisotropie du champ de contrainte résiduelle, nous avons étudié les profils de ces contraintes dans la direction de la ligne de recouvrement (suivant x) et celle perpendiculaire (suivant y) voir figure (IV.16).

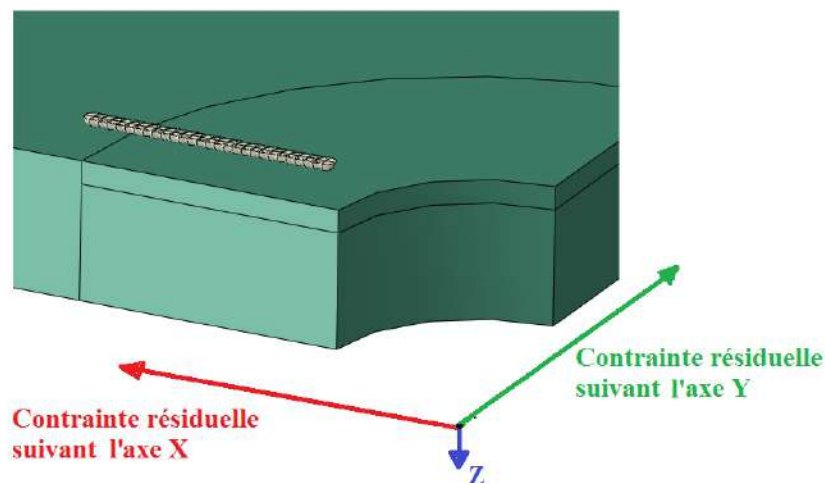


Figure IV.16 : L'anisotropie du champ de contrainte résiduelle.

La figure (IV.17) illustre les profils des contraintes résiduelles dans les deux directions. La distribution des contraintes dans les deux directions, x et y respectivement est sensiblement différente avec un niveau de compression compris entre -550 MPa et -123 MPa dans une zone de profondeur $75 \mu\text{m}$.

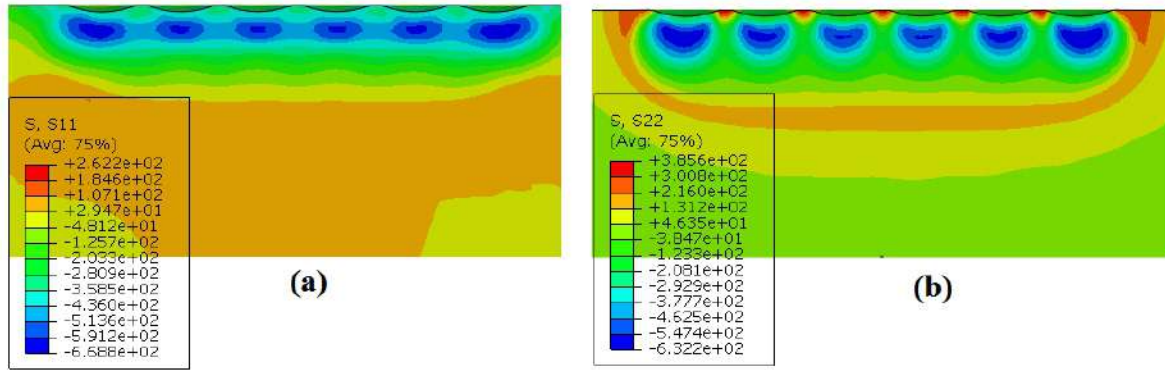


Figure IV.17 : Contours des contraintes résiduelles σ_{xx} et σ_{yy} .

Les contraintes simulées ont été analysées selon la direction du traitement et perpendiculaire au ce dernier à une profondeur de 75 μm . L'analyse de la figure (IV.18) montre une anisotropie des contraintes plus importante suivant la direction y. En effet, une différence moyenne de 150 MPa est observée dans cette direction entre les contraintes σ_{xx} et σ_{yy} . On peut donc conclure que les valeurs des contraintes résiduelles σ_{xx} (selon le sens principal de la direction de traitement) sont supérieures aux CR σ_{yy} (dans le sens perpendiculaire à la direction de traitement).

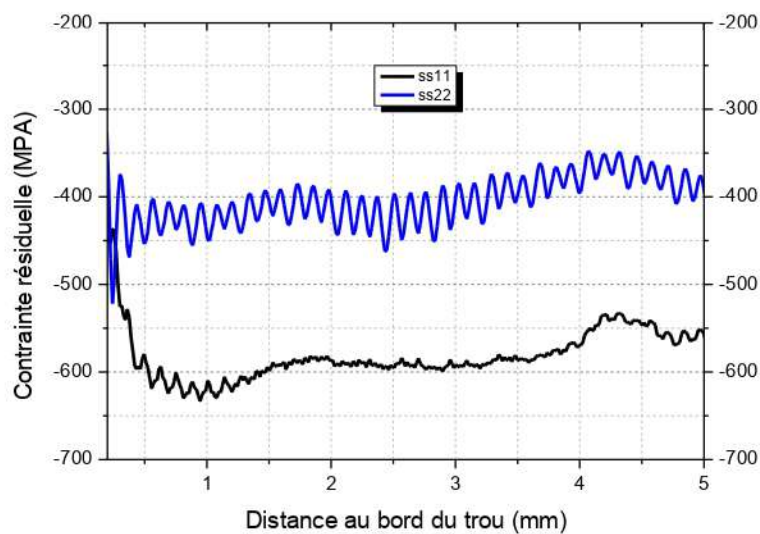


Figure IV.18 : L'anisotropie du champ de contraintes résiduelles ss11 et ss22 en chemin 5.

IV.3. Couplage des deux techniques (expansion et grenailage)

L'objectif de cette partie est de simuler le couplage des deux techniques (expansion et grenailage). Expérimentalement, le grenailage nécessite un nombre conséquent de billes impactant le massif, plusieurs milliers sur un massif infini. Cependant, en l'état actuel des puissances de calcul, il n'est pas possible d'en modéliser un nombre si important.

Cette étude a pour but de mettre en évidence la contribution du traitement de surface par recouvrement linéaire de plusieurs impacts à l'état de contrainte résiduelle d'une zone donnée.

Deux méthodes peuvent être utilisées pour simuler le couplage entre les deux techniques (expansion et grenailage) : la première, consiste à simuler l'expansion et le grenailage ensemble, cette méthode est peu pratique en raison du grand nombre d'incrémentes requis pour terminer la partie de la simulation. La seconde méthode, la plus efficace consiste à modéliser séparément les techniques de réparations, l'expansion dans un premier. En conséquence, l'historique des contraintes et déformations peut être calculé dans une analyse d'expansion découplée et, par la suite, les introduire comme un champ prédéfini dans une analyse des contraintes et déformations (figure IV.19).

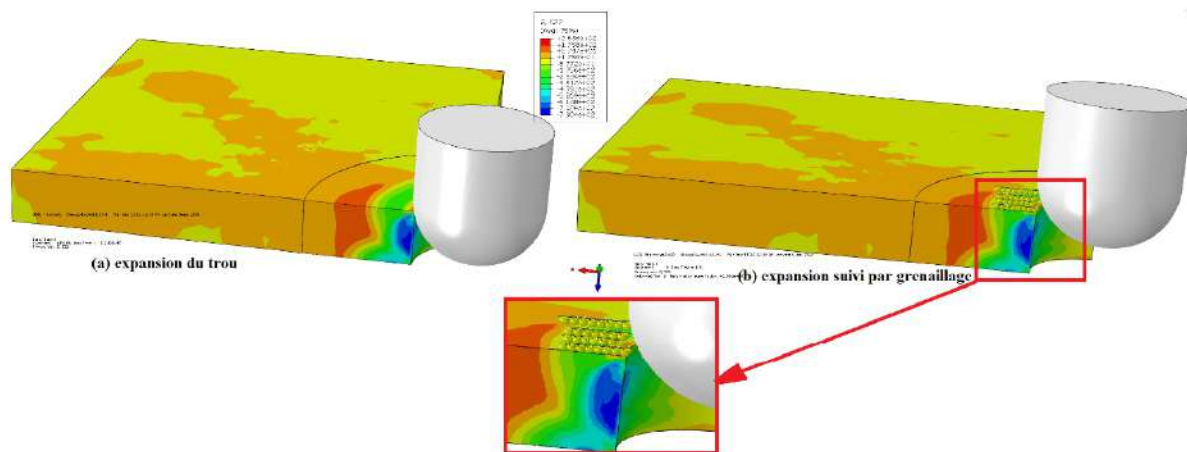


Figure IV.19 : Simulation de la cinématique représentative du procédé d'expansion suivi par grenailage.

IV.3.1. Model et conditions aux limites

Le massif utilisé est carré de 70 mm de côté et une épaisseur de 3 mm contient un trou central. Il a subi un grenailage linéaire d'un projectile de 0.4 mm de diamètre, une vitesse 100 m/s et un angle de projection de 90° sur une zone de 6mm au bord du trou.

Le choix de cette zone se justifie par l'étude précédente de la technique d'expansion du trou. Cette zone sera sollicitée par le chargement des billes. Les éléments qui forment la zone (1) sont des briques quadratiques C3D8R à intégration réduite hautement raffinée pour assurer la convergence. La taille des éléments est de 0.015 mm suivant la largeur et l'épaisseur. Puisque la zone de traitement est située dans l'axe de symétrie Y nous avons choisi des éléments croissance de 0.015 à 0.1 mm au bord du trou. Cette zone comprend 1440846 éléments et 1501440 nœud. Ensuite, vient une zone (2) inférieure, d'épaisseur 2 mm constituée d'éléments quadratiques plus grands dans la profondeur.

Cette zone n'est pas effectuée par le traitement du grenailage, par contre dans la technique de l'expansion les zones (1) et (2) sont effectuées, le reste de la pièce constitué d'éléments triangulaires C3D10M de grandes dimensions voir figure (IV.20).

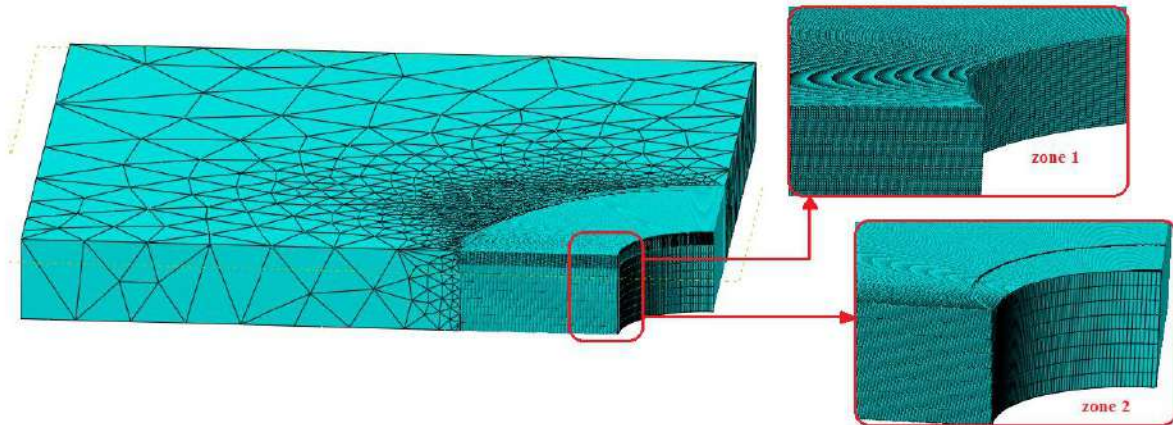


Figure IV.20 : Maillage du massif.

Les billes sont maillées en éléments hexaédriques. Le maillage est illustré par la figure (IV.21) comprend 456792 éléments et 466146 nœuds.

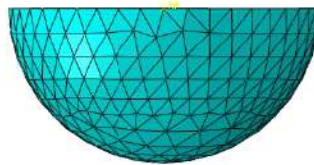


Figure IV.21 : Maillage de la bille.

IV.3.2. Effet de la zone de traitement sur l'évolution des contraintes résiduelles

Après avoir étudié l'effet du recouvrement sur l'évolution des contraintes résiduelles dans le cas d'un grenailage seul, nous avons également étudié l'influence de la zone du traitement sur l'évolution des contraintes résiduelles dans le cas du couplage des deux techniques (expansion/grenailage). Dans les quatre cas étudiés, plusieurs impacts ont été réalisés. La figure (IV.22) illustre les contours des contraintes résiduelles pour trois zones de traitement 1, 1.5 et en fin 1.8mm du bord du trou. L'analyse de cette figure montre que plus la zone de recouvrement est grande plus les contraintes sont homogènes dans la face d'entrée et de sortie.

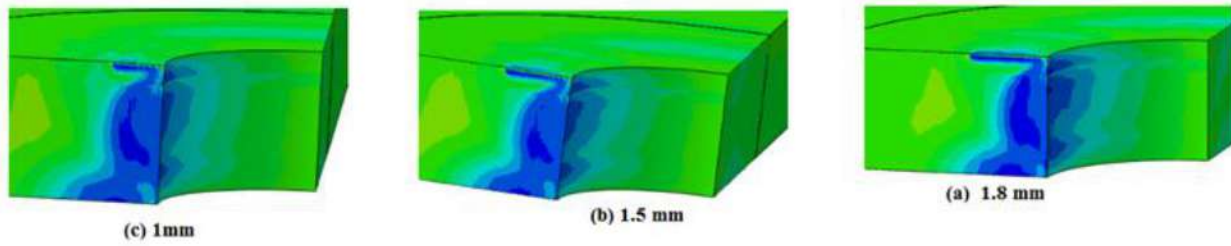


Figure IV.22 : Contours des contraintes résiduelles expansion suivie par grenailage.

Les profils de contraintes résiduelles suivant la direction y sont extraits suivant une profondeur de $15\mu\text{m}$ sur le plan de symétrie situé à gauche du bord du trou, pour cinq zones de traitement 1, 1.5, 1.8, 2.5 mm et en fin 3.5 mm du bord du trou dans la face d'entrée (figure IV.23).

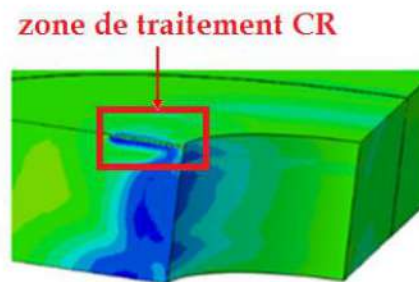


Figure IV.23 : Zone de traitement des CR.

L'influence d'une augmentation de la zone de traitement vis-à-vis des contraintes résiduelles superficielles peut être résumée ainsi :

- Les niveaux des contraintes résiduelles augmentent avec la zone de traitement.
- Les contraintes au bord du trou sont faibles.
- La zone plastique augmente avec la zone de traitement.
- L'hétérogénéité du champ de contrainte résiduelle (contrainte maxi/contrainte mini) augmente avec la zone de traitement.
- Le niveau des contraintes au bord de la zone traitée sont importants (en traction).

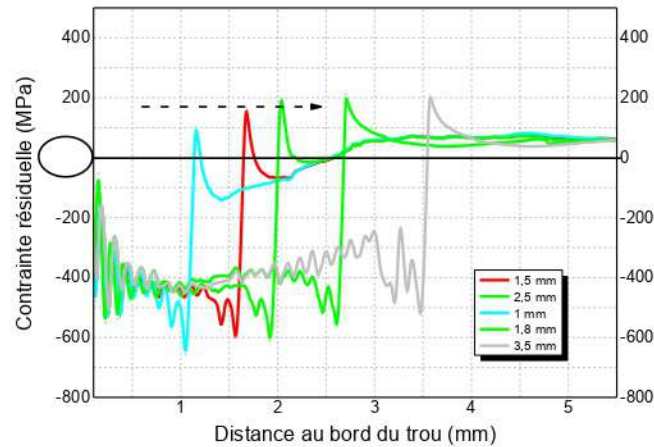


Figure IV.24 : Effet de la zone de traitement sur le profil de CR.

Dans ce paragraphe, nous allons comparer le profil de contraintes résiduelles après l'application du grenailage sur un trou expansé dans la face d'entrée et de sortie pour cinq zones de traitement 1, 1.5, 1.8, 2.5 et en fin 3.5 mm du bord du trou. L'analyse de la courbe de figure (IV.24) montre que la plastification engendrée par grenailage se décompose en trois zones, à commencer par une zone à faible contrainte en compression au bord du trou, ces contraintes continuent de diminuer jusqu'à ce qu'elle atteigne une valeur maximale, au bord de la zone traitée les contraintes sont en traction. Ensuite nous avons une zone de transition où les contraintes régressent vers une valeur nulle.

Nous présentons sur la figure (IV.25) une comparaison entre les résultats issus des simulations étudiant l'effet de la zone traitée sur l'évolution des contraintes résiduelles dans la face d'entrée et de sortie avant et après le grenailage d'un trou expansé.

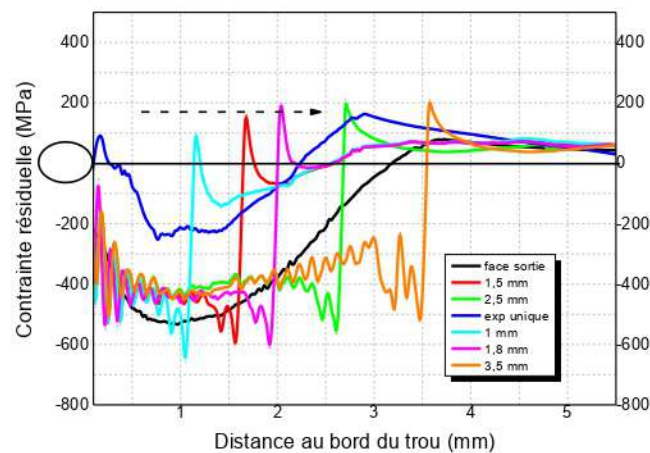


Figure IV.25 : Comparaison des CR dans un trou expansé et un trou expansé suivie par grenailage pour différents zones de traitement.

Avant grenailage et après l'expansion, il a été observé une contrainte de traction au bord du trou, cette contrainte diminue pour atteindre une valeur maximale (en valeur absolue) à 1 mm du bord du trou, puis elle augmente vers une valeur maximale à 2.75mm du bord du trou. Après une transition de contrainte de compression à une contrainte de traction. La contrainte de traction diminue progressivement de manière asymptotique.

Après grenailage de précontrainte d'un trou expansé (couplage), nous observons que les contraintes au bord du trou en face d'entrer sont constantes est égale aux celle de la face de sortie quelle que soit la zone de traitement. On peut remarquer aussi une transition de contrainte de traction d'un trou expansé à une contrainte de compression après le couplage des deux techniques (expansion/grenailage). En effet, la différence entre les contraintes générées par expansion et après l'utilisation du grenailage comme technique de réparation complémentaire à la technique de l'expansion est plus marquée : il y a une différence de plus de -300 MPa au bord du trou dans la face d'entrée. Cette différence est bénéfique puisque les contraintes de compression s'ajoutent dans cette zone. En plus, nous constatons que l'augmentation de la zone de traitement entraîne une augmentation de la contrainte maximale de compression et de la zone plastique des contraintes résiduelles de compression ainsi qu'une diminution de la contrainte maximale de traction. D'autre part, on peut également observer une forte contrainte maximale de compression. Cela montre l'effet bénéfique du couplage des deux techniques (expansion/grenailage).

Cette simulation permet donc de conclure que le couplage des deux techniques engendre une transition de contrainte de traction à une contrainte de compression au bord du trou, ces contraintes sont constantes quelle que soit la zone de traitement. Nous pouvons aussi constater que le couplage des deux techniques entraîne une diminution de la contrainte maximale de traction en face d'entrée, ces contraintes sont inférieures aux celles de la face d'entrer.

Bien que cette simulation permette de montrer l'effet bénéfique du couplage des deux techniques (expansion/grenailage), nous remarquons que la zone des contraintes maximales affectée par le couplage des deux techniques dans la face d'entrée est inférieure à celle obtenue par expansion dans la face de sortie.

IV.3.3. Effet stratégies de traitement

Avant de se lancer dans l'analyse des résultats, il est nécessaire de procéder à l'influence de la stratégie de traitement sur les contraintes résiduelles.

L'obtention des contraintes résiduelles de compression est un objectif important de ce type de procédé, si ce n'est le principal. Dans cette partie deux stratégies de traitement sont considérées (voir figure IV.26), tout en gardant le taux de recouvrement constant (115%) qui correspond à 14

billes sur une zone de traitement fixée à 1.8 mm, la première méthode consiste à bombarder la zone de traitement par une seule ligne sachant que le contact entre les billes et la plaque se fait en même temps (figure IV.26-a). Dans la deuxième méthode nous avons choisi deux rangés, chaque rangée possède 7 billes avec une distance de 0.26 mm entre les billes (figure IV.26-b).

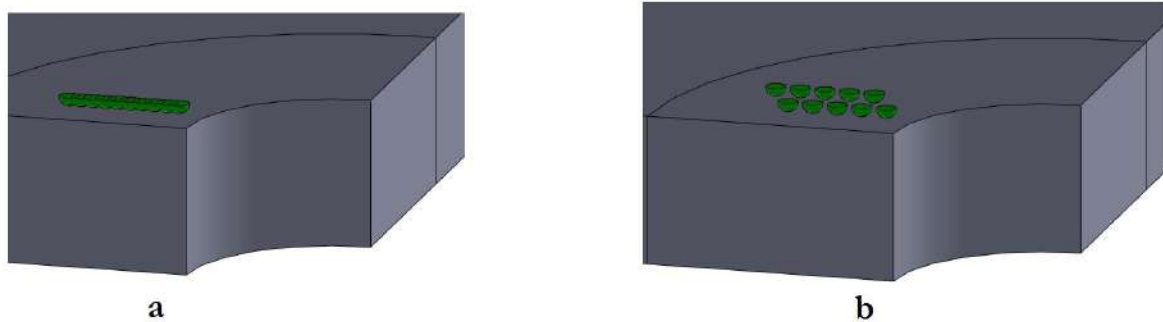


Figure IV.26 : Stratégies de traitement utilisées pour l'étude du recouvrement.

La figure (IV.27) présente les contours de contraintes résiduelles au bord du trou des deux stratégies. À partir de ces contours on peut voir que les contraintes de compression se sont développées dans une région directement sous l'impact du tir. Le traitement par une seule ligne (première stratégie figure IV.27-a) introduire une zone de compression plus homogène et plus grande que celui d'un traitement à deux rangés (stratégies b figure IV.27-b).

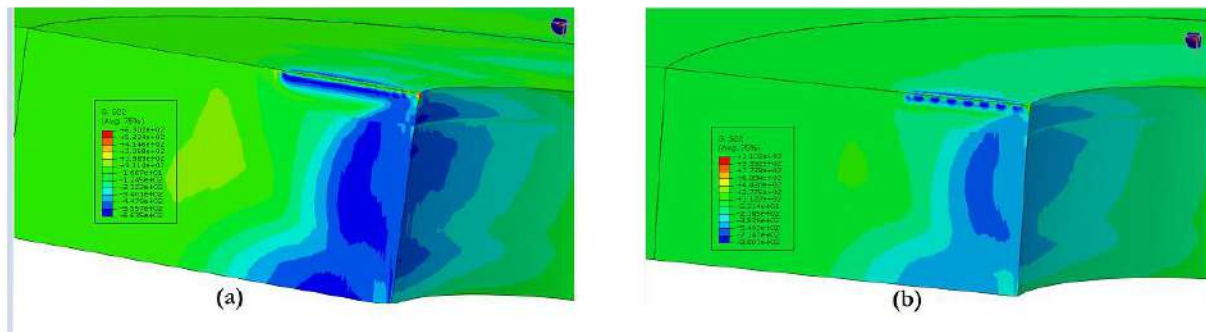


Figure IV.27 : Contours des contraintes résiduelles ; (a) une seule rangée avec une seule ligne
(b) 1 rangé avec 2 lignes.

La figure (IV.28) propose d'observer la phénoménologie d'établissement des contraintes résiduelles en surface et sur une profondeur de 0.12 mm par une seule ligne de traitement et aussi après le traitement par deux rangés.

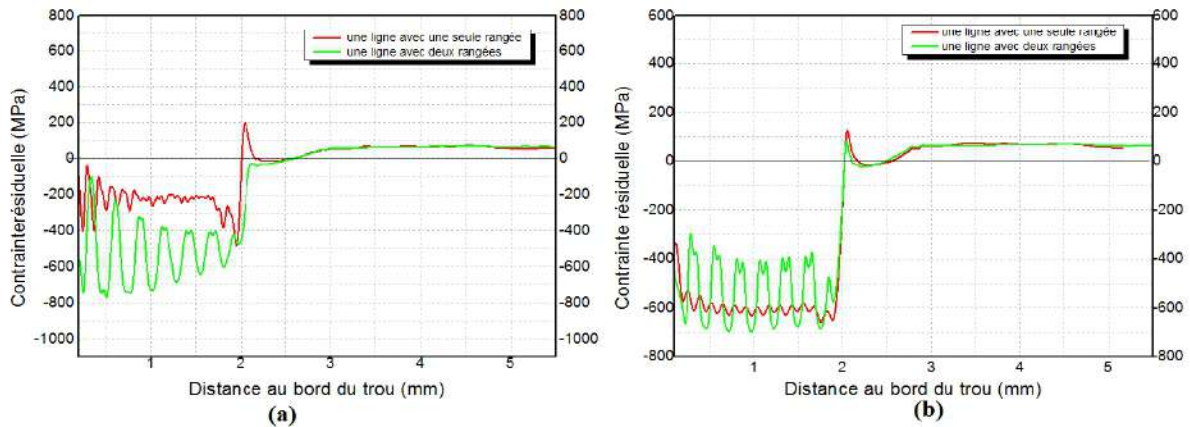


Figure IV.28 : Distribution des CR de deux méthode de traitement (a) superficielle (b) 0.12 de profondeur.

La figure (IV.28-a) montre que la distribution des CR est plus faible sous la surface de la cible dans le cas d'un un seul rangé avec une seule ligne, où la contrainte atteint une valeur comprise entre -200 MPa et 400 MPa. Par contre, la seconde stratégie de traitement donne des valeurs maximales de CR comprises entre -300 MPa et 650 MPa. Nous notons aussi qu'un écart important entre les contraintes maximales et minimales au bord du trou, ceci est dû aux fortes contraintes générées par l'expansion avant le couplage. Cet écart diminue progressivement en s'éloignant de bord du trou. Au-delà de 2 mm, les contraintes résiduelles reprennent des valeurs maximales. En effet, à partir de cette longueur qui correspond à la zone plastique créer par l'expansion, nous enregistrons des contraintes de traction, ces contraintes réduit considérablement les contraintes résiduelles après le couplage des deux techniques (expansion/grenailage).

Concernant les contraintes résiduelles à une profondeur de 0.12 mm (figure IV.28-b), nous enregistrons des écarts importants entre les contraintes maximales et minimales atteintes jusqu' à -300MPa dans le cas d'un traitement à deux rangé, par contre la distribution de CR est plus stable dans le cas d'un traitement à une seule rangée.

En conclusion, l'étude de l'influence de la stratégie de traitement nous montre que les contraintes de compression augmentent avec le nombre de rangée de traitement. Les contraintes sont également plus homogènes en profondeur qu'en surface dans le traitement par une seule ligne.

On s'intéresse dans cette partie à l'étude d'une troisième stratégie de traitement, c'est le cas d'un recouvrement surfacique, nous avons considéré deux lignes de traitement avec quatre rangés afin de visualiser l'effet de la surface traité sur la distribution des CR au niveau de l'axe de symétrie (figure IV.29).

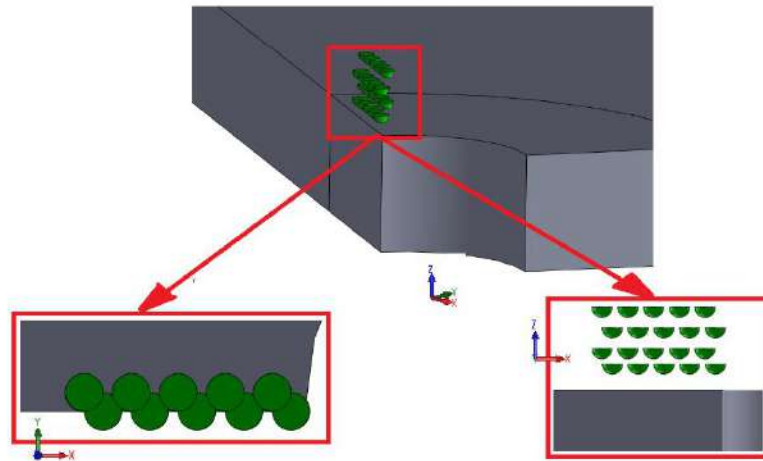


Figure IV.29 : Stratégie de recouvrement surfacique.

Ce qui concerne le recouvrement surfacique, nous avons comparé les contraintes résiduelles induites par un traitement surfacique à celle générée par un traitement linéaire en surface et sur une profondeur de 0.12 mm, cette variation est illustrée respectivement dans les figures (IV.30-a) et (IV.30-b).

L'analyse de la figure (IV.30) montre un comportement identique des cas précédents où les contraintes maximales sont localisées sur le bord du trou.

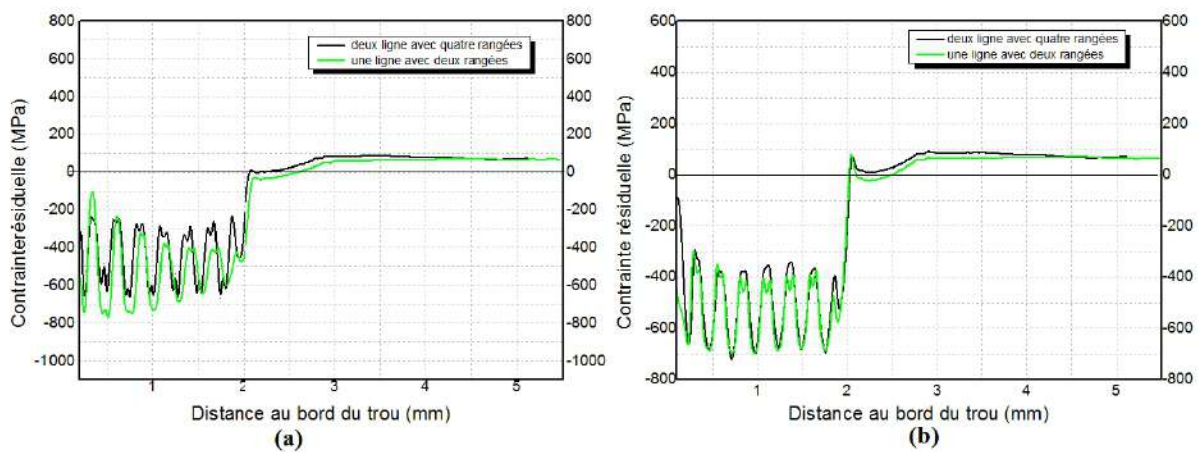


Figure IV.30 : Effet de recouvrement surfacique sur l'évolution des CR.

Le tableau (IV.1) donne une comparaison entre les différentes stratégies de traitement. Ce dernier montre clairement que lorsque les billes bombardent la surface de cible au même temps donne une zone de traitement plus grande et stable que les autres cas.

Types de méthode	Moyenne CR (MPa)
Une ligne avec une seule rangée	-561
Une ligne avec deux rangées	-505
Trois lignes avec quatre rangées	-464

Tableau IV.1 : Comparaison des contraintes moyennes suivant la distance de traitement.

IV.3.4. Etude de l'uniformité des champs de contraintes résiduelles

Précédemment, nous avons montré que les niveaux des contraintes résiduelles, l'hétérogénéité des champs des contraintes ainsi que la zone plastique augmentent avec la zone de traitement, ceci est valable en surface par rapport à l'axe central du projectile. Il est important d'étudier l'évolution des contraintes résiduelles suivant d'autres chemins.

Dans cette section, nous étudions l'uniformité des champs de contraintes résiduelles suivant différents chemins en profondeur, pour cela nous utilisons un projectile ayant une vitesse de 100 m/s, un diamètre de 0.4 mm et un entraxe est égal à 0.13 mm sur une zone de traitement de 5,5 mm, avec un espacement entre les chemins de 15 μm .

Les profils de contraintes résiduelles suivant la direction X sont extraits suivant 12 chemins en profondeur avec un espacement entre les chemins de 15 μm .

La figure (IV.31) présente les courbes des contraintes résiduelles suivant différents chemins en profondeur après l'application du grenailage sur un trou expansé (couplage des deux techniques). À l'examen de la figure (IV.31), on remarque que la contrainte maximale de compression est d'autant plus forte que la distance par rapport à la surface est plus élevée, ceci est valable pour un chemin compris entre le premier et le huitième chemin (de la surface d'impact jusqu'à 120 μm en profondeur), au-delà de cette valeur nous remarquons une réduction des contraintes maximales de compression. En revanche, nous pouvons remarquer que les profils de contraintes résiduelles sont plus uniformes (homogènes) aux chemins plus loin de la surface de traitement.

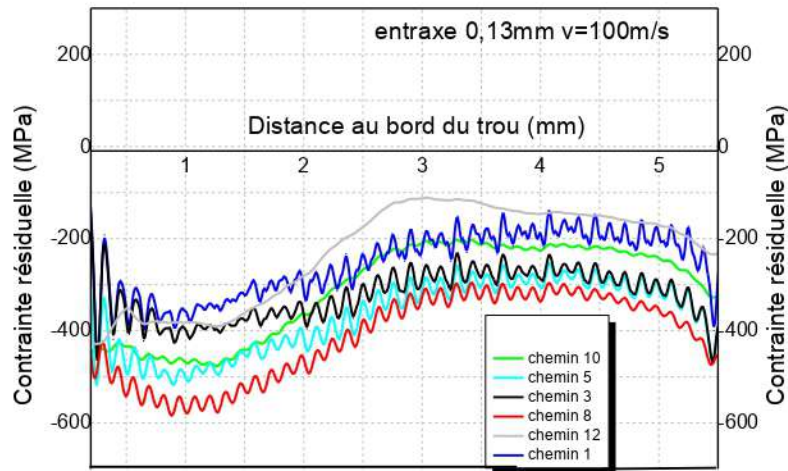


Figure IV.31 : Etude d'uniformité des contraintes dans la zone de contact en profondeur.

Après avoir étudié l'uniformité des contraintes résiduelles en profondeur, un stade de comparaison de ces contraintes dans le cas d'expansion et après l'utilisation du grenaillage comme technique de réparation complémentaire à la technique de l'expansion dans la face d'entrée et sortie respectivement devient plus intéressant. Nous rappelons que le but du couplage est d'homogénéiser les contraintes résiduelles dans les deux faces d'entrée et de sortie.

La figure (IV.32) illustre cette comparaison à une distance de 75 μm de la surface l'impact sur une longueur de recouvrement égale à 3 et 5mm, on peut voir clairement une transition de contrainte de traction d'un trou expansé à une contrainte de compression après le couplage des deux techniques (expansion/grenaillage). En effet, les différences observées sur les bords de la zone impactée sont importantes, les contraintes au bord de trou croît d'une valeur proche de 0 à -400 MPa (en valeur absolue) et les contraintes dans la face d'entrée d'un trou expansé deviennent égales aux contraintes enregistrées dans la face de sortie après expansion suivie par grenaillage.

En revanche, les contraintes résiduelles surfaciques ainsi que les contraintes maximales de compression dans les deux faces sont sensiblement les mêmes après le couplage des deux techniques, d'autre part, nous enregistrons une faible différence des contraintes maximales de traction dans les deux faces avant et après le couplage (180MPa après expansion contre 200MPa après couplage expansion/ grenaillage), l'homogénéité de ces contraintes est, visuellement, significative dans les deux faces.

Nous notons aussi que la taille de la zone plastique générée par expansion est plus proche que celle générée par le couplage (expansion/grenaillage), cette zone augmente avec l'augmentation de la longueur de recouvrement.

En conclusion, les deux techniques de traitements étudiés présentent une différence significative sur le champ de contraintes résiduelles générée par expansion ou par couplage expansion/grenailage. L'expansion suivie par grenailage a permis d'homogénéiser les contraintes résiduelles. Cependant, les contraintes résiduelles au bord du trou en face d'entrée et en face de sortie sont identiques. Ceci montre l'effet bénéfique du couplage du grenailage comme technique de réparation complémentaire à la technique de l'expansion afin de prolonger la durée de vie.

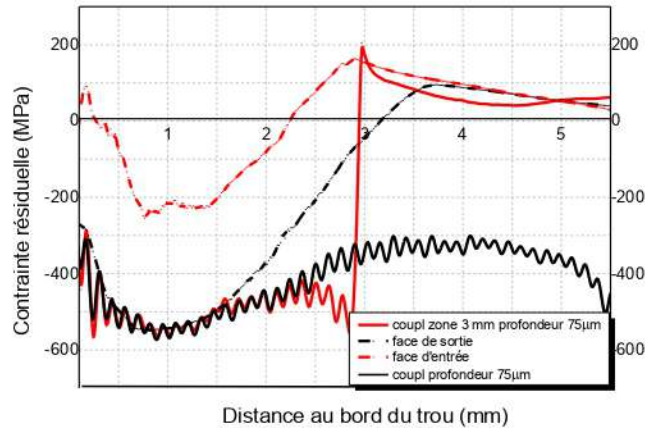


Figure IV.32 : Comparaison entre l'expansion seul et le couplage (expansion/grenailage).

IV.4. Couplage du grenailage suivi par l'expansion

Après l'amélioration de l'état des contraintes résiduelles à la face d'entrée par la méthode du couplage de l'expansion et du grenailage. Nous avons décidé d'étudier le couplage de l'expansion comme technique de réparation complémentaire à la technique du grenailage (grenailage suivi par l'expansion), afin de comparer l'efficacité des deux techniques par rapport au grenailage et l'expansion. Nous avons considéré le cas de 18 billes animées d'une vitesse initiale de 100 m/s et un entraxe de 0.13 mm sur une longueur de recouvrement égal à 5mm.

La partie gauche de la figure (IV.33) montre les contours des contraintes résiduelles obtenus par l'expansion suivie par le grenailage (figure IV.33-a) alors que la partie droite présente les résultats après grenailage suivi expansion (figure IV.33-b).

L'analyse des figures (IV.33-a et IV.33-b) montrent une différence importante entre les niveaux des contraintes en surfacique des deux techniques : expansion suivie par grenailage et grenailage suivi par expansion. En effet, nous observons clairement que les contraintes résiduelles générées par l'expansion suivie par grenailage et supérieure à celle obtenus par grenailage suivie par expansion.

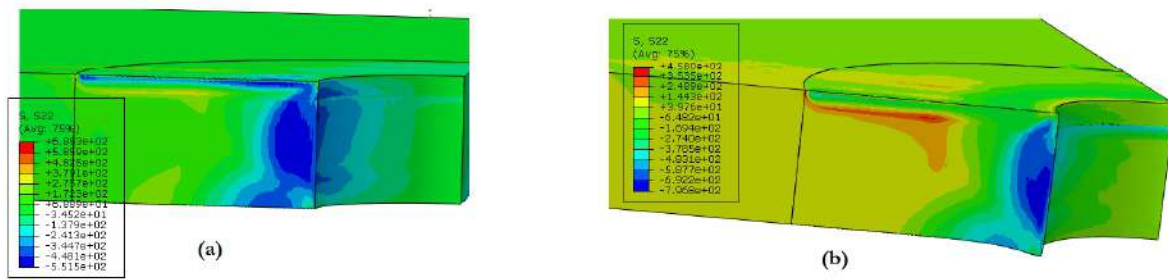


Figure IV.33 : Contours des contraintes résiduelles des deux techniques du couplage.

Pour mieux illustrer la différence entre les deux techniques de réparation, une comparaison des contraintes résiduelles dans les deux faces de différentes techniques (expansion, expansion suivi par grenailage et grenailage suivi par expansion) sur toute la zone traitée en surface est présentée. La figure (IV.34) illustre cette comparaison, dans le cas d'une expansion et grenailage suivi par expansion la différence des contraintes résiduelles au bord du trou induites par les deux procédés est négligeable (-30 MPa) en face d'entrée, alors que ces contraintes sont faibles par rapport aux contraintes générées par l'expansion suivie par grenailage.

La comparaison des deux techniques expansions et grenailage suivi par expansion montre que le niveau des contraintes résiduelles au bord du trou et les contraintes maximales de compression dans la face d'entrée ne change pas approximativement. En effet, les contraintes dans la face d'entrée d'un trou expansé restent toujours inférieures à celles générées par grenailage suivi par expansion. Cet effet semble dégrader le comportement en fatigue de la pièce traitée.

Ce résultat nous permet de confirmer que l'utilisation de l'expansion comme technique de réparation complémentaire au procédé du grenailage n'est pas recommandée dans le cas du renforcement des structures.

En revanche, l'utilisation du grenailage comme technique de réparation complémentaire a une influence importante sur le champ des contraintes résiduelles dans la face d'entrée, principalement sur la valeur de la contrainte maximale de compression et sur la valeur de la contrainte résiduelle superficielle qui passe d'une contrainte de traction vers une contrainte de compression. Ceci a un effet bénéfique sur le comportement en fatigue de la pièce traitée.

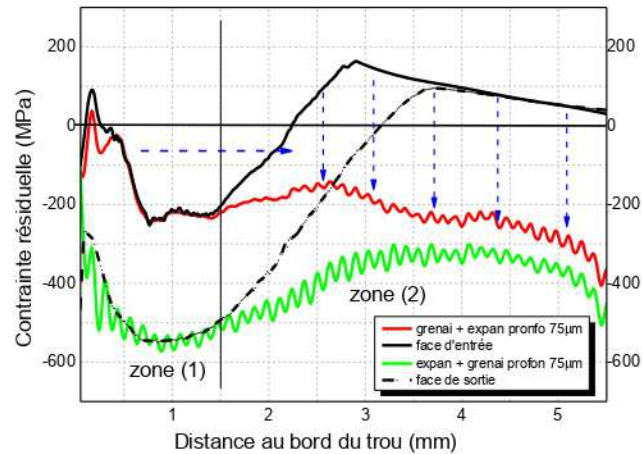


Figure IV.34 : Comparaison entre les deux techniques du couplage (expansion suivi par le grenailage et grenailage suivi par l'expansion).

En comparant les résultats de l'expansion suivie par grenailage avec les résultats du grenailage suivi par l'expansion, nous pouvons voir une différence flagrante et nous observons un décalage très important des champs de contraintes depuis le bord du trou. Les contraintes sont plus importantes à la surface et dans la profondeur pour le procédé expansion suivi par grenailage. En plus, nous remarquons une homogénéisation des contraintes dans les deux faces après l'utilisation du grenailage comme technique de réparation complémentaire à l'expansion. Ainsi, si l'on souhaite obtenir des contraintes homogènes dans les deux faces, il est nécessaire de précéder le grenailage par l'expansion sur une zone égale à la zone plastique créée par l'expansion. Cette zone est donnée par la relation (II.7) déterminé précédemment dans le second chapitre. Nous constatons aussi, que le grenailage suivi par l'expansion ne présente pas de différence significative sur le champ de contraintes résiduelles.

Conclusion et perspectives

Dans ce mémoire, nous nous sommes intéressés à la simulation des deux traitements de précontrainte mécanique que sont l'expansion et le grenailage de précontrainte. Au vu de l'étude bibliographique, il est avéré que les contraintes résiduelles générées par expansion dans la face d'entrée sont plus faibles par rapport à celle de la face de sortie, et la propagation de la fissure est plus rapide sur cette face.

Les objectifs de ce travail étaient, d'une part l'amélioration des contraintes résiduelles dans la face d'entrée et, d'autre part l'homogénéisation des contraintes résiduelles dans la face d'entrée et de sortie.

Dans du *premier temps*, notre travail de thèse s'est appuyé principalement sur simulation numérique de l'expansion à l'aide le code de calcul Abaqus 6.13. Cette étude numérique a également montré l'influence des différents paramètres de ce procédé sur la distribution des contraintes résiduelles ; il s'agit d'autant de paramètres à prendre en compte lors de la simulation numérique du procédé : degré d'expansion, épaisseur, coefficient de frottement ou encore les conditions aux limites du manchon.

Cette étude nous a montrés qu'après l'application de l'expansion du trou, la zone déformée génère des contraintes résiduelles de compression au bord du trou, ces derniers ne sont pas uniformes en profondeur de l'épaisseur, elles sont plus faibles en face d'entrée que celle de la face de sortie. Ceci montre que la face d'entrée est moins résistante à la fatigue.

L'étude de l'influence des différents paramètres de ce procédé sur l'évolution des contraintes résiduelles a permis de donner quelques conclusions :

- La zone de contraintes résiduelles de compression et la zone plastique augmentent avec l'augmentation du degré d'expansion.
- L'augmentation de l'épaisseur conduit à une légère croissance de la zone de contrainte résiduelle de compression. Par contre, l'augmentation de l'épaisseur entraîne une diminution des contraintes résiduelles maximales de compression.
- Le frottement à une légère amélioration de l'étendue des contraintes résiduelles dans la face de sortie par contre dans la face d'entrée le frottement a réduit le niveau de contrainte maximale de compression.
- L'utilisation d'un manchon comme un corps élastique complet non fondu ou un manchon fondu avec une ouverture conduit à des contraintes identiques.

Pour compléter cette première étude numérique, un plan d'expérience a été utilisé en vue de déterminer les valeurs optimales des différents facteurs pour prédire les profils des contraintes résiduelles à n'importe quelles valeurs de ces facteurs, en proposant un modèle mathématique, qui a permis d'obtenir une meilleure description du profil des contraintes résiduelles. La validation du modèle confirme l'excellente qualité du modèle mathématique établi par la méthode des plans d'expériences. Il a ainsi été montré que les paramètres les plus influents sont dans l'ordre : degré d'expansion, limite élastique et l'épaisseur de la structure.

Bien que cette étude fournisse de nouvelles informations précieuses sur le processus d'expansion. Il est recommandé d'effectuer des calculs de la durée de vie des plaques ayant un trou expansé, en tenant compte de l'effet du champ de contraintes résiduelles cela permettrait une meilleure prédiction de la durée de vie d'une structure réparée par expansion.

Dans un *deuxième temps*, on a simulé numériquement l'influence des différents paramètres du procédé (diamètre d'impact, vitesse d'impact, taux de recouvrement,) sur l'état mécanique superficiel induit par grenailage de précontrainte, et surtout sur l'homogénéité du champ de contrainte. En complément de la simulation numérique une prédiction et optimisation des contraintes résiduelles induites par grenailage ont été réalisés.

L'étude numérique avec la méthode des plans d'expériences du grenailage de précontrainte, permet de tirer les conclusions suivantes :

- Les paramètres examinés (contraintes résiduelles maximales, profondeur écroui, déformations plastiques équivalentes) augmentent avec la vitesse. Cette augmentation est due à l'accroissement de l'impédance de choc avec la vitesse. En revanche, cette augmentation de vitesse pourrait être néfaste.
- Les valeurs maximales des contraintes résiduelles sont indépendantes du diamètre du projectile. Cependant, la profondeur écrouie est importante car l'énergie transmise augmente avec le diamètre et maintient plus l'amplitude de choc.
- L'angle d'incidence du projectile doit être l'ordre de 85° , car le grenailage à 90° est techniquement difficile en raison de l'obstacle que créent les billes réfléchies aux billes incidentes.
- Les billes déformables absorbent une quantité d'énergie sous forme de déformation plastique lors de l'impact, tandis que les billes rigides absorbent une faible énergie (toute l'énergie cinétique est absorbée par la cible).

- La répétition d'impact a un côté bénéfique sur les contraintes résiduelles de compression mais au-delà de certains nombres elle ne semble pas porter une amélioration des caractéristiques du matériau mais peut lui causer des préjudices.
- Plus l'entraxe est faible plus les contraintes maximales de compression sont importantes et la surface du matériau est bien grenillée.

Pour finir, une étude numérique a été menée sur le couplage des deux techniques (grenillage/l'expansion), qui vise à améliorer les contraintes résiduelles dans la face d'entrée et homogénéiser les contraintes dans les deux faces. Plusieurs simulations sont réalisées, afin d'étudier l'influence du recouvrement linéaire sur l'évolution des contraintes résiduelles et l'état des déformations plastiques équivalentes, et enfin l'étudier du choix des différents facteurs qui peuvent influencer le processus du couplage.

L'étude de l'influence de la stratégie de traitement a montré que les contraintes maximales de compression augmentent avec le nombre de rangée de traitement. Lorsque les billes affecteront la surface de cible en même temps génère une zone de traitement plus grand et stable que les autres cas.

L'analyse des effets du recouvrement linéaire a révélé plusieurs aspects :

- Lorsque la valeur de l'entraxe diminue, la distribution des contraintes résiduelles devient homogène, par contre l'hétérogénéité du champ de contrainte résiduelle (contrainte maxi/contrainte mini) augmente également avec l'entraxe.
- Le niveau maximal des contraintes résiduelles est localisé au centre d'impact, par contre, les faibles valeurs des contraintes résiduelles sont enregistrées entre les impacts.
- L'augmentation du taux de recouvrement permet d'obtenir un champ de contrainte plus homogène ainsi que des contraintes de compression sur une profondeur plus importante.
- L'augmentation du taux de recouvrement entraîne une diminution de la déformation équivalente au centre des impacts.
- La profondeur maximal des pics engendré par grenillage est plus grand lorsque l'entraxe entre les bille augmente, ce qui engendre une rugosité importante provoquant des concentrations de contraintes, sources généralement d'initiation de défauts.
- Les contraintes résiduelles en profondeur sont beaucoup plus homogènes qu'en surface.
- Les contraintes résiduelles selon le sens principal de la direction de traitement sont supérieures aux CR dans le sens perpendiculaire à la direction de traitement.

Les calculs numériques du couplage des deux procédés ont montré :

- Une transition de contrainte de traction d'un trou expansé à une contrainte de compression après le couplage des deux techniques (expansion/grenaillage).
- L'augmentation de la zone de traitement entraîne une augmentation de la contrainte maximale de compression et de la zone des contraintes résiduelles de compression ainsi qu'une diminution de la contrainte maximale de traction.
- Les contraintes dans la face d'entrée d'un trou expansé deviennent égales aux contraintes enregistrées dans la face de sortie après expansion suivie par grenaillage.
- Les contraintes maximales de compression dans les deux faces sont sensiblement les mêmes après le couplage des deux techniques (expansion suivie par grenaillage).
- L'expansion suivie par grenaillage a permis d'homogénéiser les contraintes résiduelles.

L'utilisation du grenaillage comme technique de réparation complémentaire à la technique de l'expansion a permis de montrer son effet positif sur la distribution des champs de contraintes résiduelles dans la face d'entrée. Par ailleurs, l'expansion suivie par grenaillage a permis d'homogénéiser les contraintes résiduelles dans les deux faces.

L'utilisation de l'expansion comme technique de réparation complémentaire à la technique du grenaillage a montré que les contraintes dans la face d'entrée d'un trou expansé restent toujours inférieures à celles générées par grenaillage suivi par expansion. Cet effet semble dégrader le comportement en fatigue de la pièce traitée. Ce résultat nous permet de confirmer que l'utilisation de l'expansion comme technique de réparation complémentaire au procédé du grenaillage n'est pas recommandée dans le cas du renforcement des structures.

Bien que la présente étude fournisse de nouvelles informations précieuses, l'analyse dynamique basée sur un comportement monotone n'est pas suffisante pour déterminer complètement les contraintes résiduelles dans la situation de chargement cyclique. Il est recommandé d'effectuer une analyse basée sur un comportement cyclique, cela permettrait de mieux définir les profils des contraintes résiduelles et de déformation plastique.

Il serait intéressant d'identifier les paramètres de la loi de Chaboche suite à un calcul à grande vitesse avec la loi de Johnson-Cook afin de pouvoir prendre en compte la mémoire d'écroutissage lors du calcul multi-impacts pour réaliser une étude de fatigue.

BIBLIOGRAPHIES

- [1] **A. C. Okafor & al**, "Design and analysis of adhesively bonded thick composite patch repair of corrosion grind-out and cracks on 2024 T3 clad aluminum aging aircraft structures," *Composite Structures* 76 (2006) 138–150
- [2] **Q.Q. Yu & al**, "Fatigue behaviour of CFRP strengthened steel plates with different degrees of damage," *Thin-Walled Structures* 69(2013)10–17.
- [03] **Kumar, A., and Hakeem, S**, "Optimum design of symmetric composite patch repair to centre cracked metallic sheet," *Composite Structures* 49 (2000), 285–292.
- [04] **P.S. Songa,* , G.L. Sheub**, "Retardation of fatigue crack propagation by indentation technique," *International Journal of Pressure Vessels and Piping* 79 (2002) 725–733.
- [05] **R. Ruzek , J. Pavlas, R. Doubrava**, "Application of indentation as a retardation mechanism for fatigue crack growth," *International Journal of Fatigue* 37 (2012) 92–99.
- [06] **Rice JR**, "Mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue, fatigue crack propagation," STP 415. Philadelphia, (PA): ASTM; pp. 247–311; 1967.
- [07] **D.J. Smith, M.A.M. Bourke, A.P hodgson, G.A. Webster et P.J. Webster**, "Interpretation of residual stress distribution in previously loaded cracked beams", *Journal of strain analysis*, " Vol. 27, n° 2, pp.77-83, 1992.
- [08] **E.W. O'brien**, "Enhancement of fatigue performance in aircraft materials using beneficially residual stress," *International Conference on Material Engineering (Proceedings)*, Gallipoli, pp. 827-832, September 1996.
- [09] **G. Angot**, "Etude de l'Influence de l'Entaille sur les Champs de Déformations dans le Domaine Plastique pour des Aciers Ductiles et Peu Ductiles," *Thèse de Doctorat*, Juillet 1997, Université de Metz.
- [10] **E.E. Peterson**, "Stress Concentration Factors," John Wiley and Sons, USA, 1974.
- [11] **N. Chandawanich & al**, "An experimental study of fatigue crack initiation and growth from cold worked holes," *Engineering Fracture Mechanics*, 1979, 11, pp. 609-620.
- [12] **panel Fu Yucan Ge Ende Su Honghua Xu Jiuhua Li Renzheng**, "Cold expansion technology of connection holes in aircraft structures," *A review and prospect Chinese Journal of Aeronautics* Volume 28, Issue 4, August 2015, Pages 961-973.
- [13] **H.P. Van Leeuwen & al**, "The Repair of Fatigue Cracks in Low - Alloy Steel Sheet," *National Aerospace Laboratory, NLR The Netherlands, Report TR 70029*, 1970.
- [14] **R. Ghfiri**, "Etude du retard à l'amorçage et à la propagation d'une fissure de fatigue après perçage d'un trou avec et sans expansion," *Thèse de doctorat*, Université des Sciences et Technologies de Lille, France, 2000.
- [15] **M. Burlat**, "Effet et Optimisation de l'Ecrouissage des Trous des Plaques d'Assemblage sur le Comportement en Fatigue," *Master thesis, Ecole Polytechnique, Montréal*, 1994.
- [16] **M. Bernard & al**, "Effects of Re-Cold working on Fatigue Life Enhancement of a Fastener Hole," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 1995, 18(7), pp. 765-775.
- [17] **T. N. CHAKHERLOU and J. VOGWELLA**, "novel method of cold expansion which creates near-uniform compressive tangential residual stress around a fastener hole," *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 27, 343–351, 2004.
- [18] **C. Ling & al**, "Effects of Cold Expanded of a Hole on Fatigue Crack Initiation Location and Life of an LY12CZ Alloy," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 1992, 15 (3), pp. 241-247.

- [19] **R.A. Pell & al**, "Fatigue of Thick-Section Cold-Expanded Holes With and Without Cracks," *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 1992, 12 (6), pp. 553-567.
- [20] **M. Burlat a, D. Julien a, M. Le´vesque b, T. Bui-Quoc a, M. Bernard a**, "Effect of local cold working on the fatigue life of 7475-T7351 aluminum alloy hole specimens," *Engineering Fracture Mechanics* 75 (2008) 2042–2061.
- [21] **A. Amrouche & al**, "Cold expansion effect on the initiation and the propagation of the fatigue crack," *International Journal of Fatigue* 25 (2003) 949–954.
- [22] **Man Su**, "Etude de l'influence et de l'optimisation du degré d'expansion à froid dans les mécanismes de réamorçage d'une fissure : étude numérique et expérimentale," Thèse de doctorat, Octobre 2005, Université des Sciences et Technologies de Lille.
- [23] **SONG PS, Shieh YL**, "Stop drilling procedure for fatigue life improvement," *Int J Fatigue* 2004;26:1333–9.
- [24] **H.D. Gopalakrishna , H.N. Narasimha Murthy, M. Krishna, M.S. Vinod, A.V. Suresh**, "Cold expansion of holes and resulting fatigue life enhancement and residual stresses in Al 2024 T3 alloy – An experimental study," *Engineering Failure Analysis* 17 (2010) 361–368.
- [25] **D. Tolga, S. CostasRecent**, "Developments in advanced aircraft aluminum alloys," *Mater Des*, 56 (2014), pp. 862-871.
- [26] **77 P. Gong, L.B. Zheng, K. Zhang, L.N. Yi, D.Y. Song**, "Effects of hole cold-expansion on microstructure and fatigue property of 7B50-T7451 aluminum alloy plate," *J Aeronaut Mater*, 31 (4) (2011), pp. 45-50.
- [27] **C.F. Ding, Z.Y. Zhao, D.Y. Song**, "Effect of cold worked holes on the initiation life and propagation life of fatigue cracks in two ultra-high strength steels," *Acta Aeronaut Astronaut Sin*, 15 (8) (1994), pp. 960-967.
- [28] **W.Z. Yan, X.S. Wang, H.S. Gao**, "Effect of split sleeve cold expansion on cracking behaviors of titanium alloy TC4 holes," *Eng Fract Mech*, 88 (2012), pp. 79-89.
- [29] **Parlane AJA**, "The determination of residual stresses: a review of contemporary measurement techniques," *Welding Institute Conference on Residual Stresses in Welded Construction and their Effects*, London, 1977, p. 6378.
- [30] **Sachs G**. Der Nachweis Innerer Spannungen in Stange und Rohren. *Zitschrift fuKf Metalkunde* 1927;19: 3527.
- [31] **OGzdemir AT, Edwards L**, "Measurements of the three-dimensional residual stress distribution around split-sleeve cold-expanded holes," *Journal of Strain Analysis* 996;31:41321.
- [32] **Smith DJ, Pavier MJ, Poussard CP**, "An assessment of Sachs method for measuring residual stresses in cold worked fastener holes," *Journal of Strain Analysis*, 1998;33:26374.
- [33] <https://www.veqter.co.uk/residual-stress-measurement/sachs-boring>
- [34] **Maxime Lapalme & Majid Hoseini & Philippe Bocher & Alain R. Colle & Martin Lévesque**, "Realistic Cold Expansion Finite Element Model and Experimental Validations for Aluminum Alloys," *Society for Experimental Mechanics* 2014. DOI 10.1007/s11340-013-9844-0.
- [35] **P.F.P. de MATOS, P.M.G.P. MOREIRA, J.C.P. PINA, A.M. DIAS, P.M.S.T. de CASTRO**, "Residual stress effect on fatigue striation spacing in a cold-worked rivet hole," *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 42: 139–148, 2004.
- [36] **D. STEFANESCU, J. R. SANTISTEBAN, L. EDWARDS and M. E. FITWPATRICK**, "Residual stress measurement and fatigue crack growth prediction after cold Expansion of cracked fastener holes," *Journal of Aerospace Engineering, ASCE / July, /91, 2004.*

- [37] **M. PRIEST, C.G. POUSSARD, M.J. PAVIER and D.J. SMITH**, "An assessment of residual stress measurements around cold-worked holes," *Experimental Mechanics*, 35:361-366, 1995.
- [38] **T.N. Chakherlou & al**, "The effect of cold expansion on improving the fatigue life of fastener holes," *Engineering Failure Analysis*, 10:13–24, 2003.
- [39] **S. Ismonov, S. Daniewicz, J. Newman Jr, M. Hill, and M. Urban**, "Three dimensional finite element analysis of a split-sleeve cold expansion process," *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 131, p. 031007, 2009.
- [40] **P. Papanikos and S. Meguid**, "Three-dimensional finite element analysis of cold expansion of adjacent holes," *International journal of mechanical sciences*," vol. 40, pp. 1019-1028, 1998
- [41] **M. Priest, C. Poussard, M. Pavier, and D. Smith**, "An assessment of residual-stress measurements around cold-worked holes," *Experimental mechanics*, vol. 35, pp. 361-366, 1995.
- [42] **S. Houghton and S. Campbell**, "Identifying the residual stress field developed by hole cold expansion using finite element analysis," *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, vol. 35, pp. 74-83, 2011
- [43] **M. Pavier, C. Poussard, and D. Smith**, "Finite element modelling of the interaction of residual stress with mechanical load for a crack emanating from a cold worked fastener hole," *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 33, pp. 275-289, 1998.
- [44] **T. Chakherlou, Y. Alvandi-Tabrizi, and A. Kiani**, "On the fatigue behavior of cold expanded fastener holes subjected to bolt tightening," *International Journal of Fatigue*, vol. 33, pp. 800-810, 2011.
- [45] **J. Maximov, G. Duncheva, N. Ganev, and T. Bakalova**, "The benefit from an adequate finite element simulation of the cold hole expansion process," *Engineering Failure Analysis*, vol. 16, pp. 503-511, 2009.
- [46] **K. Farhangdoost and A. Hosseini**, "The Effect of Mandrel Speed upon the Residual Stress Distribution around Cold Expanded Hole," *Procedia Engineering*, vol. 10, pp. 2178-2183, 2011.
- [47] **L. Yongshou, S. Xiaojun, L. Jun, and Y. Zhufeng**, "Finite element method and experimental investigation on the residual stress fields and fatigue performance of cold expansion hole," *Materials & Design*, vol. 31, pp. 1208-1215, 2010.
- [48] **M. Desvignes**, "Influence du grenailage de précontrainte sur la tenue en service de l'acier 35CD4," Paris. ENSAM, 1987.
- [49] **I. Lillamand**, "Evolutions d'une couche grenailage sous sollicitations thermiques et mécaniques cas de la fatigue oligocyclique," 1998.
- [50] **D. Kirk and P. Render**, "Effects of peening on stress corrosion cracking in carbon steel," ICSP7, Warsaw, Poland, 1999.
- [51] <https://www.abdecometal.com/voir-la-technique-de-grenailage-245.html>.
- [52] <https://filab.fr/grenailage-traitement-surface>.
- [53] **Thomas R**, "Modélisation multi-échelle de la modification de structure d'un alliage à base nickel soumis à de très fortes déformations plastiques en surface," Thèse de Doctorat de l'Université de Lyon. 30 mai 2016.
- [54] **Wohlfahrt, H**, "The influence of peening conditions on the resulting distribution of residual stress," In *Proceedings of the Second International Conference on Shot Peening (1984)*, 316-331.
- [55] **Barralis,j. , Castex,l., and Maeder,G**, "Précontraintes et traitements superficiels," *Techniques de l'ingénieur M 1* (1999).
- [56] **T. Honga , J.Y. Ooia , B.A. Shawb , A**, "numerical study of the residual stress pattern from single shot impacting on a metallic component," *Advances in Engineering Software* 39 (2008) 743–756

- [57] **M. Guagliano**, "Relating Almen intensity to residual stresses induced by shot peening: a numerical approach," *Journal of Materials Processing Technology* 110 (2001) 277±286.
- [58] **S.A. Meguida, G. Shagala, J.C. Stranartb, J. Dalyb**, "Three-dimensional dynamic Finite element analysis of shot-peening induced residual stresses," *Finite Elements in Analysis and Design* 31 (1999) 179-191.
- [59] **J. LI**, "Simulation de réparation par soudage et billage ultrasonore d'un alliage à base Nickel," Thèse de doctorat. L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon. 20 décembre 2011.
- [60] **I. CHAIEB**, "Analyse et simulation des contraintes résiduelles induites par des traitements mécaniques de précontrainte en grenailage et choc laser," Thèse de doctorat. Université de Reims Champagne-Ardenne. 09 juillet 2004.
- [61] **M. YOUSSEFA, S. CHATTI, R. FATHALLAHA**, "Simulation active du procédé du grenailage de précontrainte contrôlé," 21ème Congrès Français de Mécanique. Bordeaux, 26-30 août 2013.
- [62] **R. Guiheux**, "Comportement d'aciers à transformation de phase austénite-martensite pour la simulation du grenailage de précontrainte. Thèse de doctorat," l'École Nationale Supérieure d'Arts et Métiers. Le 9 décembre 2016.
- [63] **J. LU**, "Traitements de surface mécaniques Principes," *Techniques de l'ingénieur. Matériaux métalliques*. 2006.
- [64] **A. CORNE**, "Physique et ingénierie des surfaces," *EDP Science*. - 1998.
- [65] **Amélie MORANÇAIS**, "Effet du grenailage sur la durée de vie des aubes monocristallines de turbine," Thèse de doctorat. Université de technologie de troyes. 30 mars 2016.
- [66] **MIC**, "Guide d'Applications du Grenailage de Précontrainte," Disponible sur www.metalimprovement.com. - 2008.
- [67] **Meguid, S.A.**, "Mechanics of shot peening. Ph.D. thesis," UMIST. UK.1975.
- [68] **Webster, G.A. and Ezeilo, A.N.**, "Residual stress distributions and their influence on fatigue lifetimes. *International Journal of Fatigue* (2004), 23, S775–S383.
- [69] **Rodopoulos, C.A., Curtis, S.A., de los Rios, E.R., and Solisromero, J.**, 2004. Optimisation of the fatigue resistance of 2024-T351 aluminum alloys by controlled shot peening methodology, results and analysis," *International Journal of Fatigue* (2004), 26, pp. 849–856.
- [70] **G. C. Bird and D. Saynor**, "Effect of peening shot size on the Performance of carbon steel spring," *Springs* 25, 69-79 (1986).
- [71] **Y.K. Gao , X.R. Wu**, "Experimental investigation and fatigue life prediction for 7475-T7351 aluminum alloy with and without shot peening-induced residual stresses," *Acta Materialia* 59 (2011) 3737–3747.
- [72] **M. Benedetti, V. Fontanari , P. Scardi , C.L.A. Ricardo , M. Bandini**, "Reverse bending fatigue of shot peened 7075-T651 aluminum alloy: The role of residual stress relaxation," *International Journal of Fatigue* 31 (2009) 1225–1236 .
- [73] **Wagner L**, "Mechanical surface treatments on titanium, aluminum and magnesium alloys," *Mater Sci Eng A* 1999; 23:210–6.
- [74] **Luo W, Noble B, Waterhouse RB**, "The effect of shot peening intensity on the fatigue and fretting behavior of an aluminum alloy," In: *Niku-Lari A*, editor. *Advances in surface treatments*, vol. 2. Oxford: Pergamon Press; 1988. p.145–53.
- [75] **A. NIKU-LARI**, "Traitements et revêtements des métaux". *Hermes*. - 1987.
- [76] **I. Altenberger , B. Scholtes , U. Martin , H. Oettel b**, "Cyclic deformation and near surface microstructures of shot peened or deep rolled austenitic stainless steel AISI 304," *Materials Science and Engineering A264* (1999) 1–16.
- [77] **S. Baragetti**, "Three-dimensional finite-element procedures for shot peening residual stress field prediction," *Int. J. Comput. Appl. Technol.*, vol. 14, no. 1–3, pp. 51–63, 2001.
- [78] **H. Guechichi**, "Prévision des contraintes résiduelles dues au grenailage de précontrainte," Thèse, Arts Métiers ParisTech, 1986.

- [79] **J. Zarka, J. J. Engel, and G. Inglebert**, "On a simplified inelastic analysis of structures," *Nucl. Eng. Des.*, vol. 57, no. 2, pp. 333–368, 1980.
- [80] **Mori, K., Osakada, K., and Matsuoka, N.**, "Finite element analysis of peening process with plastically deforming shot," *Journal of Materials Processing Technology*, (1994) 45(1), pp. 607–612.
- [81] **Levers, A. and Prior, A.**, "Finite element simulation of shot peening," *The Shot Peener*, (1995) 9(3), pp. 14–16.
- [82] **Deslaef, D., Rouhaud, E., and Rasouli-Yazdi, S.**, "3D finite element models of shot peening processes," *Materials Science Forum*, (2001) pp. 347–349.
- [83] **Rouhaud, E, Ouakka, A, Ould, C, Chaboche, J.L, and François, M.**, "Finite element model of shot peening, effects of constitutive laws of the material," *Proceedings of the 9th International Conference on Shot Peening*, (2005) pp. 107–112.
- [84] **Schiffner, K., and Droste gen. Helling, C.**, "Simulation of residual stresses by shot peening," *Computers and Structures*, (1999) 72, pp. 329–340.
- [85] **Meo, M., and Vignjevic, R.**, "Finite element analysis of residual stress induced by shot peening process," *Advances in Engineering Software*, (2003) 34, pp. 569–575.
- [86] **S. Rouquette, E. Rouhaud, M. François, A. Roos, J-L. Chaboche.**, "Coupled Thermo-mechanical Simulations of Shot Impacts: Effects of the Temperature on the Residual Stress Field Due to Shot-peening," *Journal of Materials Processing Technology*, (2009) Vol. 209, pp. 3879- 3886.
- [87] **AL-HASSANI 99] S.T.S. Al-Hassani.**, "Numerical Simulation of Multiple Shot Impact," *ICSP7*, pp. 217-227, 1999.
- [88] **T. Hong, J.Y. Ooi, B.A Shaw.**, "A Numerical Study of the Residual Stress Pattern from Single Shot Impacting on a Metallic Component," *Advances in Engineering Software*, Vol. 39, No. 9, pp. 743-756, 2008.
- [89] **Guagliano, M., Vergani, L., Bandini, M., and Gili, F.**, "An approach to relate the shot peening parameters to the induced residual stresses. *Proceedings of the 7th International Conference on Shot Peening*, (1999) pp.274-282.
- [90] **Baragetti, S.**, "Three-dimensional finite element procedures for shot peening residual stress field prediction," *International Journal of Computer Applications in Technology*, (2001) 14(1/2/3), pp. 51–63.
- [91] **Meguid, S.A., Shagal, G., and Stranart, J.C.**, "Finite element modeling of shot peening residual stresses," *Journal of Materials processing Technology*, (1999) 92–93, pp. 401–404.
- [92] **Majzoobi, G.H., Azizi, R., and Alavi Nia, A.**, "A three-dimensional simulation of shot peening process using multiple shot impacts," *Journal of Materials Processing Technology*, (2005) 164–165, pp. 1226–1234.
- [93] **Meguid, S.A., Shagal, G. and Stranart, J.C.**, "3D FE analysis of peening of strain-rate sensitive materials using multiple impingement model," *International Journal of Impact Engineering*, (2002) 27, pp.119-134.
- [94] **Schwarzer, J., Schulze, V., and Vöhringer, O.**, "Finite element simulation of shot peening - a method to evaluate the influence of peening parameters on surface characteristics," *Proceedings of the 8th International Conference on Shot Peening*, (2002) pp. 507–515.
- [95] **SHENG Xiang-fei, XIA Qin-xiang, CHENG Xiu-quan, LIN Lie-shu.**, "Residual stress field induced by shot peening based on random-shots for 7075 aluminum alloy," *Trans. Nonferrous Met. Soc. China* 22(2012) s261–s267.
- [96] **S. Bagherifard, R. Ghelichi, M. Guagliano.**, "A Numerical Model of Severe Shot Peening (SSP) to Predict the Generation of a Nanostructured Surface Layer of Material," *Surface & Coatings Technology*, Vol. 204, pp. 4081-4090, 2010.
- [97] **M Kobayashi T Matsui Y Murakami.**, "Mécanisme de création d'une contrainte résiduelle de compression par grenailage," *Journal international de la fatigue* .Volume 20, numéro 5 , mai 1998 , pages 351-357.

- [98] ABAQUS, "Theory Manual," K. a. S. Hibbitt, Inc., Ed., ed, 1995.
- [99] Laroche, Y. and Narcisse, J. (2011) Projet de Fin d'Etude Simulation numérique de l'usinage avec ABAQUS, polytech tours.
- [100] Clausen, A. H, Borvik, T, Hopperstad, O. S. and Langseth, M, "Impact resistance of AA6005 panels , journal .(2003) IV France 110, DOI: 10. 1051/p4 : 20030774.
- [101] Jaspers, S.P.F.C., Dautzenberg, J.H, "Material behavior in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone," Journal of Materials Processing Technology,(2002) 122, pp. 322-330.
- [102] Eriksson, L, Johansson, E, Kettaneh-Wold, N, Wikström, C. and Wold, S, "Design of experiments: Principles and applications, Stockholm," LearnwaysAB,https,(2002 //www.dynacentrix.com/telecharg/Modde/Livredoe.pdf.
- [103] Nigrelli, V. and Pasta, S, "Finite-element simulation of residual stress induced by split-sleeve cold-expansion process of holes," journal of materials processing technology,(2008) 205, pp. 290–296.
- [104] Semari, Z, Aid, A, Benhamena, A, Amrouche, A, Benguediab, M, Sadok, A. and Benseddiq, N, "Effect of residual stresses induced by cold expansion on the crack growth in 6082 aluminum alloy, Engineering Fracture Mechanics,(2013) 99, pp. 159–168.
- [105] Vogwell, J., Chakherlou, T.N. and Minguez, J.M, "The effect of cold expansion on fatigue resistance of fastener holes," The 10 th international congress of fracture (2001).
- [106] Özdemir, A.T. and Hermann, R, "Effect of expansion technique and plate thickness on near-hole residual stresses and fatigue life of cold expanded holes," journal of materials science,(1999) 34. Pp. 1243 – 1252.
- [107] R. M. DAVIES, "The determination of static and dynamic yield stresses using a steel ball," Proc. Royal Soc. A197, pp 416-432, 1979.
- [108] SHENG Xiang-fei, XIA Qin-xiang, CHENG Xiu-quan, LIN Lie-shu, "Residual stress field induced by shot peening based on random-shots for 7075 aluminum alloy," Trans. Nonferrous Met. Soc. China 22(2012) s261–s267.
- [109] M S ElTobgy, E Ng and M A Elbestawi, "Three-dimensional elastoplastic finite element model for residual stresses in the shot peening process," Proc. Instn Mech. Engrs (2015) Vol. 218 Part B: J. Engineering Manufacture.
- [110] G.H.Majzoubi, K.Azadikhah, and J.Nemati, "The effects of deep rolling and shot peening on fretting fatigue resistance of Aluminum-7075-T6," Materials Science and Engineering: A August 2009, Pages 235-247.
- [111] Torres, M. A. S. and Voorwald, H. J. C, "An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of AISI 4340 steel," Int. J. Fatigue, 2002, 24, 877–886, 2002.