

الجمهورية الجزائرية الديمقراطية الشعبية
REPUBLICUE ALGERIENNE DEMOCRATIQUE ET POPULAIRE



Ministère de l'Enseignement Supérieur
Et de la Recherche Scientifique (MESRS)
Université Djilali Liabès de Sidi Bel Abbès
Faculté de Technologie
DÉPARTEMENT DE GENIE MECANIQUE



THESE

Pour

L'obtention du grade de

DOCTEUR en Sciences

Spécialité : **Endommagement et Fiabilité des Structures**

Présentée par : **CHAIB Mohammed**

Optimisation des propriétés mécaniques des aciers de haute résistance au moyen d'un traitement de Grenailage de précontrainte : Etude expérimentale et Simulation Numérique par la Méthode des Eléments Finis

Soutenue le 03/05/2017

Devant la commission d'examen :

BOUKHOULDA Farouk Benallal	Professeur	UDL-SBA	Président
MEGUENI Abdelkader	Professeur	UDL-SBA	Directeur de thèse
ZIADI Abdelkader	Professeur	C.U.Ain Témouchent	Co-directeur de thèse
ELAJRAMI Mohamed	Professeur	UDL-SBA	Examineur
SERIER Zouaoui	Professeur	USTO-Oran	Examineur
OUHAD Wahid	M.C.A	C.U.Ain Témouchent	Examineur

Thèse présentée au sein du :

Laboratoire **LMSS**, Université Djilali Liabès de Sidi Bel Abbès

BP 89, Cité Ben M'hidi , Sidi Bel Abbès 22000

Remerciements

*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. Megueni Abdelkader** qui a accepté de diriger ce mémoire, pour ces aides tout au long la préparation de ce travail, avec sa bonne humeur, ses encouragements, et sa modestie.*

*Mes plus sincères remerciements sont adresser à **Mr. Ziadi Abdelkader**, pour avoir Co-encadré cette thèse, pour ses conseils avisés, Je lui en suis très reconnaissant car non seulement il a m'a aidé pour concrétiser ce travail, mais aussi il était toujours là pour me soutenir et me motiver,*

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

*J'adresse ma reconnaissance à **Mr. Serier Zouaoui**, **Mr. Elajrami Mohamed**, ainsi à **Mr. Oudad Wahid**, 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,*

*Je remercie **Mr. Mario Guagliano**, **SARA BAGHERIFARD** et **Mr Francisco Javier** pour ses hospitalités, ces conseils et ses contributions considérable pour la réalisation de ce travail,*

*Je ne peux pas faire abstraction de soutien de **Mr. Nekrouf Attou Abdelkader**, merci de m'avoir aidé lorsque j'avais besoin d'aide.*

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

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

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

Résumé

Pour améliorer la tenue en service d'une pièce métallique soumise à des sollicitations mécaniques globales, en particulier cycliques ou à des actions de contact locales, associées éventuellement à un environnement hostile, plusieurs démarches sont possibles.

La première consiste à changer les conditions de fonctionnement en modifiant le chargement et/ou le milieu. Cette approche conduit à la conception d'une nouvelle pièce ou d'un nouvel ensemble avec le risque de ne pouvoir éliminer tous les problèmes à l'origine de sa faible longévité. Une telle attitude peut se révéler économiquement irrecevable.

La deuxième consiste à rechercher un matériau mieux adapté aux sollicitations et au milieu. Il n'y a pas dans ce cas de nouvelle étude de la pièce, le coût est donc réduit, mais de nouveaux problèmes peuvent apparaître. Par exemple, en améliorant la limite d'endurance on peut dégrader d'autres propriétés comme la résistance au choc ou la déformabilité.

La troisième qui paraît la plus sage et la moins coûteuse, consiste à améliorer les propriétés locales du matériau par mise en précontrainte de compression des zones les plus sollicitées c'est-à-dire, le plus souvent, les couches superficielles de la pièce. En outre, dans beaucoup de cas, l'introduction de contraintes résiduelles de compression superficielles est associée à une augmentation de la dureté et de la limite d'endurance du matériau ce qui justifie d'autant plus une telle approche.

Tout le problème réside dans le choix du procédé le mieux adapté et le plus efficace à long terme. L'amélioration des propriétés des zones superficielles des pièces est donc un moyen curatif permettant de se prémunir contre les effets néfastes d'une surcharge au sens large du terme. Le processus utilisé dans ce cas est le processus de grenailage de précontrainte (shot peening) qui consiste à déformer plastiquement et de manière contrôlée les surfaces des pièces par projection de plusieurs balles de très petite taille (entre 0,3 et 1 mm de diamètre) à une vitesse élevée (50 à 80 m / s) dans le but d'induire un durcissement superficiel et un profil de contraintes résiduelles de compression.

Mots clés : shot peening, grenailage, contraintes résiduelles, aciers à haute résistance, fatigue, contrainte de compression, durcissement superficiel.

Abstract

To improve the operating performance of a metal piece subject to the overall mechanical stress, in particular cyclical or contact local actions, possibly associated to a hostile environment, several approaches are possible.

The first is to change the operating conditions by changing the loading and / or the environment. This approach leads to designing a new piece or a new set with the risk of not being able to eliminate all the problems at the origin of his short life. Such an attitude can be economically inadmissible.

The second is to find a more suitable material to the stress and the environment. There is not, in this case, a new study of the piece, the cost is reduced, but new problems can appear. For example, improving the endurance limit may degrade other properties such as impact strength or deformability.

The third seems the wisest and least costly, is to improve the local properties of the material. by compression prestressing of the most stressed areas, that is to say, usually, the surface layers of the piece. In addition, in many cases, the introduction of residual stresses of surface compressive is associated with an increase in the hardness and endurance limit of the material which justifies especially such an approach.

The entire problem lies in choosing of the most suitable process and the most effective in long term. The improvement of superficial areas properties of pieces is a curative means to protect against the harmful effects of an overload in the broad sense. The process used in this case is the shot peening process, that is to plastically deform in a controlled manner the surfaces of the pieces by projecting several bullets of very small size (between 0.3 and 1 mm in diameter) at high speed(50 to 80 m/s) in order to induce a surface hardening and a profile of compressive residual stress.

Key words : shot peening, peening, residual stress, high-strength steels, fatigue, compressive stress; surface hardening.

ملخص

لتحسين أداء الخدمة من الجزء المعدني تخضع لإجهاد ميكانيكي العام، ولا سيما الدورية أو الاتصال الإجراءات المحلية، وربما يرتبط في بيئة معادية، عدة طرق ممكنة.

الأولى هو تغيير ظروف التشغيل عن طريق تغيير تحميل و / أو البيئة. هذا النهج يؤدي إلى تصميم جزء جديد أو مجموعة جديدة مع خطر عدم التمكن من القضاء على جميع المشاكل في أصل حياته القصيرة. مثل هذا الموقف يمكن أن يكون غير مقبول من الناحية الاقتصادية.

والثانية هو العثور على المزيد من المواد المناسبة للإجهاد والبيئة. ليس هناك قضية في هذه الدراسة الجديدة من الغرفة، وانخفاض التكلفة، ولكن يمكن أن تظهر مشاكل جديدة. على سبيل المثال، وتحسين حد التحمل قد تتحلل خصائص أخرى مثل قوة تأثير أو التشوه.

أما الثالثة التي تبدو أحكم وأرخص، هو تحسين الخصائص المحلية من الإجهاد المسبق ضغط مادي من أكثر المناطق أكد هذا يعني، عادة، في الطبقات السطحية من الغرفة. وبالإضافة إلى ذلك، في كثير من الحالات، يرتبط إدخال ضغط سطح الإجهاد المتبقية مع زيادة الحد الصلابة والتحمل من المواد التي تيرر مواصلة هذا النهج.

تكمّن المشكلة في اختيار الأسلوب الأكثر مناسبة وعلى المدى الطويل الأكثر فعالية. تحسين المناطق السطحية من الأجزاء هي بالتالي خصائصه العلاجية وسيلة لحماية ضد الآثار الضارة بالمعنى الواسع. العملية المستخدمة في هذه الحالة هي عملية (shot Peening) وهذا لتشويه اللدن بطريقة سيطر على أسطح أجزاء من الإسقاط من عدة كرات صغيرة جدا (بين 0.3 و 1 مم في القطر (بسرعة عالية 50-80 م / ث (للحث على تصلب السطح والشخصية الإجهاد المتبقية الضغط.

كلمات مفتاحية: طاقة الرصاص، لقطة التفجير، الإجهاد المتبقية، الفولاذ عالي القوة، التعب، الضغط الإجهاد تصلب.

INTRODUCTION	1
CHAPITRE I Etude bibliographique	4
I.1. Processus de grenailage	4
I.2 Principe de fonctionnement	5
I.2.1. Machine à turbine.....	6
I.2.2. Machine à air comprimé	7
I.2.3. Machine à ultrasons	9
I.3. Paramètres du grenailage	9
I.3.1. Paramètres intrinsèques au procédé	10
I.3.1.1. Vitesse de projection.....	10
I.3.1.2. Diamètre de la bille.....	11
I.3.1.3. Angle d'incidence θ	11
I.3.1.4. Débit	12
I.3.1.5. Durée d'exposition et le taux de recouvrement	12
I.3.2. Paramètres intrinsèques aux matériaux	13
I.3.2.1. Masse volumique (billes).....	13
I.3.2.2. Duretés (billes et pièce)	13
I.3.2.3. Loi de comportement.....	13
I.4. Contrôle du procédé	14
I.4.1. Intensité d'Almen, courbe de saturation	14
I.4.2. Taux de couverture.....	16
I.5. Mécanisme de génération et évolution des contraintes résiduelles	18
I.6. Modification de la microstructure	20
I.7. Effet sur l'état de surface	20
I.8. Etat mécanique	21
I.9. Contraintes résiduelles	22
I.9.1. Différents ordres des contraintes résiduelles	22
I.9.1.1. Contraintes résiduelles du premier ordre.....	24
I.9.1.2. Contraintes résiduelles du deuxième ordre.....	24
I.9.1.3. Les contraintes résiduelles du troisième ordre.....	25
I.9.2. Origines des contraintes résiduelles	26
I.9.3. Etat de contrainte dans les matériaux.....	27
I.10. Technique de diffraction des rayons X	28
I.10.1. Détermination des macrocontraintes.....	28
I.10.1.1. Loi De Bragg	28
I.10.1.2. Relation de base.....	29
I.10.1.3. Conditions expérimentales	30
I.10.1.4. Analyse des contraintes	33
I.10.2. Avantages et limitations.....	37
I.10.3. Microdéformations.....	38
CHAPITRE II Synthèse des travaux de modélisation du grenailage de précontrainte 40	
II.1. Modélisation qui décrit le grenailage de précontrainte	40
II.1.1. Modélisation de Majzoubi et al	40
II.1.2. Modélisation de Meguid et al	42
II.1.3. Modélisation de Frija et al	46
II.1.4. Modélisation de Hong et al	47
II.1.5. Modélisation de Renaud	49

II.1.6. Modélisation de Guagliano.....	51
II.1.7. Modélisation de Rouhaud et al.....	54
II.2. Revues pour d'autres travaux de modélisations	57
CHAPITRE III Procédure expérimentale	59
III.1. Caractérisation du matériau	59
III.1.1. Microscope optique	60
III.2. Procédure et dispositif expérimentaux	61
III.2.1. Type d'éprouvettes.....	61
III.2.2. Machine de grenailage de précontrainte	61
III.2.3. Type de grenaille.....	62
III.2.4. Détermination d'intensité d'Almen	63
III.2.5. Courbe de saturation.....	64
III.2.6. Détermination de Taux de couverture.....	68
III.2.7. Caractérisation des effets de grenailage	68
III.2.7.1. Mesure d'état de surface	68
III.2.7.2. Analyse micrographique	71
III.2.7.2.1. Découpe	71
III.2.7.2.2. Enrobage	72
III.2.7.2.3. Polissage	73
III.2.7.2.4. Attaque chimique	73
III.2.7.3. Evaluation du profil de microdureté	74
III.2.7.4. Analyse microstructurale	76
III.2.8. Détermination des contraintes résiduelles.....	77
III.2.8.1. Spécifications de diffractomètre XSTRESS 3000 G3R.....	78
III.2.8.2. Méthode d'étalonnage	80
III.2.8.3. Détermination du profil de contrainte en profondeur	81
CHAPITRE IV Résultats expérimentaux et simulation numérique	94
IV.1. Résultat expérimentaux et discussion	84
IV.1.1. Observations microscopiques	84
IV.1.2. Mesure de microdureté.....	86
IV.1.3. Analyse du profil de contrainte résiduelle	87
IV.1.4. Analyse de durcissement des surfaces (FWHM)	88
IV.1.5. Mesure de rugosité	90
IV.1.6. Corrélation entre la micro-dureté, contraintes résiduelles et FWHM	92
IV.2. Modélisation numérique	94
IV.2.1. Présentation de l'outil de calcul	94
IV.2.2. Comparaison entre ABAQUS/Standard et ABAQUS/ Explicit.....	96
IV.2.3. Justification du choix du code de calcul ABAQUS	97
IV.2.4. Présentation des différents types d'éléments ABAQUS™	97
IV.2.5. Modèle géométrique par éléments finis	98
IV.2.6. Gestion de contact.....	98
IV.2.7. Modèle de comportement.....	100
IV.2.8. Type de maillage	101
IV.2.9. Conditions aux limites	103
IV.3. Etudes paramétriques	103
IV.3.1. Impact monobille	104
IV.3.1.1. Influence de la vitesse.....	104
IV.3.1.2. Influence de coefficient de frottement.....	106
IV.3.1.3. Influence de la taille de la bille.....	108

IV.3.1.4. Influence de la rigidité des billes	110
IV.3.1.5. Influence de l'angle d'impact	113
IV.3.2. Impact multibilles	114
IV.3.2.1. Validation du modèle élément finis	114
IV.3.2.2. Sensibilité de maillage	115
IV.3.2.3. Influence de la répétitions des impacts	116
IV.3.2.4. Effet du nombre d'impact.....	117
CONCLUSION.....	119
REFERENCE BIBLIOGRAPHIQUES	<u>122</u>

Liste des figures

Figure 1. Processus de grenailage	5
Figure 2. Principe de fonctionnement d'une machine à turbine	7
Figure 3. Exemple d'une buse de grenailleuse à air comprimé.....	8
Figure 4. Principes de machine de grenailage de précontrainte à air comprimé.....	8
Figure 5. Machine à ultrasons :	9
Figure 6. Schéma représentatif des paramètres du procédé	10
Figure 7. Influence de la vitesse de projection de grenailage sur les contraintes.....	10
Figure 8. Influence du diamètre des billes de grenailage sur les contraintes	11
Figure 9. Influence du taux de recouvrement de grenailage sur les contraintes.....	13
Figure 10. Mesure de la flèche d'Almen.....	14
Figure 11. Norme de l'éprouvette d'Almen.....	15
Figure 12. Courbe de saturation	16
Figure 13. Détermination de l'intensité Almen -a- et représentation de différentes courbes de saturation obtenues sous différentes conditions.....	16
Figure 14. Evolution de la couverture à différents temps d'exposition	18
Figure 15. Principe de création des contraintes résiduelles par grenailage	18
Figure 16. Représentation schématique -a- d'un profil de déformation plastique et -b- de la distribution de contrainte résiduelle associée en profondeur	19
Figure 17. Micrographie d'un Al2017A grenailé	20
Figure 18. Représentation schématique de l'état de contrainte résiduelle issue du grenailage de précontrainte.....	21
Figure 19. Evolution de la limite d'élasticité dans l'épaisseur d'une couche grenillée pour l'acier de nuance 35Cr4Mo.	22
Figure 20. Illustration des différents ordres de contrainte	23
Figure 21. Distributions typiques de contraintes résiduelles d'ordre 1	24
Figure 22. Contraintes résiduelles d'ordre 2 dans un matériau biphasé	25
Figure 23. Représentation schématique de déformations qui sont à l'origine des contraintes résiduelles d'ordre 3.....	26
Figure 24. Origine des contraintes résiduelles.....	27
Figure 25. Principe de technique de diffraction des rayons X	28
Figure 26. Démonstration de la loi de Bragg	29
Figure 27. Déplacement d'un pic de diffraction entre un état non déformé	30
Figure 28. Montage w utilisé en extensométrie diffractométrique	32
Figure 29. Montage w : détail des conditions de diffraction	32
Figure 30. Référentiel de calcul des déformations en extensométrie.....	34
Figure 31. Représentation de la droite des $\sin^2 \psi$	36
Figure 32. Ellipse des $\sin^2 \psi$ (cas d'une pièce rectifiée)	36
Figure 33. Maillage du massif pour un impact monobille	40

Figure 34. Maillage du massif et ordre des billes	41
Figure 35. Profils de contraintes en différents points de la zone traitée	41
Figure 36. Modèle éléments finis d'un impact multi billes	42
Figure 37. Selected mesh of a symmetry cell	43
Figure 38. Effet de grenailage	44
Figure 39. Modèle élément finis en 3D	45
Figure 40. Endommagement en coupe transversal (avec : $V = 52$ m/s, Taux de couverture 100% et coefficient de friction $\mu = 0.2$)	45
Figure 41. Evolution de l'endommagement en zone de contact avec le coefficient de frottement (μ).....	46
Figure 42. Modèle éléments finis.....	47
Figure 43. Influence de la vitesse d'impact.....	47
Figure 44. Influence du diamètre des billes	48
Figure 45. Influence de l'angle d'incidence	48
Figure 46. Modèle multibilles (6, 15, 28 billes).	49
Figure 47. Représentation de l'ordre des impacts de billes.....	50
Figure 48. Evolution des paramètres de grenailage :a) des contraintes en fonction du nombre de billes, b) des déformations plastiques en fonction du nombre de billes	50
Figure 49. Etude d'influence de l'angle d'impact	51
Figure 50. Modèle éléments finis pour la simulation	52
Figure 51. Contraintes résiduelles obtenues pour une intensité F 30A et une bille de diamètre 0.3mm	52
Figure 52. Profils de contraintes résiduelles pour différentes vitesses et des billes de diamètres 0,5 mm et 1 mm	53
Figure 53. Courbes donnant l'intensité Almen en fonction de la vitesse, pour des billes en acier de différentes tailles	53
Figure 54. Les courbes de contrainte-déformation utilisées dans l'analyse	54
Figure 55. Modèle du laboratoire de Troyes	55
Figure 56. Influence de loi de comportement sur la distribution des contraintes résiduelles avec la profondeur.....	55
Figure 57. Evolution des paramètres de grenailage avec un durcissement isotrope	56
Figure 58. Evolution des paramètres de grenailage avec un durcissement :.....	57
Figure 59. Eprouvette normalisée pour l'essai de traction	59
Figure 60. Matériau de référence	60
Figure 61. Machine de grenailage de précontrainte	61
Figure 62. Schéma de fonctionnement	62
Figure 63. Aspect des projectiles en zirconium	63
Figure 64. Compteur d'Almen (Modèle TSP-3) et plaques de type d'Almen.....	64
Figure 65. Courbe d'Avrami pour l'analyse de couverture par Image et son développement avec le temps d'exposition.....	65

Figure 66. Analyse des images d'une éprouvette AISI 304 grenailés	66
Figure 67. Statistique de mesure d'une analyse d'image	67
Figure 68. Rugosimètre MARSURF RD18	69
Figure 69. Représentation graphique du calcul de Ra	69
Figure 70. Système de mesure Rz	70
Figure 71. Tronçonneuse automatique	71
Figure 72. Zone d'analyse	72
Figure 73. Appareil de l'enrobage	75
Figure 74. Ecran d'affichage d'appareil de l'attaque chimique	74
Figure 75. Appareil de microdureté Mark Buehler série 2100	75
Figure 76. Matrices pour l'évaluation des indentations de microdureté	75
Figure 77. Microscope électronique à balayage (Zeiss EV050)	76
Figure 78. Illustration d'un pic de diffraction	77
Figure 79. Diffractomètre XSTRESS 3000 G3R	79
Figure 80. L'interface du logiciel XTRONIC 1.4.0.	79
Figure 81. Schéma de procédé d'Electropolissage	81
Figure 82. Équipement électrolytique	82
Figure 83. Micromètre Mitutoyo (ID-H0560)	82
Figure 84. Procédure de mesure des contraintes résiduelles	83
Figure 85. Morphologie des surfaces de AISI 304 : (a) non traité ; (b) grenailé	84
Figure 86. Coupe transversale microscopique des éprouvettes grenillées : (a) les observations de microscopie optique (b) observation MEB (500 X) (c) d'observation MEB (500000 X)	85
Figure 87. Profils de microdureté	87
Figure 88. Profils de contraintes résiduelles	88
Figure 89. Comparaison des pics de diffraction en fonction de la position	89
Figure 90. Profil de FWHM obtenu par DRX	90
Figure 91. Profil de rugosité d'une Surface (AISI 304 grenailé avec 200%)	91
Figure 92. Corrélation entre les contraintes résiduelles et la microdureté	93
Figure 93. Corrélation entre la mi- largeur de pic (FWHM) et la Microdureté	94
Figure 94. Structure d'une analyse ABAQUS	95
Figure 95. Comparaison entre Abaqus/Standard et Abaqus/ Explicit	96
Figure 96. Différents types d'éléments disponibles dans ABAQUS	97
Figure 97. Modèle éléments finis du procédé de grenailage	98
Figure 98. Présentation du contact entre la bille et le massif	99
Figure 99. Contact entre une surface maître et une autre esclave	99
Figure 100. Illustration des contacts entre la surface maître et la surface esclave	100
Figure 101. Maillage utilisé, (a) vue en dessus, (b) vue de gauche	102
Figure 102. Use of ALE adaptive meshing to control element distortion	102

Figure 103. Conditions aux limites	103
Figure 104. Effet de la variation de la vitesse sur la distribution des contraintes.....	104
Figure 105. Effet de la variation de la vitesse sur la distribution	105
Figure 106. Effet de la variation de la vitesse sur la distribution des déformations plastiques équivalentes sur la profondeur	105
Figure 107. Effet de la variation du coefficient de frottement sur la distribution	107
Figure 108. Effet de la variation du coefficient de frottement sur la distribution	107
Figure 109. Effet de la variation du coefficient de frottement sur la distribution	108
Figure 110. Effet de la variation de la taille de la bille sur la distribution	109
Figure 111. Effet de la variation de la taille de la bille sur la distribution	110
Figure 112. Effet de la rigidité de la bille sur la distribution	111
Figure 113. Effet de la rigidité de la bille sur la distribution	111
Figure 114. Effet de la rigidité de la bille sur la distribution	112
Figure 115. Influence de l'angle d'impact sur les contraintes résiduelles	113
Figure 116. Influence de l'angle d'impact sur la déformation plastique équivalente..	114
Figure 117. Comparaison entre le résultat expérimental et le modèle numérique	115
Figure 118. Variation de déformation plastique maximale en fonction de changement de la taille des éléments pour la cible	116
Figure 119. Influence de la répétition des impacts sur distribution des contraintes résiduelles.....	119
Figure 120. Effet du nombre d'impact	118

Liste des tableaux

Tableau 1: Différents Ordres des contraintes.	27
Tableau 2 : Travaux des chercheurs dans le grenailage de précontrainte.	58
Tableau 3 : Composition chimique de l'acier inoxydable AISI 304	59
Tableau 4. Propriétés mécaniques de l'acier inoxydable AISI 304	60
Tableau 5 : Aspects d'Intensité Almen et recouvrement des échantillons de AISI 304	68
Tableau 6 : Interprétation des paramètres des pics de diffraction	78
Tableau 7 : Paramètres expérimentaux utilisés dans l'analyse par diffraction des rayons X.....	80
Tableau 8 : Mesure de rugosité.....	94
Tableau 09 : Caractéristique mécanique et l'identification des paramètres de durcissement d'AISI 304	101

NOTATIONS

R	Rapport de taux de couverture
λ	Longueur d'onde des rayons X.
(h,k,l)	Indice de Miller (Adresses des plans cristallographiques)
d_{hkl}	Distance interréticulaire c'est-à-dire distance entre deux plans cristallographiques
θ	Angle de Bragg, demi-angle de déviation (moitié de l'angle entre le faisceau incident et la direction du détecteur)
$2\theta_{hkl}$	Angle de diffraction,
$d_{0,hkl}$	Distance inter réticulaire à l'état non déformé.
ε_{\perp}	Déformation dans la direction normale aux plans diffractants (hkl).
n	Nombre entier d'ordre de la diffraction
ψ	Angle définissant l'orientation de la pièce par rapport au faisceau (angle d'inclinaison)
φ	Angle définissant l'orientation de la pièce dans son plan.
\vec{n}	Normale aux plans diffractants
\vec{N}	Normale à la pièce ;
σ	Module de Young
Φ	Angle de rotation parallèle à la surface de mesure
χ	Angle de rotation dans le plan normale à la surface
w	Angle entre le faisceau incident et la surface de l'échantillon
α, β, γ	Angles interaxial d'une cellule unitaire
C	Couverture
Ar	Nombre d'Avarmi
Δ	Différence
Ev	Electron volte
HV	Dureté de Vickers
μm	Micromètre

μ	Coefficient de frottement
E_c	Energie cinétique
$\bar{\sigma}$	Tenseur de contrainte
\bar{X}	Tenseur variable d'écrouissage cinématique
R'	Variable de l'écrouissage isotrope
J_2	deuxième invariant du tenseur
K	Variable isotrope constante
C'	Module cinématique de durcissement (constantes du matériau)
γ	Vitesse à laquelle le module de durcissement diminue avec l'augmentation de la déformation plastique (constantes du matériau)
λ'	Multiplicateur plastique qui s'obtient grâce à la condition de cohérence
Q	Représente les niveaux de durcissement (ou d'adoucissement) cyclique, Changement maximal de la taille de la surface d'écoulement
b	Vitesse du durcissement (ou de l'adoucissement) cyclique, Vitesse à laquelle σ_0 change avec la contrainte plastique, ou bien la rapidité de la stabilisation
δf	Variation de fonction de charge
$Re_{0,2}$	Limite d'élasticité conventionnelle correspondant à une déformation de 0,2%
R_m	Résistance à la traction
$A \%$	Allongement à la rupture.
ν	Coefficient de poisson.
R_a	Moyenne arithmétique des écarts du profil
R_z	Hauteur de profil maximum
R_t	Hauteur de profil totale
Δd	Distance interréticulaire
λ	Longueur d'onde correspondant à la teneur en chrome $K\alpha$
Z_1	Hauteur de la pièce après le polissage électrolytique
H	Hauteur de référence des spécimens

CSP	Grenailage de précontrainte conventionnel
NP	Pièce non traité
h	Flèche de l'éprouvette
a,b, c et d	Paramètres qui définissent l'ajustement de courbe à partir de données expérimental obtenu, Elles sont obtenues par itération par des procédés numérique.

ABREVIATIONS

ASTM	American Society for Testing and Materials.
MEB	Microscope électronique à balayage
DRX	Diffraction des rayons X
FWHM	largeur à mi-hauteur de pic (Full width at half maximum)
AISI	American Iron and Steel Institute
GP	Grenailage de précontrainte
ALE	Maillage adaptatif Arbitrairement Lagrangienne-Eulérien
NFL	Normalisation française de Grenailage destiné à la mise en contrainte de compression superficielle de pièces métalliques
3D	Trois dimensions
FEM	Méthode des éléments finis
CAE	Complete Abaqus Environment
ALE	Maillage adaptatif Arbitrairement Lagrangienn-Eulerien
UNI-EN 10088	Norme de la liste des aciers inoxydables
SAE	Society of Automotive Engineers
ISO	Organisation internationale de normalisation
Bal	Balayage de la surface

INTRODUCTION

Tout procédé de fabrication d'une pièce mécanique introduit forcément des contraintes résiduelles qui vont influencer son comportement en fatigue, en rupture et même en corrosion. Il existe peu de modes de mise en œuvre de matériaux qui n'engendrent pas un nouvel état de contraintes. Les traitements mécaniques font partie d'une gamme de procédés dont le rôle est d'introduire des contraintes résiduelles de compression. Grâce à ce champ de contraintes résiduelles favorables pour décharger les couches superficielles d'une pièce mécanique, les performances sont nettement améliorées. Cette action peut être assimilée à un béton précontraint, c'est pour cette raison que les traitements de surface mécaniques sont souvent considérés comme un traitement de précontrainte.

L'amélioration des propriétés des zones superficielles des pièces est donc un moyen curatif permettant de se prémunir contre les effets néfastes d'une surcharge au sens large du terme.

Peu à peu, du fait d'une grande maîtrise des traitements superficiels et de leur coût global, une nouvelle tendance se confirme et se répand dans la pratique industrielle : l'intégration des traitements superficiels dans la conception des pièces.

Les traitements de surface mécaniques sont des procédés qui permettent d'améliorer les performances des matériaux par une action combinée de durcissement superficiel, de modification structurale et d'introduction de contraintes résiduelles de compression grâce à une déformation plastique hétérogène à la surface des composants mécaniques. Les traitements les plus utilisés ont le grenailage de précontrainte, le galetage, le martelage, le choc laser, la génération de nanostructures par des déformations plastiques aléatoires introduites à la surface des matériaux. Le principe de base est la mise en application d'une pression à la surface d'un matériau pour provoquer une déformation plastique soit par un outil de forme comme pour le grenailage ou le galetage, soit par une onde de choc comme pour le traitement par choc laser. En effet, ces traitements permettent souvent de remplacer, avec profit, d'un point de vue aussi bien mécanique qu'économique, un matériau noble ou difficile à élaborer par un alliage moins riche en éléments d'alliage moins coûteux ou plus simple à obtenir.

Le grenailage de précontrainte est le plus utilisé des traitements superficiels mécaniques dans le domaine industriel où il fait l'objet d'un nombre d'applications croissant, en particulier dans le domaine des pièces sollicitées en fatigue et en corrosion sous contraintes.

Une opération de grenailage consiste à soumettre la surface d'une pièce à un bombardement contrôlé de particules généralement sphériques. Elles sont propulsées à grande vitesse soit par une turbine soit par un jet d'air comprimé.

Des études expérimentales ont permis de mettre en évidence que ce type de traitements génère des contraintes résiduelles de compression qui sont souvent favorables pour la résistance à la

fatigue et à la corrosion, suite à des déformations plastiques, le matériau peut se durcir grâce à un écrouissage superficiel et/ou peut réduire la taille de grain ou générer une transformation de phase. Ces changements structuraux sont aussi favorables dans une majorité de cas vis-à-vis des sollicitations mécaniques comme la fatigue, l'usure et le frottement. Si la dureté et la taille des grains sont des paramètres bien connus des mécaniciens et des métallurgistes et communs par rapport aux autres traitements de surface, l'introduction des contraintes résiduelles de compression constitue une particularité. L'autre caractéristique particulière de ces traitements de surfaces mécaniques est l'état de surface des pièces traitées. En effet, après le traitement, l'état de surface et la géométrie locale des pièces sont souvent modifiés par rapport à l'état initial. Dans le cas du grenailage et du martelage, une détérioration de l'état de surface est fréquemment observée.

Cette étude a pour but de comprendre l'effet du grenailage de précontrainte sur la surface avec la génération des champs mécaniques. Des investigations expérimentales nous ont permis de mettre en évidence les effets suivants du grenailage sur un acier austénitique AISI 304 dans la couche superficielle : le grenailage augmente la dureté, il augmente considérablement le niveau des contraintes résiduelles. Un modèle élément fini du grenailage des pièces a été développé, permettant d'estimer entre autres, les profils des contraintes et des déformations plastiques des pièces préalablement traitées.

Cette Thèse est scindée en quatre chapitres :

Le premier chapitre correspond à une synthèse bibliographique sur le grenailage de précontrainte où on abordera le principe de procédé ainsi que les différents paramètres qui le contrôlent. Nous introduisons ensuite la notion de contraintes résiduelles avec ses différents aspects, suivie d'une présentation des techniques d'analyse par diffraction qui permettent l'évaluation de ces contraintes résiduelles et l'étude de la microstructure.

Le deuxième chapitre présente une sélection des différents modèles proposés pour décrire le grenailage de précontraintes.

Le troisième chapitre présente le matériau étudié ainsi que les procédures expérimentales, notamment des analyses par diffraction de rayons X, par micro-dureté et par micrographie optique et électronique à balayage sont réalisées sur différents échantillons.

Le quatrième chapitre présente des résultats expérimentaux, ensuite une simulation numérique par le code de calcul d'éléments finis ABAQUS, réalisée sur le procédé en mettant en avant notre propre approche de modélisation du grenailage de précontrainte validé par nos résultats

expérimentaux. Nous avons simulé les effets des différents paramètres de traitement, à l'issue de laquelle nous comparerons les différents profils de déformations plastiques équivalentes. Enfin, une conclusion présente une synthèse générale des résultats ainsi que les perspectives de développement futur.

CHAPITRE I

ETUDE

BIBLIOGRAPHIQUE

I.1. Processus de grenailage

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 importantes 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 [1, 2, 3].

Le grenailage de précontrainte est un traitement de surface qui génère des déformations plastiques en bombardant la surface du matériau traité avec de petits projectiles, généralement sphériques projetés à grande vitesse. Chaque impact génère une déformation plastique dans une zone très localisée, pour être entouré à des compressions (figure 1a). Le bombardement de la surface du matériau finit par causer un profil de contrainte de compression résiduel typique (figure 1b) qui améliore le comportement en fatigue du matériau traité [4-7]. A partir de cet état de contrainte au niveau des couches écrouies en surface qu'on peut déduire l'origine de ce bénéfice. Cet état de contrainte se manifeste en réponse à l'incompatibilité des déformations plastiques locales. Cette incompatibilité est compensée par des déformations élastiques permanentes (tant qu'il n'y a pas de relaxation), ces déformations élastiques permanentes correspondant aux contraintes résiduelles engendrées par le traitement mécanique de précontrainte.

L'analyse d'un profil de contrainte résiduelle peut être définie par trois valeurs importantes : La valeur de contrainte sur la surface du matériau, la contrainte de compression maximale générée, ou elle se produit à une certaine profondeur, et la largeur de la couche comprimée (figure 1b). Il est évident que plus les contraintes de compression résiduelle obtenue est considérable, plus la largeur de la zone comprimée est importante et cela conduit à un meilleur comportement à la fatigue du matériau traité [8, 9,10].

Ces contraintes sont responsables pour retarder de manière significative la croissance des fissures de fatigue. Pour cette raison, les traitements de grenailage sont indiqués dans ces composants qui travaillent sous des charges cycliques, en particulier dans les cas où les sollicitations de service sont situées sur la surface, par exemple dans certaines parties de machines tournantes et mécanismes.

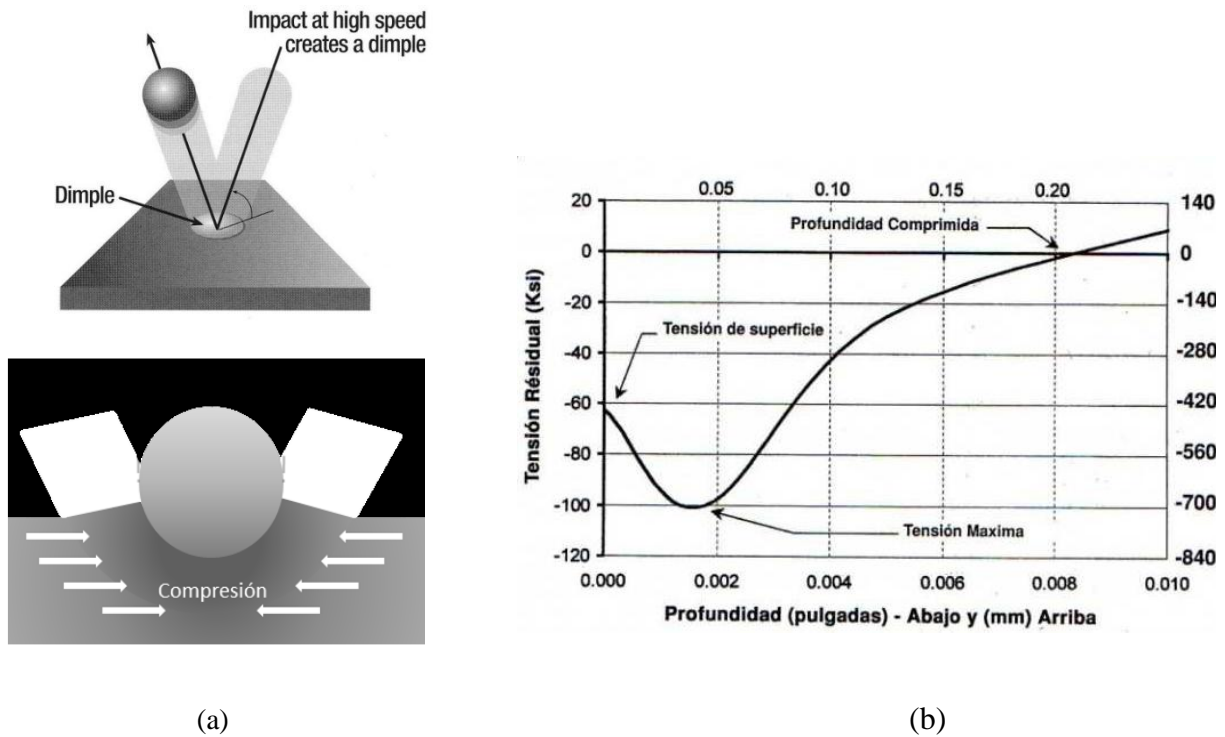


Figure 1. Processus de grenailage : a) La déformation plastique provoquée par un impact, b) le profil des contraintes résiduelles typique de l'ensemble du processus [1]

I.2 Principe de fonctionnement

La projection de la grenaille est effectuée dans des conditions parfaitement contrôlées qui n'ont rien à voir avec les nombreux usages du grenailage pour le nettoyage ou le décalaminage des pièces. La dimension de ces billes peut varier de 0,1 à 3 mm selon les configurations de machines utilisées. Toutes les grenailles utilisées doivent être conformes à une répartition granulométrique fixée par les normes [11]. Les systèmes de grenailage avancés disposent souvent d'un système complet et complexe permettant de trier les billes cassées par des techniques automatisées. C'est en fait une véritable opération d'usinage permettant d'augmenter dans des proportions souvent très importantes la tenue à la fatigue et à la corrosion. La conséquence d'une usure prononcée des billes est similaire à l'usure des outils de coupes dans le cas d'un usinage classique. L'efficacité du traitement dépendra de la nature des grenailles, de la loi du comportement mécanique de la pièce traitée, de l'énergie incidente du jet de grenaille et de l'énergie absorbée par la déformation plastique hétérogène de la pièce traitée. Il existe différents types de machines de grenailage de précontrainte, selon la géométrie de la pièce à traiter et la qualité et la cadence de réalisation exigées. La mise en mouvement des billes peut se faire à l'aide d'un système à air comprimé (figures 3, 4), d'une machine à turbine (figure 2) ou d'un système mis en mouvement par ultrasons (figure 5).

Les principaux paramètres opérationnels du traitement sont les suivants :

- la nature, la dureté, la forme, le comportement mécanique cyclique et la taille des grenailles ;
- la vitesse, la quantité et la direction des billes au moment de l'impact des grenailles sur la pièce à traiter ;
- le temps d'exposition au jet de grenailles ;
- la température de la pièce pendant le traitement ;
- le niveau des contraintes résiduelles ou appliquées dans la pièce à traiter.

Cette variété de paramètres et les innombrables combinaisons possibles de conditions de traitement ont amené les chercheurs et les industriels à travailler sur des paramètres globaux pour assurer une constance des conditions de traitement appliquées.

Il existe de nombreux types de machines à grenailer. Elles se classent en deux catégories suivant le procédé utilisé pour projeter la grenaille (air comprimé ou turbine centrifuge). Le choix entre ces deux gammes de machines est en fonction de la qualité du grenailage demandé et des pièces à traiter. Les machines à grenailer peuvent être très diverses également suivant le système de présentation des pièces sous le jet de grenailles. On trouve ainsi des machines à tambour pour le grenailage des pièces en vrac, à table rotative pour les séries de petites pièces, à convoyeur linéaire pour les ressorts hélicoïdaux, à convoyeur à charge suspendue. Le grenailage peut, pour certaines pièces de grandes séries, être effectué en continu. Enfin pour des pièces particulières, les cylindres de laminoir par exemple, il est nécessaire de concevoir spécialement une machine à grenailer.

I.2.1. Machine à turbine

Dans les machines à turbine (figure 2), la projection de la grenaille est obtenue à l'aide d'une turbine tournant à grande vitesse (1000 à 3000 tr/min). La grenaille est introduite au centre de la turbine par simple gravité ou par pré-accélération pneumatique. Une pièce de contrôle permet de déterminer l'endroit d'injection des grenailles sur les palettes de la turbine, ce système permet alors de positionner le jet de grenaille sous la turbine.

La force centrifuge à laquelle sont soumises les grenailles est suffisante pour écrouir le matériau traité. En faisant varier la vitesse de rotation de la turbine, on peut modifier la valeur de l'énergie incidente et donc l'intensité du grenailage.

Les machines à turbine sont utilisées pour le grenailage de grandes séries de pièces, et plus généralement lorsque la régularité du taux de recouvrement n'est pas exigée sur toute la pièce.

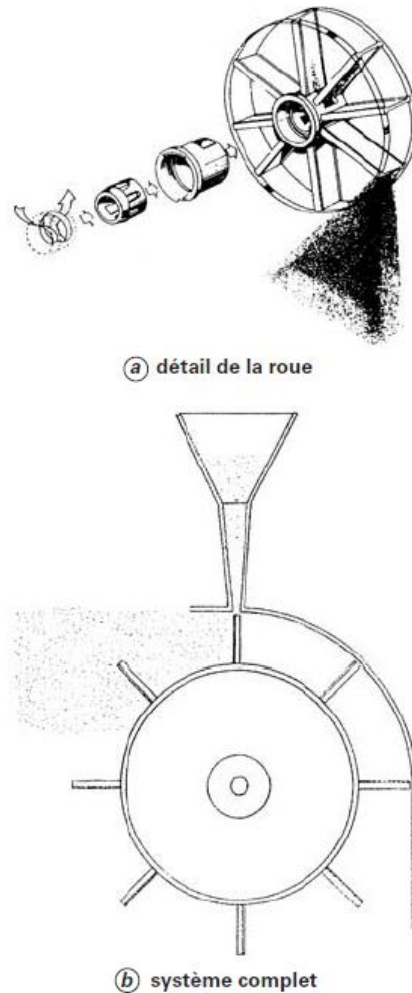


Figure 2. Principe de fonctionnement d'une machine à turbine [12]

I.2.2. Machine à air comprimé

Ces machines ont l'avantage de produire un jet de grenaille parfaitement localisable, dont la direction peut être déterminée avec précision (Figure 3). Il est donc possible d'obtenir des grenaillages très précis utilisés surtout pour les opérations de précontrainte des pièces de l'aéronautique.

Dans ce type de machine (figure 4), la grenaille est éjectée à grande vitesse dans une buse de projection où elle crée un effet venturi (aspiration) ; la grenaille est amenée dans la buse par surpression ou par aspiration.



Figure 3. Exemple d'une buse de grenailleuse à air comprimé [13]

Le réglage de la pression de l'air comprimé permet le contrôle de la vitesse d'éjection. En fonction des pièces traitées, des automatismes perfectionnés sont réalisables pour traiter différentes zones d'une même pièce défilant sous le jet dans des conditions différentes. Ces machines sont particulièrement adaptées pour les traitements des pièces possédant des cavités ou des surfaces complexes. En général, leur capacité de production est faible.

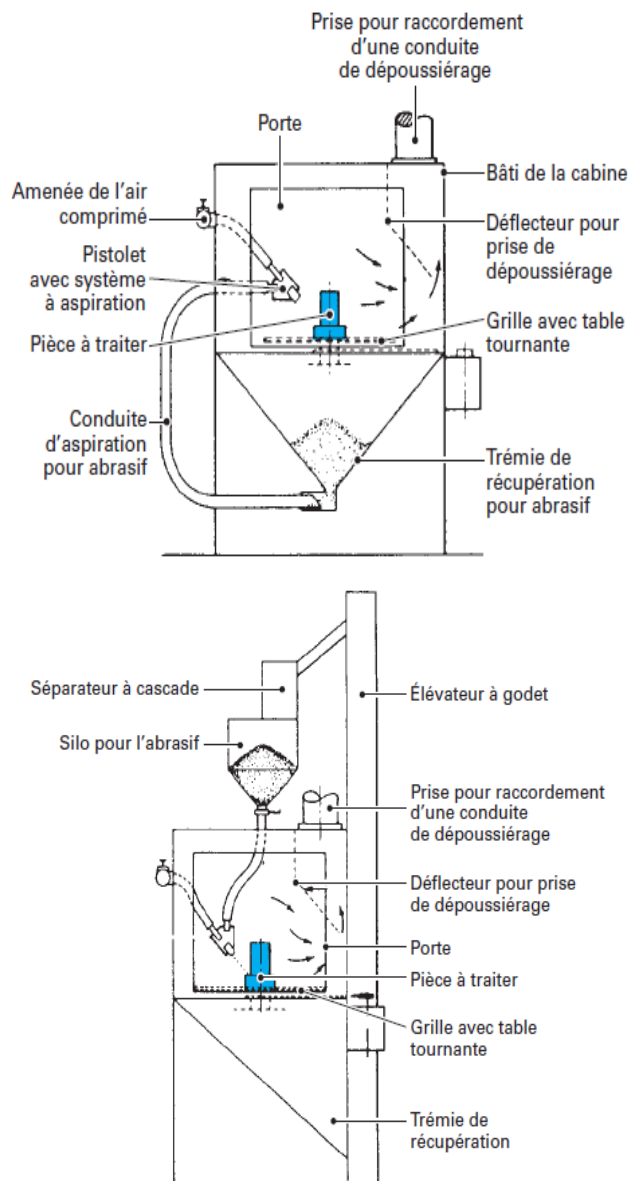
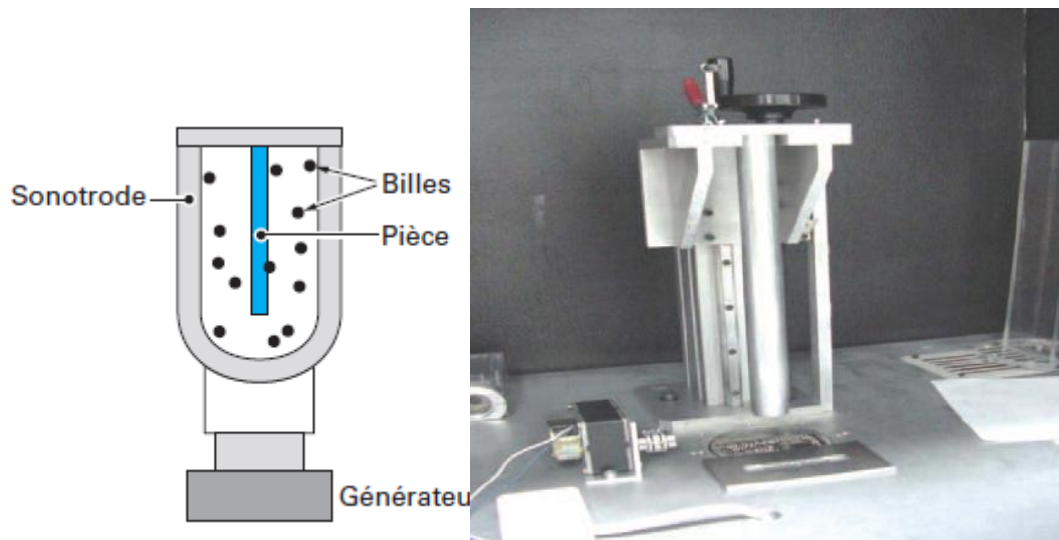


Figure 4. Principes de machine de grenailage de précontrainte à air Comprimé [14]

I.2.3. Machine à ultrasons

Ce type de machine est le plus récent ; comme son nom l'indique, c'est un procédé basé sur l'accélération de la grenaille par des hautes fréquences (20 kHz). L'ensemble est constitué d'une enceinte de traitement dans laquelle la grenaille est déposée (Figure 5.a), puis la pièce à traiter est maintenue au sein du bac de traitement de sorte qu'elle reçoive la grenaille de toutes les directions (Figure 5.b). Ce traitement utilise des billes de grande dimension par rapport aux cas précédents. La grenaille n'est pas renouvelée au cours du traitement, ce qui représente un avantage au niveau de la quantité à utiliser.



(a)

(b)

Figure 5. Machine à ultrasons : a) Schéma de principe d'un système de grenailage Par ultrasons, b) Disposition de grenailage par ultrasons [15]

I.3. Paramètres du grenailage de précontrainte

Tous les paramètres qui peuvent varier l'intensité de l'impact, ils sont des facteurs importants et ils influent sur le résultat du grenailage [16]. Ces paramètres sont liés soit aux matériaux (billes et pièce), soit au procédé lui-même, ces derniers sont multiples et à maîtriser impérativement, non seulement pour atteindre l'objectif prévu pour la pièce, mais aussi pour éviter de la détériorer [1]. En effet, les impacts provoquent obligatoirement de l'endommagement, il s'agit constamment de trouver un meilleur compromis entre les avantages et les inconvénients. Le but étant naturellement d'éviter que les inconvénients ne surpassent les effets bénéfiques.

I.3.1. Paramètres intrinsèques au procédé

La figure 6 illustre les différents paramètres liés au procédé du grenailage.

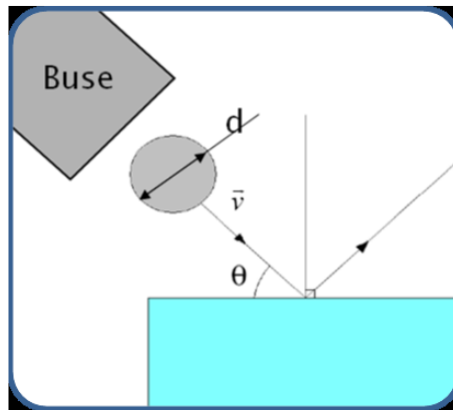


Figure 6. Schéma représentatif des paramètres du procédé [17]

I.3.1.1. Vitesse de projection

Elle intervient directement dans l'expression de l'énergie cinétique de la bille, ce qui en fait un paramètre primordial. Elle est généralement comprise entre 20 et 100 m/s pour les grenailluses traditionnelles. Elle augmente la zone affectée par le traitement et le niveau maximal de contrainte (figure 7). Les variables qui influent sur la vitesse sont la vitesse de rotation de la turbine ou de l'air, le diamètre de la buse de tir, le diamètre et la position de l'injecteur sur le jet d'air et la distance entre la pièce à grenailler et la buse.

Une distance trop éloignée peut en effet causer une perte de vitesse du média, donc de l'énergie cinétique.

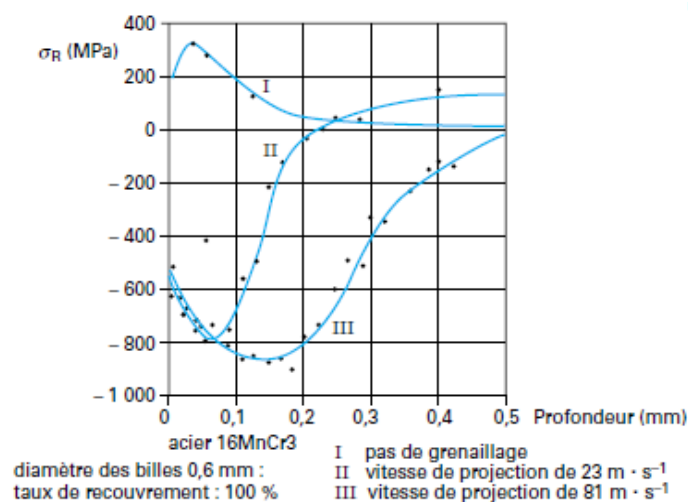


Figure 7. Influence de la vitesse de projection de grenaillage

Sur les contraintes résiduelles [18]

I.3.1.2. Diamètre de la bille

L'influence du diamètre des billes est illustrée par la figure 8 pour le même matériau. L'augmentation du diamètre des billes accroît la profondeur affectée par les contraintes de compression mais sans modifier notablement la valeur de la contrainte en surface ni la valeur maximale de la contrainte de compression [15].

Il détermine le poids de la bille pour un matériau donné. Il aura une influence sur les déformations engendrées, et donc sur la rugosité. Il affecte la durée de traitement dans la mesure où toute géométrie angulaire est à proscrire afin d'éviter de créer des amorces de rupture en surface de la pièce lors des impacts. On attache donc une grande importance au tri des billes usagées afin de contrôler leur usure. La zone en compression augmente avec la dureté. La profondeur où le niveau de contrainte est maximal s'éloigne de la surface quand la taille de la bille augmente, comme l'illustre la figure 8. Mais, celle-ci ne semble pas affecter de façon notable la valeur de ce niveau maximal de contraintes.

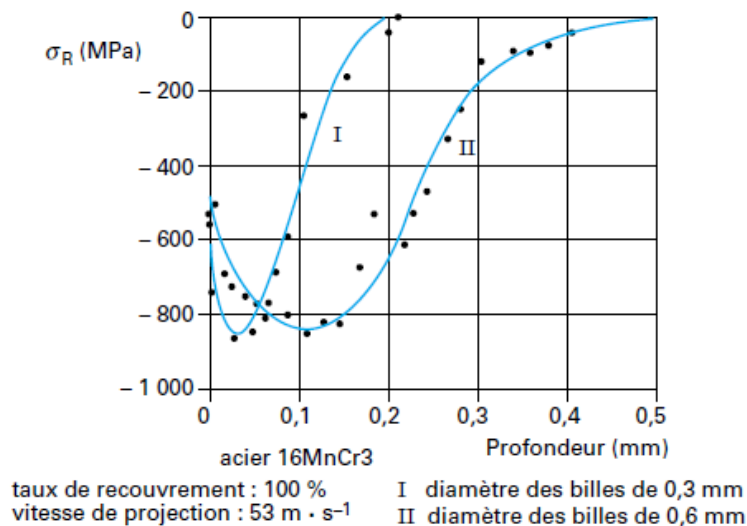


Figure 8. Influence du diamètre des billes de grenaille

Sur les contraintes résiduelles [18]

I.3.1.3. Angle d'incidence θ

En général l'angle d'incidence est d'environ 85° [19] pour éviter des interférences entre les billes projetées et celles ayant rebondi sur la pièce. Cependant cet angle d'incidence peut varier entre 30° et 90° en fonction de la géométrie à traiter. L'angle d'incidence influe sur l'énergie emmagasinée par la pièce [20].

I.3.1.4. Débit

Le débit correspond au nombre de billes projetées par unité de temps. Il dépend des réglages de la grenailleuse : diamètre de la buse ou de l'injecteur, pression d'utilisation, de la granulométrie du produit rejeté et du nombre de turbines. Il influence considérablement l'intensité du grenaillage. En effet, l'énergie cinétique diminue avec la quantité de grenailles projetées, du fait de l'interaction entre elles.

I.3.1.5. Durée d'exposition et le taux de recouvrement

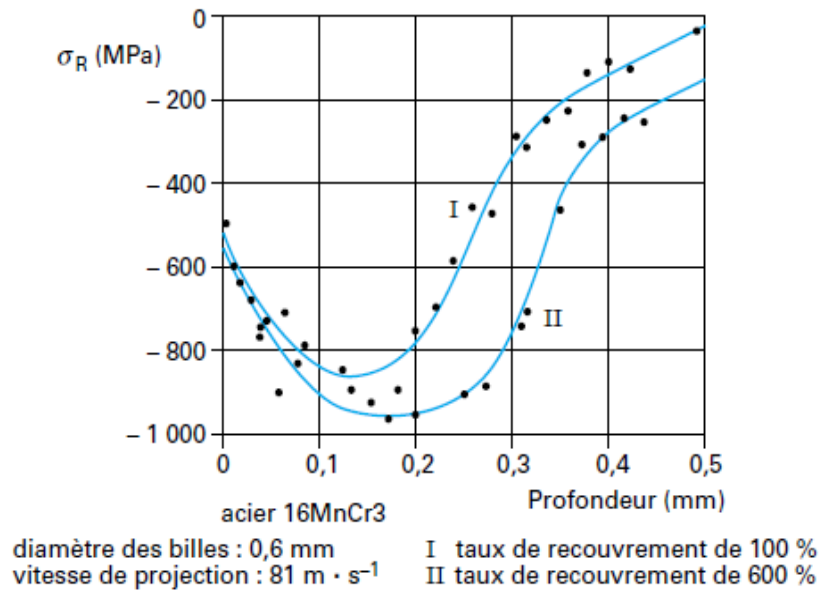
C'est le temps pendant lequel la surface à traiter est soumise au bombardement des grains, sa durée découlera un état de surface plus ou moins propre ou bien mécaniquement traité. La durée conditionne le nombre d'impacts sur la pièce. Elle conditionne les déformations plastiques cumulées dans la couche affectée par le traitement. Le temps ayant une incidence directe sur le coût, on s'efforcera de le réduire. Par l'augmentation du débit, par la mise en œuvre de mouvements des pièces ou mouvements du jet les plus efficaces possibles pour obtenir la meilleure couverture.

L'influence du taux de recouvrement qui dépend directement de la durée de l'opération est illustrée par la figure 9 dans le cas d'un acier faiblement allié à l'état trempé et revenu. Pour un diamètre de billes et une vitesse de projection fixés, l'augmentation du taux de recouvrement se traduit : par une augmentation de la profondeur affectée, par une augmentation du maximum de la contrainte de compression et par un déplacement de celui-ci vers l'intérieur de la pièce. De manière générale, ces effets sont d'autant plus marqués que le matériau présente un palier plastique peu marqué comme c'est le cas des alliages d'aluminium, de nickel et les aciers austénitiques.

Le taux de recouvrement est le rapport entre la surface des impacts et la surface à grenailler. Un taux de 100% indique que la surface de la pièce est entièrement grenaillée.

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 [21].

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%. L'examen visuel à la loupe reste la méthode la plus utilisée pour déterminer ce paramètre.



**Figure 9. Influence du taux de recouvrement de grenailage
Sur les contraintes résiduelles [18]**

I.3.2. Paramètres intrinsèques aux matériaux

Ces paramètres correspondent aux caractéristiques mécaniques et physiques des matériaux utilisés, tant pour la bille que pour la pièce. Le choix de billes à employer doit être fait selon les caractéristiques du matériau à traiter.

I.3.2.1. Masse volumique (billes)

Elle détermine le poids de la bille pour une dimension donnée, et, donc, entrera en compte dans l'énergie cinétique de la bille [22].

I.3.2.2. Duretés (billes et pièce)

Le procédé étant basé sur la déformation plastique, il est souvent nécessaire que les billes soient au moins aussi dures que la pièce afin que ce soit cette dernière qui subisse les

déformations principales. La rugosité superficielle finale est influencée par la dureté de la bille et de la pièce. Une bille de faible dureté est, dans certain cas, utilisée en augmentant l'intensité afin de répondre aux exigences particulières de l'état de surface.

I.3.2.3. Loi de comportement

On notera aussi l'importance du comportement élasto-visco-plastique du matériau de la pièce. Chaque point de la surface peut être impacté plusieurs fois pour assurer un bon recouvrement. Sous l'effet de l'érouissage, certains matériaux vont se durcir, d'autres vont avoir tendance à s'adoucir, et les autres ne vont pas évoluer. Le caractère dynamique de l'impact complexifie d'avantage le phénomène. Hakimi [23] explique que pour les matériaux dont la dureté est inférieure à celle de la bille, cet effet dynamique n'affecte qu'une petite couche proche de la surface. Il augmente la valeur de contrainte résiduelle en extrême surface.

I.4. Contrôle du procédé

La multiplicité des paramètres rend très délicat le contrôle et la répétitivité d'une opération de grenailage, pour tenter de maîtriser tant de facteurs indépendants.

I.4.1. Intensité d'Almen, courbe de saturation

Les utilisateurs du grenailage emploient depuis très longtemps le système de la jauge Almen. Il s'agit d'une éprouvette d'acier parfaitement définie et normalisée à l'origine. La norme actuelle régissant le grenailage est la « NFL 06-832 » [24]. L'éprouvette plane est fixée sur un support lui-même normalisé et soumis au jet de grenailles (Figure 10).

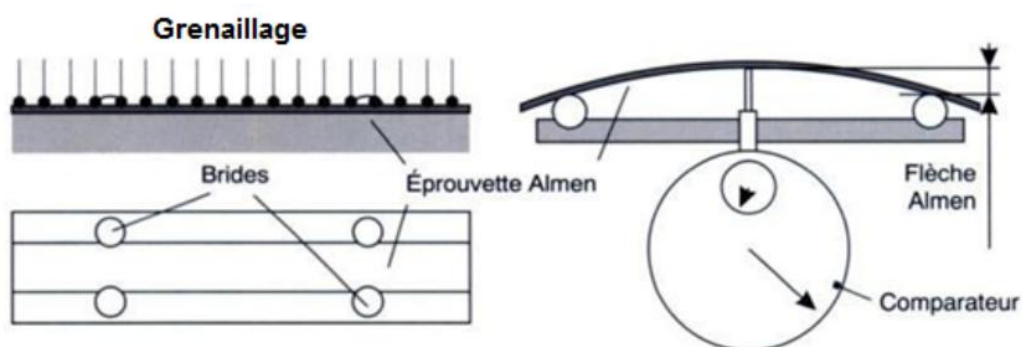


Figure 10. Mesure de la flèche d'Almen [21]

Après libération de son support, l'éprouvette Almen présente une flèche résultant de l'équilibrage des contraintes résiduelles introduites. La mesure de cette flèche à l'aide d'un comparateur (Figure 10) permet alors de caractériser l'opération de grenailage par la flèche Almen relevée, qui à son tour, donnera l'intensité Almen. Ces normes définissent trois types d'éprouvettes : N, C et A. A et C étant les plus utilisées ; l'éprouvette N la plus mince est utilisée pour le contrôle du grenailage par microbilles de verre. Pour la même opération de grenailage, l'éprouvette A présentera une flèche 3,5 fois plus faible que l'éprouvette N et l'éprouvette C aura une flèche 3,5 fois plus faible que l'éprouvette A. ($f(N) = 3,5 \times f(A)$, $f(A) = 3,5 \times f(C)$).

Ces trois éprouvettes permettent de contrôler avec une précision suffisante sur la mesure de la flèche toutes les opérations de grenailage. En général, la majorité des traitements de grenailage est effectuée dans une gamme de flèches variant de 0,2 à 0,6 mm pour l'éprouvette A.

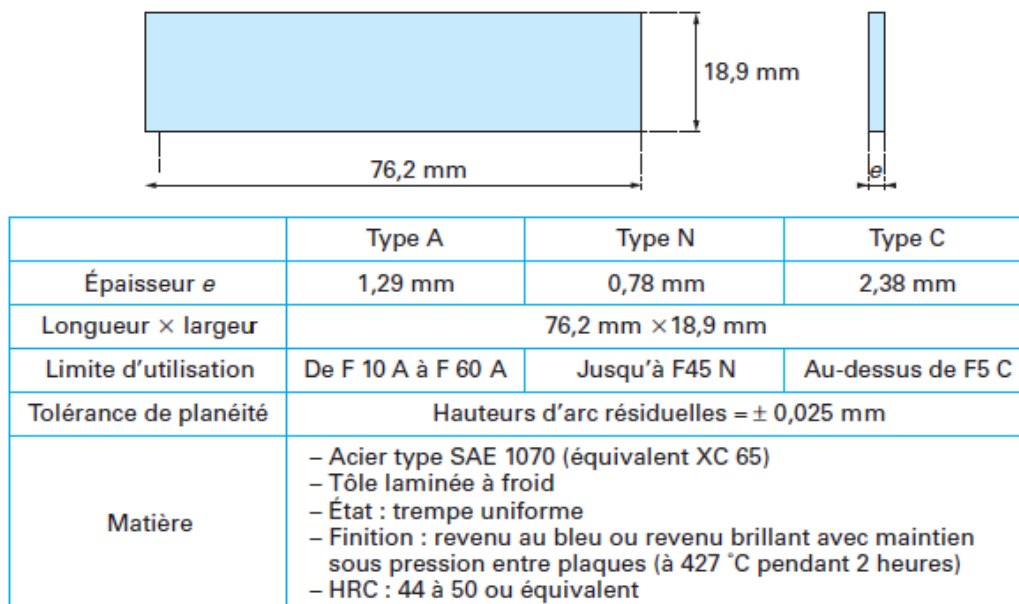


Figure 11. Norme de l'éprouvette d'Almen [21]

Dans la pratique, lorsque l'industriel doit effectuer un traitement de grenailage donné accompagné de l'intensité Almen demandée, il lui faut déterminer les conditions de réglage de la machine pour obtenir la flèche Almen désirée. Pour cela, il doit tracer une courbe de saturation (Figure 12). En fait, il s'agit de déterminer la loi de variation de la flèche Almen mesurée en fonction du temps de passage de la jauge sous le jet de grenaille dans des

conditions de grenailage maintenues constantes pendant le tracé de la courbe. On obtient ainsi des courbes dites de saturation, qui tendent à atteindre un palier.

On définit le temps de saturation comme le temps dont le double entraînerait une augmentation de flèche Almen inférieure à 10 %. La flèche atteinte à cette saturation représente l'intensité Almen. Dans certains cas, on ne peut atteindre l'intensité désirée, ce qui oblige à changer les conditions de grenailage, en augmentant l'énergie cinétique de la grenaille pour obtenir une intensité plus importante.

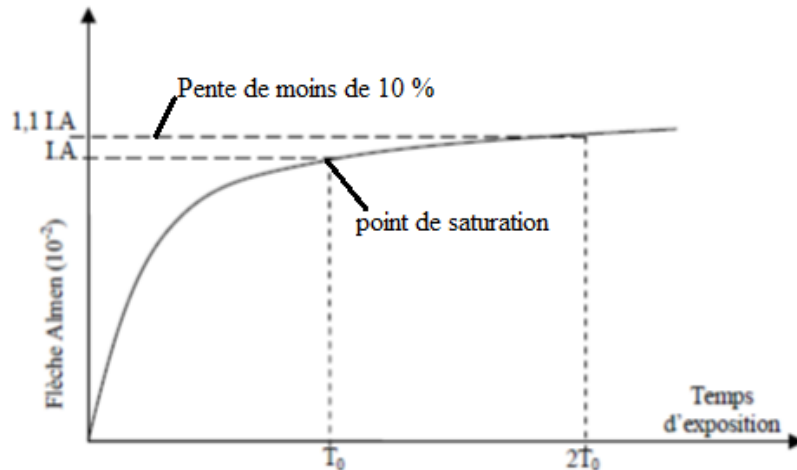


Figure 12. Courbe de saturation [25]

Lors de l'établissement de la courbe et du temps de saturation pour une intensité Almen donnée, il faudra tenir compte du fait que le temps de saturation n'est pas le même pour le matériau grenailé. Ce temps sera plus long sur les pièces dures que sur les métaux ductiles. On aura donc intérêt à réaliser des jauges Almen dans le matériau à traiter afin de déterminer ce temps et de régler en conséquence la grenailleuse (figure 13).

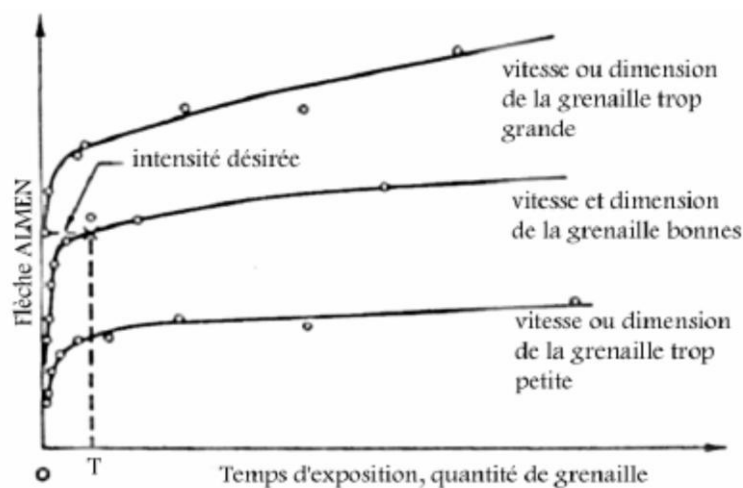


Figure 13. Détermination de l'intensité Almen et représentation de différentes courbes de saturation obtenues sous différentes conditions [14]

I.4.2. Taux de couverture

Si on désire effectuer correctement ce réglage, il faudra en fait tenir compte du taux de recouvrement. Ce facteur joue un rôle important dans la qualité du grenailage. Il est exprimé en rapport de surface impactée par la grenaille divisée par la surface totale de la jauge.

$$R = \frac{\text{Surface des empreintes} \cdot 100}{\text{Surface à grenailier}} \quad (1)$$

Ce recouvrement doit être proche de 100 % pour considérer que toute la surface est grenillée. Ce taux est estimé par observation et reste difficile à évaluer avec une grande précision surtout pour les taux élevés. Pratiquement, les industriels ont tendance à parler de taux de recouvrement de 200 % et même plus ; en fait il s'agit de temps multiples de celui produisant un recouvrement de 100 %.

Le taux de recouvrement tend vers une limite de 100 %. La méthode la plus courante pour le mesurer est l'examen visuel à grossissement 8 à 10 de la surface grenillée. Cette méthode ne permet pas de déterminer avec précision les recouvrements compris entre 95 et 100 %. C'est pourquoi, on définit la notion de temps de base, qui correspond au temps de traitement pour un taux de recouvrement apparent de 100 %.

L'essai Almen permet de contrôler la reproductibilité d'une opération de grenailage dans des conditions données. Ce test n'est valable que dans des conditions précises appliquées à un matériau donné. En d'autres termes, deux flèches d'Almen obtenues dans des conditions d'essais différentes ne caractérisent pas le même effet. La flèche Almen ne définit ni le taux de recouvrement ni les contraintes résiduelles de la pièce. Elle ne prédit pas non plus l'évolution du matériau à traiter. Chaque matériau possède en effet sa propre loi de comportement.

Afin d'illustrer le concept de couverture, plusieurs tests de matage ont été effectués dans divers temps d'exposition. En conséquence, les différents pourcentages de surface impactée qui correspondent à différents pourcentages de couverture seront obtenus. Le degré de couverture peut être déterminé visuellement, en utilisant des loupes stéréoscopiques, c'est la

méthode la plus couramment utilisée dans l'industrie. Dans la figure 14 on peut observer l'évolution de la couverture en fonction des temps d'exposition. L'image "a" a une couverture de 31%, "b" 91,8%, tandis que dans "c" et "d" la couverture est supérieure à 100%.

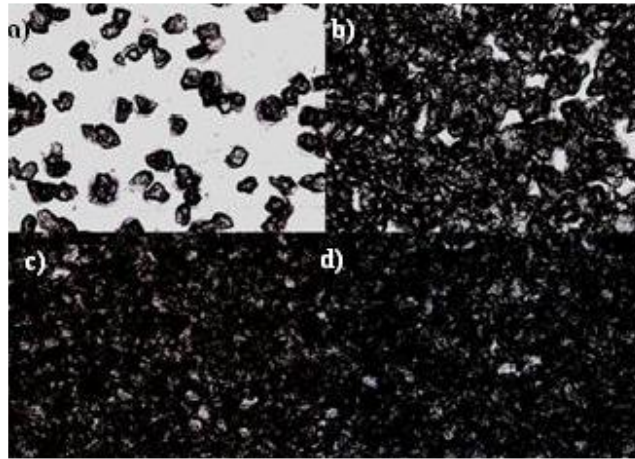
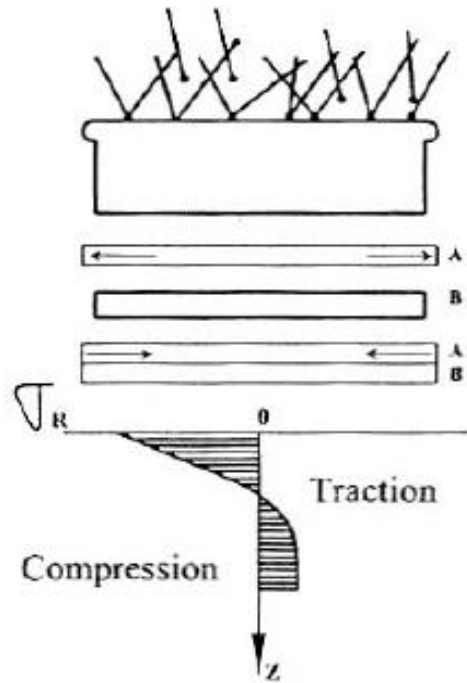


Figura 14. Evolution de la couverture à différents temps d'exposition [26]

I.5. Mécanisme de génération et évolution des contraintes résiduelles

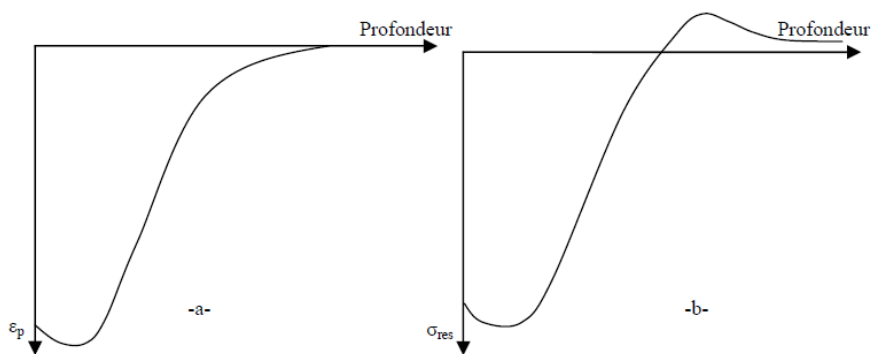
A l'échelle de l'impact, nous observons une déformation plastique hétérogène, qui nécessite une adaptation élastique des couches inférieures pour rééquilibrer les efforts internes.

La multitude de chocs conduit à l'étalement de la couche supérieure, qui sera soumise à une compression exercée par les couches inférieures (figure 15).



**Figure 15. Principe de création des contraintes résiduelles par
Le grenailage de précontrainte [27]**

La Figure 16 représente un profil type de déformation plastique engendré par un grenailage.



**Figure 16. Représentation schématique -a) d'un profil de déformation plastique -b) de la
distribution de contraintes résiduelles associée en profondeur**

(Issus du grenailage) [27]

Ce profil est reproductible au niveau de l'état des contraintes (Figure 16-b). En effet, c'est le gradient des déformations plastiques qui génère les contraintes résiduelles. Si les déformations étaient homogènes, on n'aurait pas de contraintes résiduelles.

Les caractéristiques principales de la couche précontrainte par grenailage sont :

- La présence d'un important gradient de contraintes dans la zone en compression ;
- Un niveau de contraintes très élevé, proche de la limite d'élasticité du matériau ;
- La présence d'un écrouissage très important en surface sur des profondeurs inférieures à 0,5 mm.

Ces remarques seront utiles à la description de l'évolution de la distribution des contraintes résiduelles en service, en chargement mécanique et/ou thermique.

Différents auteurs [28] ont insisté sur le fait que ces contraintes avaient tendance à se relaxer dès les premiers cycles de chargements. Ceci fut surtout remarqué en fatigue oligocyclique et principalement sur les matériaux à adoucissement cyclique. L'une des explications qui revient le plus souvent est la présence d'un important gradient de contraintes, qui révèle le caractère instable des contraintes évoluant lors de toute sollicitation vers un état stable (gradient de contraintes moins prononcé).

Cependant, l'effet d'amélioration est indéniable. D'autres auteurs [29] donnent plus d'importance à l'effet d'écrouissage qu'à celui des contraintes. En effet, ils arrivent à montrer qu'en fatigue oligocyclique les contraintes du premier ordre (macro-contraintes) se relaxent rapidement tandis que les micro-contraintes semblent plus stables. Cette remarque a été établie en observant l'évolution en service de la largeur à mi-hauteur des pics de diffraction X, qui ne semble pas évoluer de la même façon que les macro-contraintes. Dans les cas où il y a eu amélioration de la tenue en fatigue, l'évolution des largeurs à mi-hauteur était plus lente.

I.6. Modification de la microstructure

Le grenailage agit sur la microstructure des couches superficielles. En effet, l'écrouissage provoqué modifie la densité de dislocations ou peut même générer de nouvelles microstructures : apparition de martensite d'écrouissage α' dans le cas des aciers inoxydables métastables ou de nanostructures [30,31]. Des mesures de profils de micro-dureté ou d'élargissement des pics de diffraction confirment ce fait, en comparant l'état traité à l'état non traité. Ceci dit, il est nécessaire de rappeler que le grenailage peut également adoucir la microstructure par l'annihilation des structures de dislocation (cas des aciers très durs).

I.7. Effet sur l'état de surface

Le principe même du grenaillage laisse présager une importante rugosité (Figure 17). En effet, ce dernier agit par une multitude d'indentations qui augmenteront la rugosité de la face traitée.

Bien qu'il présente parfois l'avantage de permettre d'effacer les traces antérieures d'usinage, le grenaillage augmente souvent la rugosité des surfaces traitées. Cet aspect est en rapport direct avec la nature du couple matériau traité/grenaille [32]. En effet, pour des matériaux dits durs (dont la dureté est supérieure à celle de la grenaille), nous aurons plutôt un effet de surface favorable avec un éventuel gommage, sans avoir de traces significatives de grenaillage. L'effet néfaste apparaît surtout pour les matériaux doux. Dans ce cas, les indentations seront profondes.

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 ;
- Le taux de recouvrement.

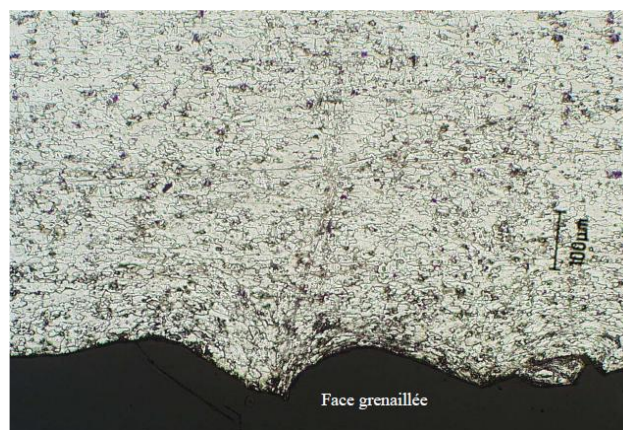


Figure 17. Micrographie d'un Al2017A grenaillé [27]

I.8. Etat mécanique

Deux mécanismes de déformation interviennent sous l'impact de la grenaille (figure 18) :

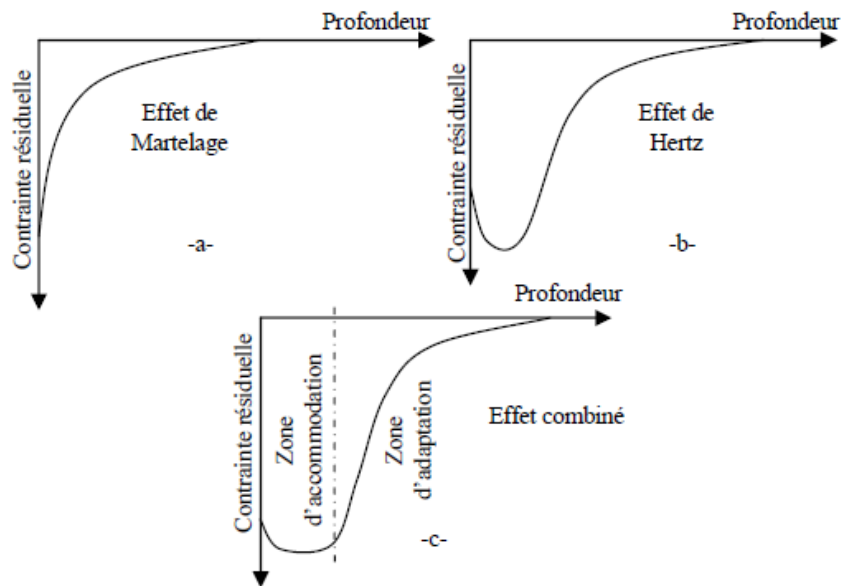


Figure 18. Représentation schématique de l'état de contrainte résiduelle issue du grenailage de précontrainte [2]

- Une plastification en surface souvent nommée « martelage ». Ce mécanisme induit des contraintes résiduelles maximales en surface. Cet effet est souvent associé aux efforts tangentiels développés lors du choc (figure 18-a) ;
- Une déformation en sous couche provoquée par l'effet de pression de Hertz donnant un maximum de contraintes à quelques microns de profondeur (figure 18-b).

Les impacts successifs en chacun des points de la surface provoquent une déformation cyclique [33] de la couche grenillée où la part de chacun des deux mécanismes précédemment décrits dépend des conditions de grenailage [2], de la rigidité de la structure traitée et des conditions de contact bille-matériau.

L'écrouissage superficiel modifie les caractéristiques mécaniques du matériau dans la couche traitée. Devignes [1] a calculé l'évolution de la limite d'élasticité dans l'épaisseur de la couche grenillée en utilisant la méthode de Zarka [34] à la fin de la première montée en charge (Figure19).

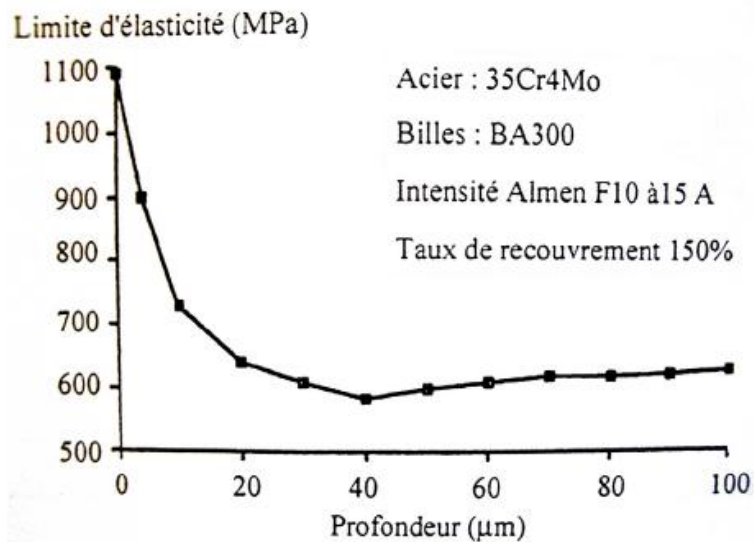


Figure 19. Evolution de la limite d'élasticité dans l'épaisseur d'une couche grenillée pour l'acier de nuance 35Cr4Mo [1].

I.9. Contraintes résiduelles

On définit généralement les contraintes résiduelles comme étant les contraintes qui subsistent dans les pièces mécaniques qui ne sont soumises à aucun effort extérieur. Ces contraintes sont en équilibre sur l'ensemble du volume que constitue un composant ou une structure mécanique.

Des contraintes résiduelles existent dans pratiquement tous les matériaux solides, métalliques ou non (bois, polymère, verre, céramique, etc.). Elles traduisent l'histoire métallurgique et mécanique de chaque point et de l'ensemble de la pièce au cours de son élaboration. On peut dire que presque tout procédé de fabrication amène un nouvel état de contraintes résiduelles y compris un traitement de détensionnement thermique. Cela est encore plus vrai pour l'ensemble des traitements de surface mécaniques.

I.9.1. Différents ordres des contraintes résiduelles

A cause du caractère polycristallin et hétérogène des matériaux métalliques, les sources de contraintes peuvent provenir de déformations à différentes échelles : macroscopique, mésoscopique ou microscopique.

En effet, un matériau cristallin est constitué de phases, qui elles-mêmes sont formées de grains. Généralement pour un matériau polyphasé, les propriétés mécaniques des phases et des constituants sont différentes. Le comportement sous une sollicitation extérieure est alors une moyenne des comportements des phases constituant le matériau.

Dans une phase non soumise à des sollicitations mécaniques externes (après la recristallisation par exemple), un grain peut souvent être considéré comme un monocristal.

Quand il y a un chargement extérieur suffisamment important pour provoquer des déformations plastiques, des sous joints de grain et des cellules de dislocations peuvent apparaître dans le matériau. Ces sous joints et cellules sont le résultat des interactions et des réarrangements des dislocations au cours de la déformation. Les grains seront alors divisés par ces discontinuités du réseau cristallin.

Des sous grains et des cellules de dislocations peuvent être considérés dans le cas d'un matériau déformé plastiquement comme un ensemble de petites zones élémentaires de structures cristallographiques parfaites séparées par des défauts cristallographiques. Un grain peut être considéré également dans le cas d'un matériau recristallisé comme divisé par de petits éléments de même nature. Ces éléments sont appelés « domaines cohérents ».

Chaque domaine cohérent est constitué par un empilement régulier d'atomes, qui peut être défini par un ensemble de mailles cristallines identiques et parallèles.

Quelle que soit l'échelle à laquelle on considère le matériau, on peut mettre en évidence des contraintes résiduelles ayant pour origine des déformations élastiques irréversibles assurant la continuité du matériau. Une classification des contraintes résiduelles en trois ordres (Figure 20) liés à l'échelle à laquelle on considère le matériau a été proposée par Macherauch [35] il y a quelques années. Depuis, cette définition est reprise et explicitée dans de nombreux articles [36,37].

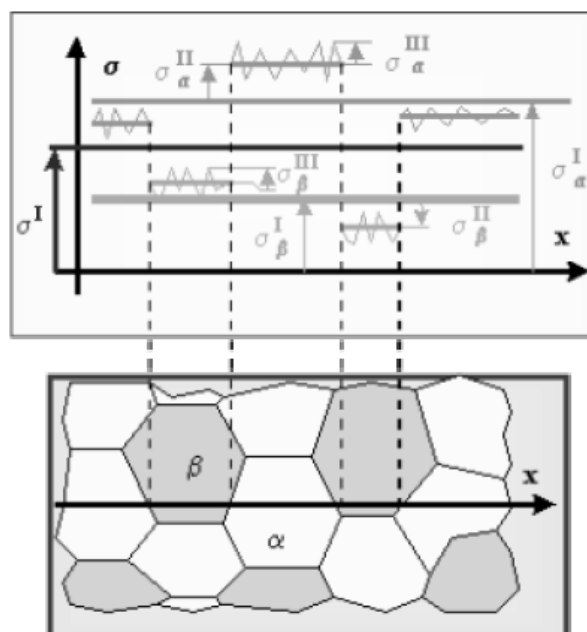


Figure 20. Illustration des différents ordres de contrainte [37]

I.9.1.1. Contraintes résiduelles du premier ordre

Elles sont homogènes, c'est-à-dire sont constantes en intensité et en direction, dans des domaines relativement importants s'étendant sur plusieurs grains dans le cas des matériaux monophasés. Les forces résultant des contraintes du premier ordre sont en équilibre dans chaque section de la pièce et les moments liés à ces forces nuls par rapport à tout axe. Les contraintes résiduelles du premier ordre sont également appelées contraintes résiduelles macroscopiques.

La figure 21 donne quelques distributions typiques de contraintes résiduelles d'ordre 1. Il est important de noter que toute modification dans l'équilibre des forces et des moments associés aux contraintes résiduelles du premier ordre, due par exemple à un enlèvement de matière dissymétrique, se traduit par des variations dimensionnelles macroscopiques à l'échelle de la pièce.

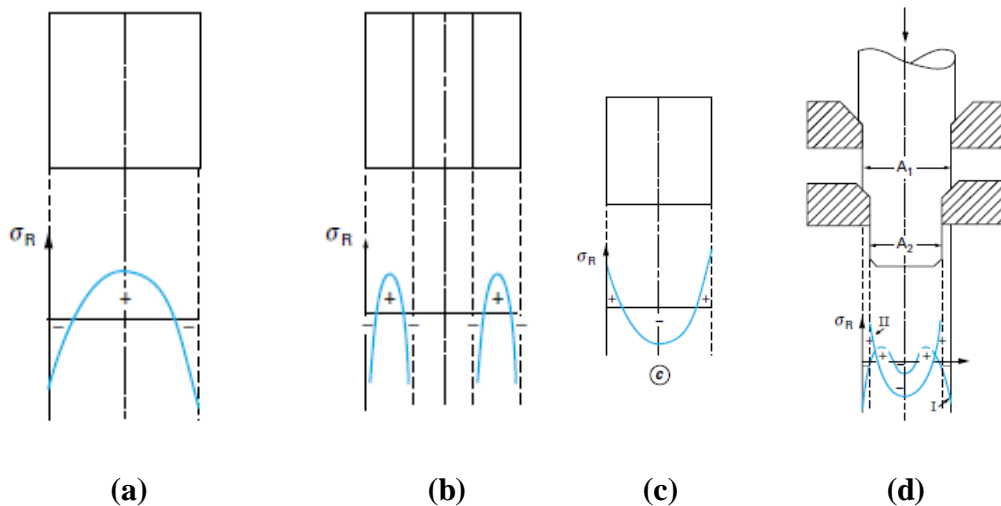


Figure 21. Distributions typiques de contraintes résiduelles d'ordre 1 : (a) et (b) contraintes thermiques résiduelles de trempe sans changement de phase, c) avec changement de phase, d) contraintes mécaniques résiduelles de mise en forme [18]

I.9.1.2. Contraintes résiduelles du deuxième ordre

Elles sont homogènes dans des domaines correspondant à un grain ou à une portion de grain pour des matériaux monophasés. Elles proviennent dans ce cas de la différence d'orientation cristalline entre grains voisins. Les forces résultant des contraintes du second ordre et les moments associés s'équilibrent sur un nombre suffisant de grains. Les contraintes résiduelles du deuxième ordre sont parfois appelées contraintes résiduelles microscopiques homogènes.

Les cas où existent des contraintes d'ordre 2 à l'état « pur » sont peu nombreux, la figure 22 en donne un exemple pour un matériau biphasé. Une modification de l'équilibre des forces et des moments associés aux contraintes résiduelles du second ordre peut se traduire par des variations dimensionnelles macroscopiques à l'échelle de la pièce.

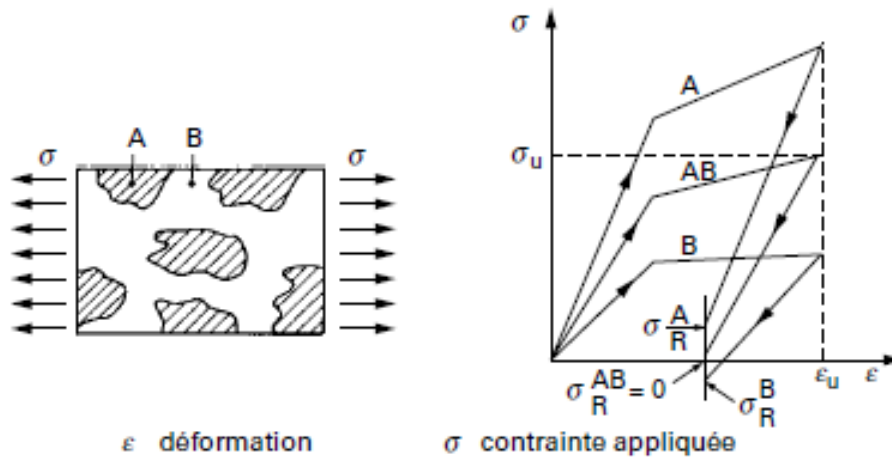


Figure 22. Contraintes résiduelles d'ordre 2 dans un matériau

Biphasé après déformation plastique [18]

I.9.1.3. Les contraintes résiduelles du troisième ordre

Elles sont hétérogènes même dans des zones s'étendant sur quelques distances interatomiques. Elles sont associées en majorité aux déformations existant au voisinage des défauts cristallins. Les forces résultant des contraintes du troisième ordre et les moments associés s'équilibrent dans des zones représentant des portions très réduites d'un grain. Les contraintes résiduelles du troisième ordre sont parfois appelées contraintes résiduelles microscopiques hétérogènes.

Une modification de l'équilibre des forces et des moments associés aux contraintes résiduelles du troisième ordre ne se traduit par aucune variation dimensionnelle macroscopique. La figure 23 est une représentation schématique des déformations à l'origine des contraintes résiduelles d'ordre 3.

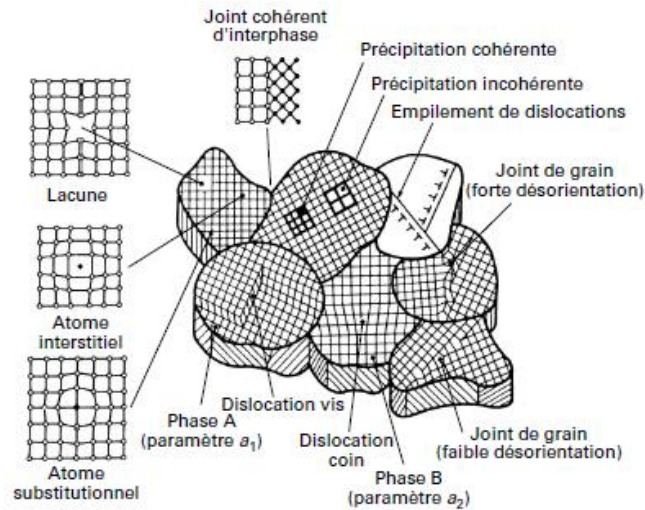


Figure 23. Représentation schématique de déformations qui sont à l'origine des contraintes résiduelles d'ordre 3 [18]

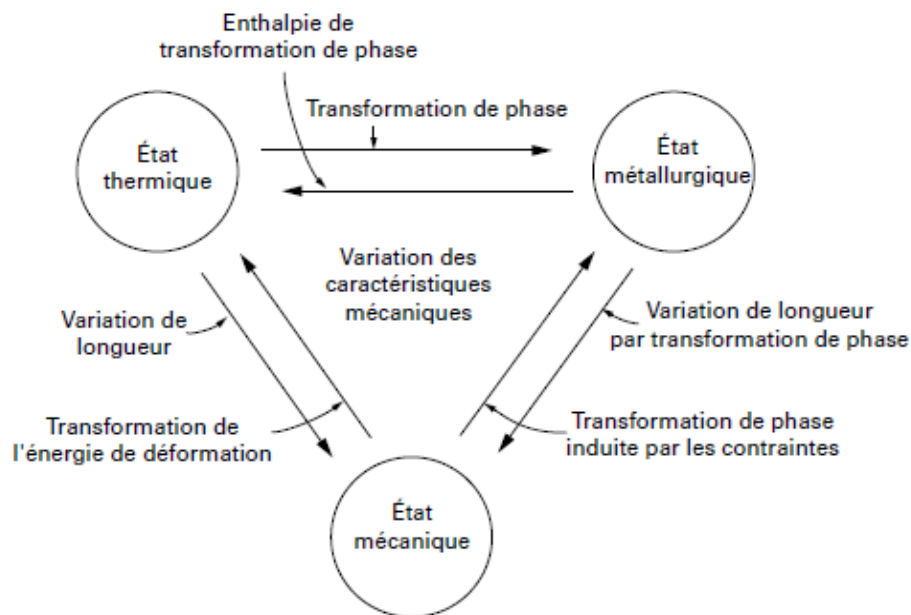
1.9.2. Origines des contraintes résiduelles

Les origines des contraintes résiduelles sont très diverses. Elles peuvent être séparées en trois catégories : mécanique, thermique et métallurgique (figure 24). On assiste souvent à une combinaison de ces différentes causes pour la genèse des contraintes résiduelles.

En général, les contraintes résiduelles macroscopiques peuvent être dues :

- à un écoulement plastique non homogène sous l'action de forces extérieures (grenailage, autofrettage, galetage, martelage, choc laser) ;
- à une déformation plastique non homogène au cours d'un chauffage ou d'un refroidissement non uniforme (trempe banale, moulage des matières plastiques) ;
- aux déformations structurales de transformation de la matière (traitement thermique) ;
- aux hétérogénéités d'ordre chimique ou cristallographique (nitruration, cémentation) ;
- des traitements superficiels divers (émaillage, nickelage, chromage) ;
- aux différences de coefficients de dilation et aux incompatibilités mécaniques des différents composants des composites (composites à matrice métallique et organique, revêtements céramiques).

Dans la réalité, les divers effets mécaniques, thermiques et métallurgiques sont le plus souvent interdépendants comme le montre la figure 24, ce qui rend très complexe la prévision des contraintes résiduelles en fonction des divers traitements.



**Figure 24. Origine des contraintes résiduelles. Interdépendance
Entre les différents états du matériau [18]**

I.9.3. Etat de contrainte dans les matériaux

Dans le cas de matériaux réels, l'état de contrainte est représenté par la contrainte résiduelle qui résulte de la superposition des contraintes d'ordre I, II et III.

Les contraintes d'ordre I sont celles qui sont prises en compte au niveau macroscopique (c'est-à-dire d'un point de vue mécanique), parce qu'elles sont atteintes facilement par l'analyse expérimentale et le calcul. Les contraintes d'ordre III sont reliées à toutes les déformations existant au niveau du réseau cristallin. La définition des différentes échelles de contraintes résiduelles est résumée dans le tableau 1.

Tableau 1 : Différents Ordres des contraintes.

Type d'analyse	Volume	Discontinuités
Macroscopique ordre I	Quelques mm ³	Surface, fissures, cavités

		Jointes de grains ou sous joints
Mésoscopique ordre II	Un grain ou des sous grains	Jointes de phases, ou dispersoïdes, Phases hors équilibre
		Dislocation, interstices,
Microscopique ordre III	Echelle atomique	Atomes de substitutions, Lacunes, précipités

I.10. Technique de diffraction des rayons X

L'exploitation des spectres de diffraction d'un faisceau de rayons X ou d'un faisceau de neutrons permet la détermination des macrocontraintes résiduelles et fournit également des informations sur les microdéformations contrairement aux méthodes mécaniques.

La mesure consiste à collimater un faisceau de rayons X à la surface de la pièce et à mesurer l'angle de diffraction des rayons X qui sont renvoyés sur les détecteurs [38]. L'angle de diffraction est directement lié à la distance entre les atomes du matériau (figure 25).

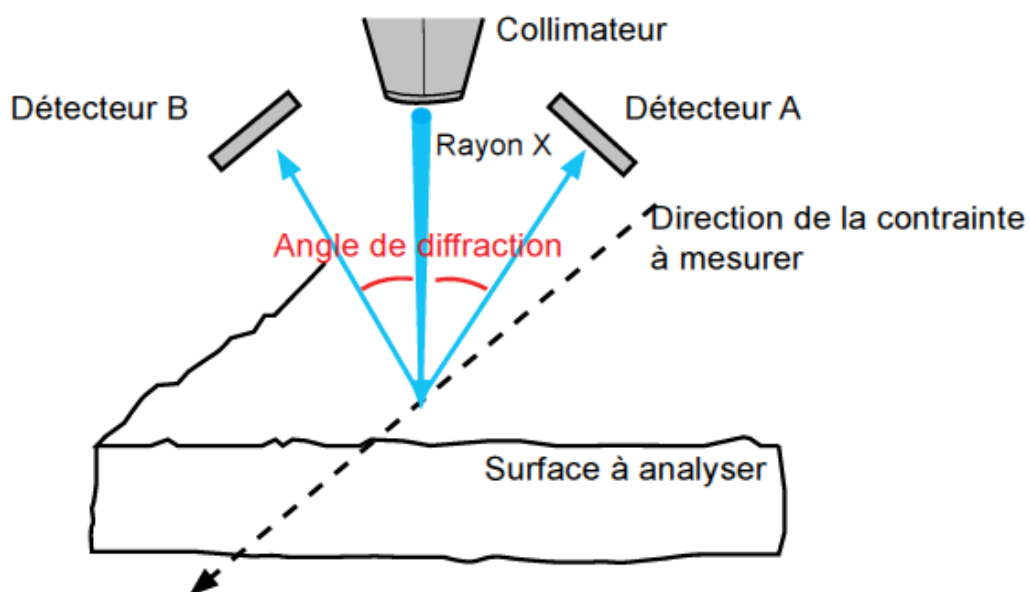


Figure 25. Principe de technique de diffraction des rayons X [38]

Malgré leurs limitations, ces méthodes constituent la voie privilégiée pour l'étude mécanique des couches superficielles d'une pièce.

I.10.1. Détermination des macrocontraintes

I.10.1.1. Loi De Bragg [39]

Chacun des faisceaux diffractés se comporte en ce qui concerne sa direction comme s'il était réfléchi selon la loi classique de la réflexion sur l'un des plans réticulaires du cristal : chaque plan cristallographique joue le rôle de miroir et réfléchit environ 10^{-1} à 10^{-3} pour cent de la radiation incidente.

Considérons un faisceau de rayon X de longueur d'onde λ tombant avec une incidence θ sur une famille de plans cristallins (hkl) définis par leur distance interréticulaire d_{hkl} (figure 26).

Il y a diffraction si la loi suivante, appelée loi de Bragg [39], est vérifiée :

$$2 \cdot d_{hkl} \cdot \sin(\theta) = n \cdot \lambda \quad (2)$$

Où n est un nombre entier positif appelé ordre de la diffraction.

On peut démontrer la loi de Bragg en considérant la figure suivante. La différence de marche entre les deux faisceaux diffractés par deux plans réticulaires consécutifs est égale à $2d_{hkl} \cdot \sin(\theta)$. Une interférence additive apparaît lorsque cette différence de marche est un multiple entier n de la longueur d'onde λ .

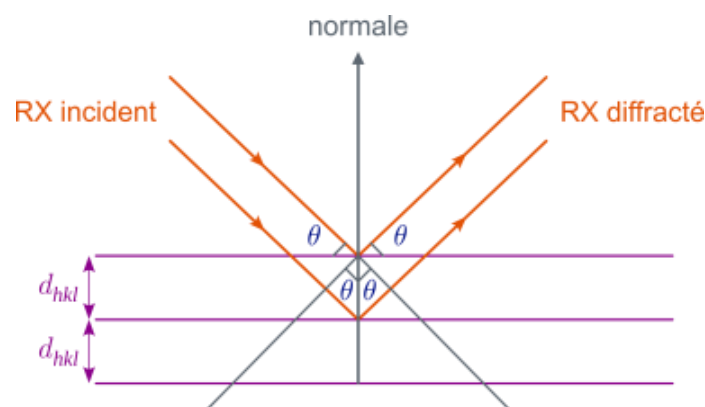


Figure 26. Démonstration de la loi de Bragg [39]

I.10.1.2. Relation de base

La partie élastique de la déformation macroscopique d'un matériau cristallin monphasé ou d'une phase d'un matériau polycristallin correspond, à l'échelle microphysique, à une variation réversible des distances interréticulaires des diverses familles de plans à l'intérieur des domaines cristallins qui les constituent. Il est possible de déterminer expérimentalement ces variations car une modification des distances inter réticulaires entraîne une modification du spectre de diffraction d'un faisceau monochromatique, modification se manifestant par un déplacement angulaire des pics de diffraction (figure 27). Les autres origines des variations des paramètres cristallins, comme la dilatation thermique, sont exclues en ne considérant que les actions mécaniques en conditions isothermes.

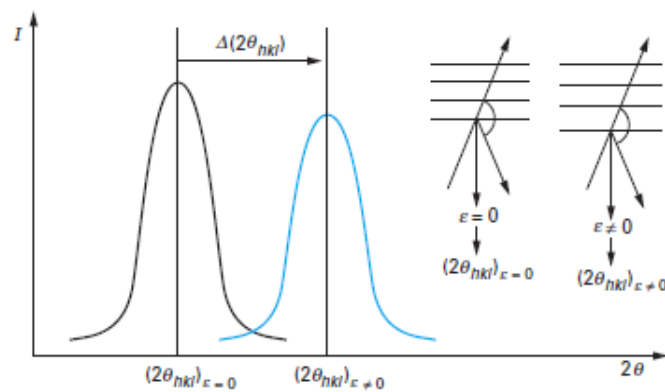


Figure 27. Déplacement d'un pic de diffraction entre un état non déformé et un état déformé [18]

Si l'on prend comme référence l'état non déformé à une température déterminée, le déplacement angulaire du pic de diffraction associé aux plans diffractants (hkl) s'exprime aisément après différentiation de la relation de Bragg par :

$$\Delta(2\theta_{hkl}) = 2\theta_{hkl} - 2\theta_{0,hkl} = -2 \cot \theta_{0,hkl} \left(\frac{\Delta d_{hkl}}{d_{0,hkl}} \right) \quad (3)$$

$$\Delta(2\theta_{hkl}) = - \frac{360}{\pi} \tan \theta_{0,hkl} \cdot \varepsilon_{\perp} \quad (4)$$

Avec : $2\theta_{hkl}$ angle de diffraction,

$d_{0,hkl}$ distance inter réticulaire à l'état non déformé.

Le terme ε_{\perp} représente la déformation dans la direction normale aux plans diffractants (hkl).

I.10.1.3. Conditions expérimentales

L'analyse diffractométrique en conditions isothermes permet de mettre en évidence la composante élastique de la déformation d'un matériau cristallin en utilisant une distance interréticulaire déterminée comme jauge interne de déformation. Un matériau cristallin offre gratuitement une distribution tridimensionnelle de jauges de déformation de différentes longueurs et permet de mettre en œuvre une technique d'extensométrie diffractométrique.

La méthode n'est applicable qu'aux matériaux cristallins et contrairement aux jauges utilisées en extensométrie macroscopique qui mesurent la déformation totale, les jauges cristallines ne sont sensibles qu'à la composante élastique de la déformation totale.

La relation précédente montre que la sensibilité est maximale pour les angles de diffraction les plus proches possible de 180° , en fait les plus proches de l'angle limite permis par la configuration géométrique du diffractomètre, de l'ordre de 160° pour la plupart des appareils usuels. La relation de Bragg permet de déterminer, une fois pour toutes, pour une phase cristalline donnée, le couple longueur d'onde plane diffractants qui permet de réaliser les conditions optimales. Par exemple, pour la ferrite des aciers, on utilise la diffraction de la radiation $CrK\alpha$ par les plans {211}. Le déplacement angulaire du pic de diffraction {211} est alors fourni par :

$$|\Delta(2\theta_{211})| = \frac{360}{\pi} \tan \left\{ \arcsin \left[\frac{0,22911\sqrt{6}}{0,5733} \right] \right\}. \varepsilon_{\perp} = 550 \varepsilon_{\perp} (^\circ) \quad (5)$$

Une déformation égale à 0,001 entraîne un déplacement angulaire de l'ordre de $0,5^{\circ}$. Cette déformation correspond à une contrainte normale de l'ordre de 200 MPa. Il est donc nécessaire de mesurer des déplacements angulaires faibles avec une précision suffisante. Cette mesure est rendue difficile car les pics de diffraction ont des largeurs angulaires qui peuvent atteindre voire dépasser la dizaine de degrés de sorte que la détermination même de leur position est un problème délicat.

La déformation est mesurée selon la normale aux plans diffractants. La variation de l'angle de diffraction étant toujours faible, la direction de mesure est pratiquement fixe dans l'espace et confondue avec la bissectrice extérieure de l'angle formé par le faisceau incident et le faisceau diffracté, elle-même coïncidente avec la direction normale aux plans diffractants.

Pour interroger les diverses orientations de la jauge cristallographique choisie par rapport au champ de déformation de la pièce, il suffit de faire varier l'orientation de celle-ci par rapport à la structure goniométrique. L'orientation de la pièce est définie par l'angle entre la normale à la face irradiée et la normale aux plans diffractants avec les notations suivantes :

- \vec{n} normale aux plans diffractants ;
- \vec{N} normale à la pièce ;
- ψ angle entre \vec{n} et \vec{N} .

La figure 28 illustre la configuration dite oméga.

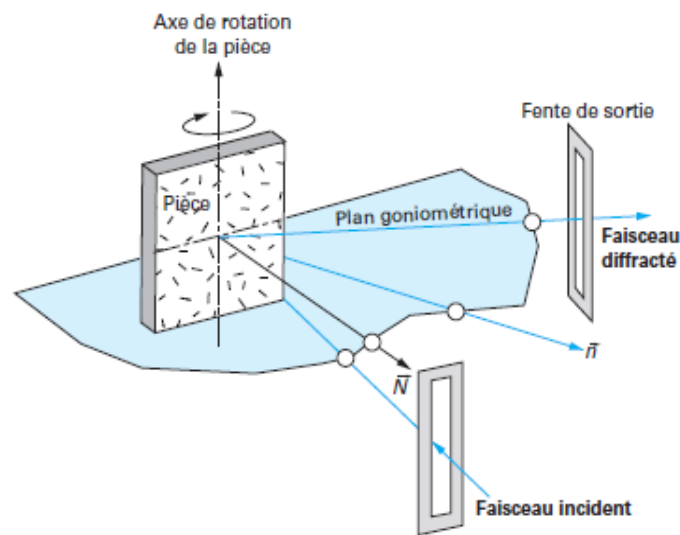


Figure 28. Montage ω utilisé en extensométrie diffractométrique [18]

Pour chaque orientation de la pièce, le faisceau est diffracté uniquement par les plans (hkl) des domaines cristallins dont la normale est confondue avec la direction de mesure, fixe dans l'espace. La figure 29 montre, dans le cas du montage ω , deux orientations différentes de la pièce définies par deux valeurs différentes de l'angle ψ .

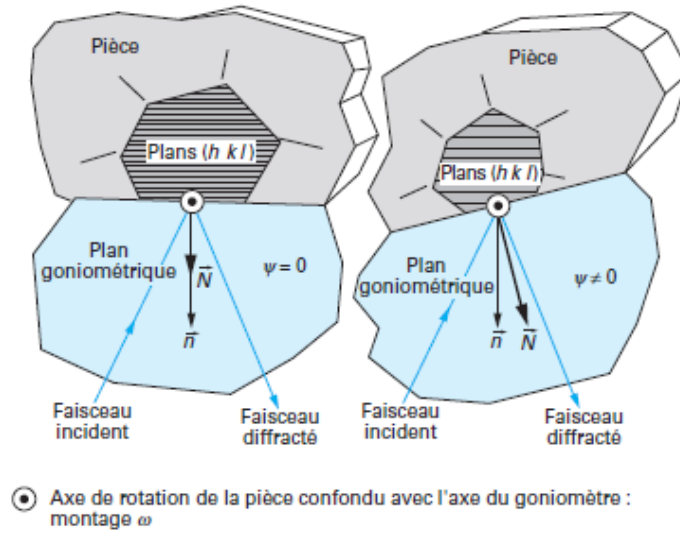


Figure 29. Montage ω : détail des conditions de diffraction

Pour deux orientations différentes [18]

Pour ces deux positions de la pièce les jauges cristallines interrogées ont des orientations différentes par rapport au champ de déformation de la pièce, donc les valeurs des distances interréticulaires d_{hkl} ne sont pas les mêmes.

Orientation $\psi = 0$

$$\Delta d_{hkl} = \Delta d_{0,hkl,\psi=0} \Rightarrow \varepsilon_{\perp,\psi} = 0 = \frac{\Delta d_{hkl,\psi=0}}{d_{hkl}} \quad (6)$$

$$= -\frac{\pi}{360} \cot \theta_{0,hkl} (\Delta 2\theta_{hkl,\psi=0}) \quad (7)$$

Orientation $\psi \neq 0$

$$\Delta d_{hkl} = \Delta d_{hkl,\psi} \Rightarrow \varepsilon_{\perp,\psi} = \frac{\Delta d_{hkl,\psi}}{d_{hkl}} \quad (8)$$

$$= -\frac{\pi}{360} \cot \theta_{0,hkl} (\Delta 2\theta_{hkl,\psi}) \quad (9)$$

Quelques restrictions à l'application de la méthode sous sa forme simple apparaissent.

Pour pouvoir interroger une orientation quelconque de la jauge cristallographique d_{hkl} dans le champ de déformation, il faut qu'elle soit effectivement « présente » dans cette orientation. Le matériau doit donc être constitué d'un nombre suffisant de domaines cristallins de la phase étudiée et que ces domaines soient orientés au hasard par rapport à un référentiel lié à la pièce. De manière plus explicite, il est nécessaire que la phase étudiée ait une fraction volumique suffisante, qu'elle soit constituée de domaines cristallins de faibles dimensions et qu'elle ne présente pas de texture d'orientation cristalline marquée.

Il faut en outre que le champ de déformation macroscopique soit homogène dans le volume irradié. La pénétration des rayons X dans la matière étant très faible, typiquement de 5 à 10 mm, cette condition est en général bien vérifiée, l'existence de forts gradients de déformation étant peu commune. Par contre, la diffractométrie neutronique peut poser à ce propos quelques problèmes particuliers liés à la dimension du volume d'échantillonnage beaucoup plus important qu'en diffractométrie des rayons X et à sa forme qui rendent difficiles les mesures en extrême surface.

I.10.1.4. Analyse des contraintes

L'extensométrie diffractométrique permet d'ausculter le champ de déformation élastique d'une pièce. Le rayonnement X ne permet d'explorer qu'une couche superficielle dont l'épaisseur varie de quelques mm à quelques dizaines de micromètres selon le coefficient d'absorption du matériau.

Toute information sur les couches internes exige de mettre en œuvre un enlèvement de matière par attaque électrochimique et un calcul de correction prenant en compte la modification d'un champ de déformation initial.

L'utilisation d'un faisceau de neutrons permet d'atteindre directement des couches plus profondes situées à plusieurs millimètres de la surface de la pièce mais exige de déplacer la pièce sur le site d'un réacteur nucléaire et des temps d'acquisition beaucoup plus importants.

La figure 30 est une autre vue de la configuration du montage w .

La pièce est rapportée à un référentiel $(OX_1X_2X_3)$ supposé, pour simplifier, confondu avec le repère principal du champ de déformation.

Les notations suivantes sont utilisées en général :

- $\psi \angle (\vec{n} \text{ et } \vec{N})$: angle définissant l'orientation de la pièce par rapport au faisceau ;
- $\varphi \angle (OP, OX_1)$: angle définissant l'orientation de la pièce dans son plan.

La pièce peut occuper diverses positions angulaires ψ par rotation autour de l'axe du goniomètre OR et être orientée en φ par rotation autour de l'axe On.

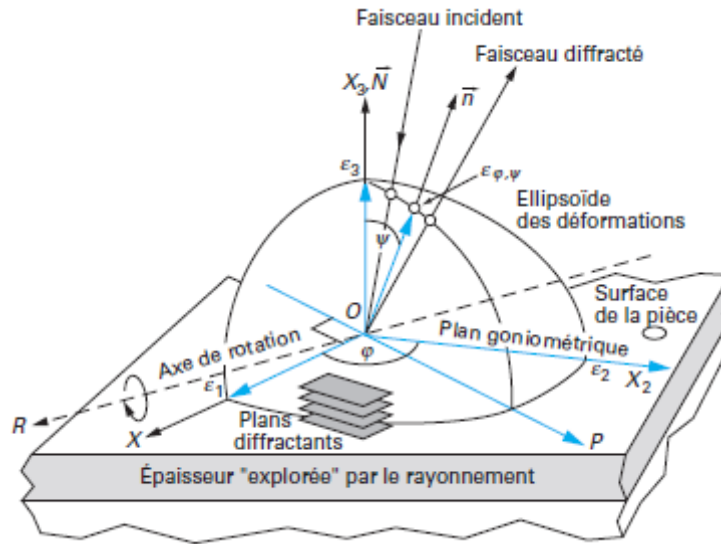


Figure 30. Référentiel de calcul des déformations en extensométrie

Diffractométrie [18]

Pour un milieu continu isotrope avec un comportement élastique linéaire, un calcul de mécanique des milieux continus permet d'établir la relation suivante :

$$\varepsilon_{\varphi, \psi} = \frac{1+\nu}{E} \{ [\sigma_1 \cos^2 \varphi + \sigma_2 \sin^2 \varphi] \sin^2 \psi + \sigma_3 \cos^2 \psi \} - \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (10)$$

L'épaisseur de la couche concernée par la mesure étant très faible, on admet en général que la composante de la contrainte selon l'axe OX_3 est nulle, autrement dit que l'état de contrainte est biaxial. La relation précédente se simplifie et devient :

$$\varepsilon_{\varphi, \psi} = \frac{1+\nu}{E} \{ [\sigma_1 \cos^2 \varphi + \sigma_2 \sin^2 \varphi] \sin^2 \psi \} - \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (11)$$

$$= \frac{1+\nu}{E} \sigma_{\varphi} \sin^2 \psi - \frac{\nu}{E} (\sigma_1 + \sigma_2 +) \quad (12)$$

Où σ_φ est la contrainte normale dans la direction OP, faisant l'angle φ avec l'axe OX_1 .

Utilisant la relation de base de l'extensométrie diffractométrique, il vient :

$$2\theta_{\varphi,\psi} = 2\theta_0 - \frac{360}{\pi} \left\{ \frac{1+\nu}{E} \tan \theta_{0,hkl} \cdot \sigma_\varphi \sin^2 \psi - \frac{\nu}{E} \tan \theta_{0,hkl} (\sigma_1 + \sigma_2) \right\} \quad (13)$$

Cette dernière relation, souvent appelée loi des $\sin^2 \psi$, est représentée dans les coordonnées $(2\theta_{\varphi,\psi} ; \sin^2 \psi)$ par une droite de pente :

$$m = - \frac{360}{\pi} \frac{1+\nu}{E} \tan \theta_{0,hkl} \cdot \sigma_\varphi \quad (14)$$

La précision est d'autant meilleure que le nombre de points servant à tracer la droite est important. La rapidité des appareils actuels permet d'utiliser entre 7 et 21 valeurs de l'angle ψ comprises entre -45° et $+45^\circ$ pour une valeur fixée de l'angle φ , ce qui revient à explorer une section de l'ellipsoïde des déformations. La détermination de la composante σ_φ pour au moins trois valeurs de l'angle φ permet de calculer, comme en extensométrie classique, le tenseur complet des contraintes ainsi que l'orientation des axes principaux.

Les valeurs mécaniques du module d'Young et du coefficient de Poisson du matériau polycristallin ne sont pas utilisables. En effet, la jauge de mesure appartient à un monocristal qui est en général mécaniquement anisotrope et ces deux grandeurs dépendent de la direction étudiée. Les valeurs à introduire ne sont pas non plus celles du monocristal isolé, dans la direction normale aux plans (hkl). Le comportement mécanique d'un monocristal dans un ensemble polycristallin mono ou polyphasé dépend de la nature, du nombre, de la fraction volumique des phases, de la taille et de la morphologie des domaines cristallins, de l'état de déformation du matériau.

On est donc obligé d'employer dans la loi des $\sin^2 \psi$ des constantes élastiques radiocristallographiques, déterminées expérimentalement ou calculées théoriquement. Le modèle de Kröner-Eshelby conduit à des résultats acceptables [18].

La figure 31 représente le graphe obtenu pour une pièce grenillée en acier 45SiCrMo6. La régression linéaire entre les points expérimentaux fait apparaître un coefficient de corrélation supérieur à 0,995 confirmant le caractère biaxial de l'état de contrainte analysé [18].

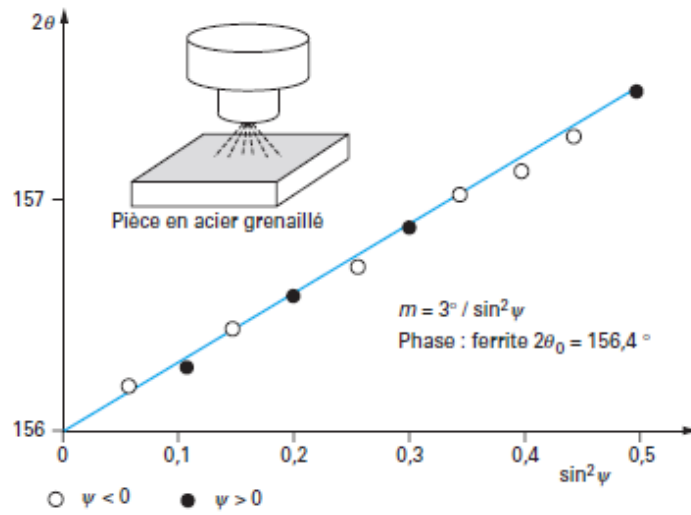


Figure 31. Représentation de la droite des $\sin^2 \psi$
(cas d'une pièce grenailée) [18]

Les graphes $2\theta_{hkl} - \sin^2 \psi$ obtenus lors de l'étude de la surface de pièces rectifiées ont la forme d'une ellipse plus ou moins ouverte selon l'orientation de la pièce dans son plan par rapport à la direction de rectification. Les branches pour les valeurs positives et négatives de l'angle ψ ne sont plus confondues (figure 32).

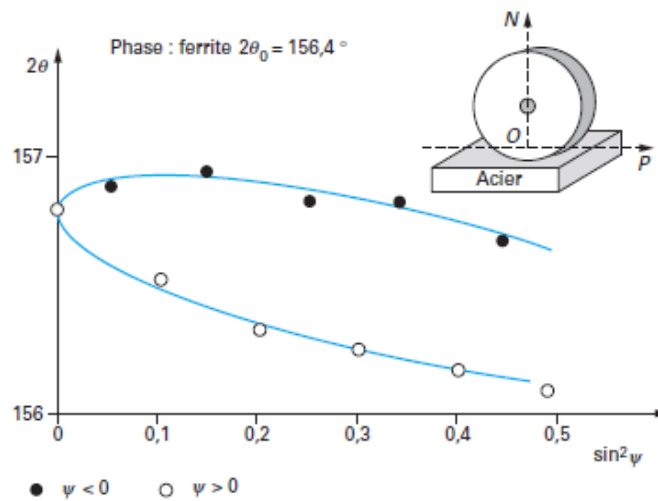


Figure 32. Ellipse des $\sin^2 \psi$ (cas d'une pièce rectifiée)

Ce type d'écart par rapport à la linéarité est lié à l'existence d'un état triaxial de contrainte et en particulier à la présence de cisaillements de type i_3 . La forme elliptique du graphe est confirmée par l'expression de la déformation calculée dans un repère quelconque $Ox_1x_2x_3$ (N):

$$\varepsilon_{\varphi, \psi} = \frac{1+\nu}{E} \{ \sigma_{\varphi} \sin^2 \psi + \sigma_{33} \cos^2 \psi + \tau_{\varphi} \sin 2\psi \} - \frac{\nu}{E} (\sigma_{11} + \sigma_{22} + \sigma_{33}) \quad (15)$$

L'existence de cisaillements de type σ_{13} non nuls, en surface d'une pièce est incompatible avec les lois de la mécanique des milieux continus. Ce clash a fait couler beaucoup d'encre. L'explication la plus plausible consiste à admettre l'existence de cisaillements de signe opposés dans les diverses phases constituant le matériau, le cisaillement macroscopique résultant pouvant alors être nul par compensation. Des vérifications expérimentales ont été rapportées dans un certain nombre d'études. Elles ne sont pas toujours très convaincantes. L'explication pour un matériau monophasé est encore plus laborieuse. La plupart des logiciels de calcul des tenseurs des contraintes en état triaxial adoptent les hypothèses suivantes pour chaque phase :

$$\sigma_{13} \neq 0 ; \sigma_{23} \neq 0 ; \sigma_{33} = 0$$

I.10.2. Avantages et limitations

Les techniques diffractométriques présentent les avantages suivants :

- un caractère non destructif pour la détermination des contraintes résiduelles de surface
- la possibilité d'établir des profils de distribution des contraintes résiduelles dans les couches superficielles par enlèvement de matière par usinage électrochimique avec éventuellement une correction pour tenir compte de cet enlèvement de matière ;
- la possibilité de mesures très locales du fait de la faible étendue du volume irradié au moins en diffractométrie des rayons X ;
- la possibilité de faire des mesures dans le site du fait du développement d'appareils portables ;
- la possibilité d'accéder, en général, à des temps d'analyse courts, de l'ordre de quelques minutes dans les cas les plus favorables en diffractométrie X, essentiellement à cause de l'emploi généralisé des détecteurs linéaires à localisation.

Mais des limites subsistent qu'il ne faut surtout pas oublier :

- Une dimension trop importante des domaines diffractants (matériaux recuits à gros grains...), l'existence de textures d'orientation cristallographique sont des obstacles expérimentaux et théoriques souvent insurmontables.

En outre, la méthode ne permet d'accéder qu'aux contraintes résiduelles des phases individuelles d'un matériau polycristallin. Le passage aux contraintes résiduelles du matériau au sens du mécanicien est un problème qui est loin d'avoir reçu une solution définitive.

Enfin la géométrie des pièces implique parfois l'impossibilité d'atteindre certains points de mesure (par exemple, l'intérieur d'un tube).

I.10.3. Microdéformations

Un pic de diffraction permet d'atteindre d'autres informations par analyse de son profil réduit dans une première approche à sa largeur angulaire mesurée le plus souvent à mi-hauteur appelée encore largeur de corde à mi-hauteur (FWMH full width at middle height).

Le profil d'un pic ou plus simplement sa largeur dépendent d'au moins trois facteurs indépendants :

- Une composante instrumentale liée à la géométrie du montage goniométrique ;
- Une composante, dite de Scherrer, liée à la dimension moyenne de ce qu'il est convenu d'appeler de manière un peu ésotérique les domaines cohérents de diffraction ou cristallites, c'est-à-dire les domaines où l'arrangement cristallin est presque parfait. Ce terme recouvre des objets aussi divers que les sous grains de polygonisation dans un matériau bien recristallisé, les zones comprises entre les écheveaux de dislocations ou les cellules de dislocations dans un matériau fortement écroui ou encore des portions d'une latte de martensite dans un acier trempé. Dans ce dernier cas la dimension des cristallites varie typiquement de 10 à 100 nm ;
- Une composante liée à la variance de la distribution des microdéformations, plus l'intervalle de variation de la microdéformation autour de la valeur moyenne macroscopique est élevée plus la distribution des distances interréticulaires autour de la valeur moyenne est étalée et plus le pic de diffraction est élargi.

Alors qu'il est facile d'éliminer la composante instrumentale par des techniques de déconvolution, la séparation entre la contribution des dimensions des cristallites et celle des microdéformations posent des problèmes difficiles. Cependant l'évolution de la largeur d'un pic de diffraction est souvent utilisée pour avoir une idée semi quantitative de l'évolution des microdéformations.

La largeur de corde d'un pic de diffraction est souvent corrélée avec la dureté du matériau. Ce rapprochement est logique lorsque la dureté du matériau est principalement liée à la

dimension des cristallites et à la microstructure dislocative, ce qui est le cas pour les couches durcies par traitements thermiques ou thermochimiques ou pour les couches grenillées. Elle tombe cependant en défaut si la dureté est due à une cause extérieure à la phase étudiée par diffraction, par exemple à la présence d'une autre phase de haute dureté.

Cette corrélation Quand elle est exploitable, elle est très utile pratiquement car l'information déplacement du pic et largeur du pic sont obtenues simultanément. On peut donc disposer d'un profil de microdureté de la couche en même temps que d'un profil de contraintes résiduelles. Cependant il est toujours nécessaire d'établir auparavant une courbe d'étalonnage dureté-largeur de corde pour le matériau étudié. Les concordances entre les microduretés ainsi déterminées et celles mesurées directement peuvent être excellentes et permettent alors une économie appréciable de travail expérimental surtout lors de la mise au point de procédés ou pour des contrôles de fabrication.

CHAPITRE II
SYNTHESE DES
TRAVAUX DE
MODELISATION DU
GRENAILLAGE DE
PRECONTRAINTE

II.1. Modélisation qui décrit le grenailage de précontrainte

Depuis quelques années, des travaux de recherche sur le grenailage de précontrainte ont été effectués, dans le but de maîtriser d'avantage l'influence des multiples paramètres qui régissent ce traitement de surface qui est relativement complexe, bien sur le développement considérable de l'outil numérique et capacités de calcul ont contribué dans ce sens, ce qui a facilité la tâche de réalisation et de développement de projets de modélisation de procédés par éléments finis dans de nombreux laboratoires de recherches. Dans cette partie, on va résumer quelques travaux sur la modélisation par éléments finis du grenailage de précontrainte réalisés à ce jour.

II.1.1. Modélisation de Majzoubi et al [40]

Les auteurs ont proposé dans une étude publiée en 2005 un modèle d'impact mono-bille et multi-billes. Ils ont insisté sur l'importance d'utiliser des lois de comportement tenant compte des paramètres d'érouissage dynamique telles que les lois de Johnson-Cook, Zerilli-Armstrong ou encore Cowper-Symonds, qui prennent en compte les déformations mais aussi les taux de déformations. Ainsi ils ont utilisé la loi de comportement de Johnson-Cook dans leur modélisation, insérant pour paramètres des valeurs issues d'expérimentations. Dans un premier temps, ils ont modélisé l'impact mono-bille (figure 33) en faisant varier les paramètres de grenailage pour pouvoir valider leur modèle. Pour cela, ils ont comparé les profils de déformations obtenus par la simulation avec des profils mesurés expérimentalement à partir d'essais d'impacts mono-bille. Ils ont ainsi trouvé des résultats très proches entre simulation et expérience, imputant les quelques petites différences à des erreurs de mesures ou encore à des approximations numériques.

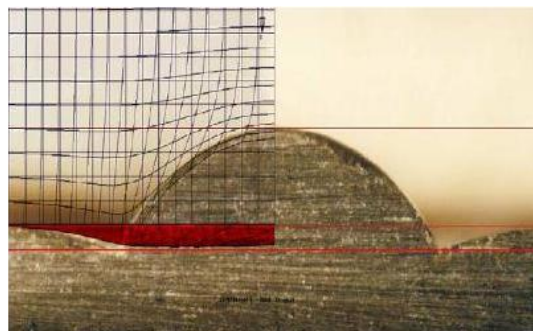


Figure 33. Maillage du massif pour un Impact mono bille [40]

En ce qui concerne la simulation d'impact multi-billes, ils ont utilisé le modèle validé précédemment pour simuler les impacts de 4 à 25 billes, ainsi l'effet de variation de vitesse d'impact, ils ont déduits que l'augmentation de la vitesse d'impact améliore la répartition des

contraintes résiduelles jusqu'à un point particulier. Il est intéressant de noter la finesse de maillage à proximité de la zone grenillée (figure 34).

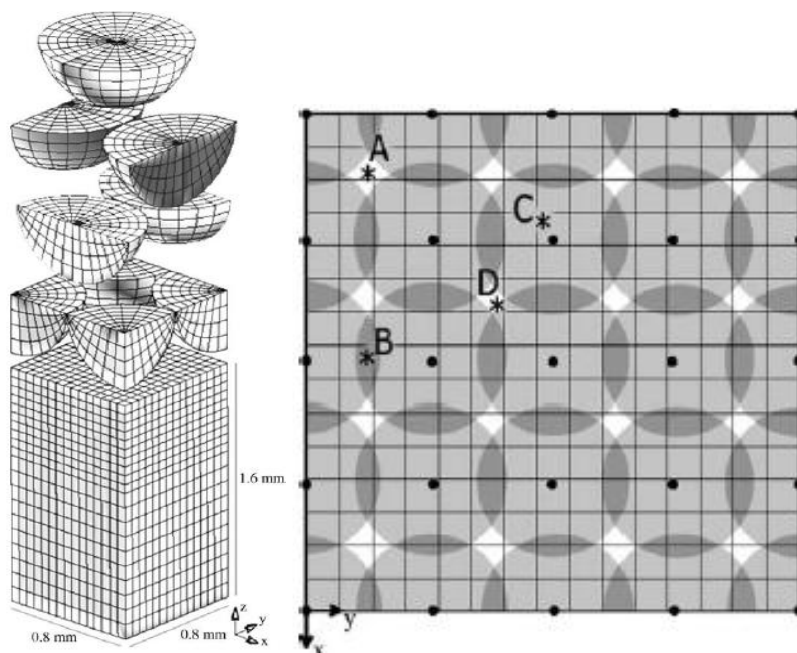


Figure 34. Maillage du massif et ordre Des billes [40]

Les résultats montrent une uniformité des contraintes résiduelles pour un minimum de 25 billes (figure 35).

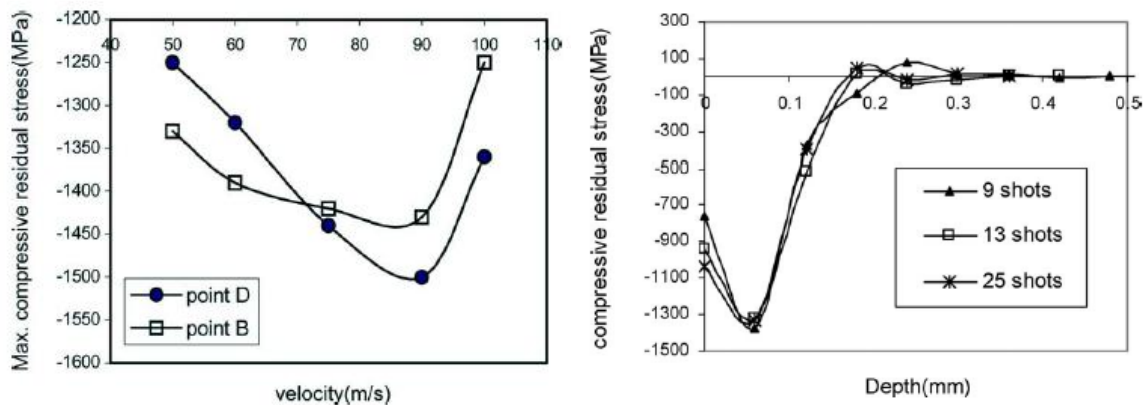


Figure 35. Profils de contraintes en différents points de la zone traitée [40]

II.1.2. Modélisation de Meguid et al [41]

Meguid et al ont mené une étude qui a fait l'objet d'une analyse dynamique par éléments finis élasto-plastique du processus de grenailage en utilisant un modèle d'impact multi bille proche de la réalité en utilisant un matériau sensible à la vitesse. Le modèle a été utilisé pour prédire l'effet de l'intensité d'impact ainsi que la couverture sur le champ de contraintes résiduelles et

le développement de la zone plastique induite mécaniquement pour différentes classes de matériaux [41]. La simulation envisagée et faite sous le logiciel de LS-DYNA avec un nombre important des billes identiques dont leurs distributions sont montrées sur la figure 36.

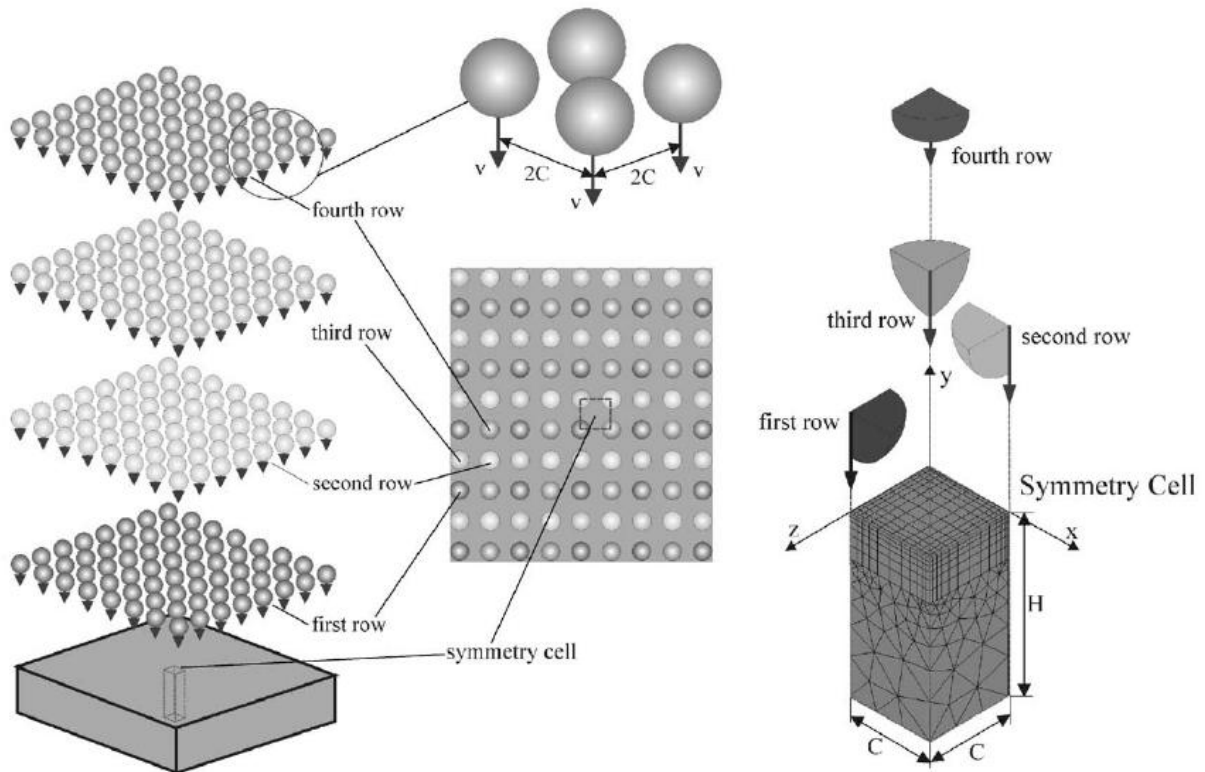


Figure 36. Modèle éléments finis d'un impact multi billes [41]

Tous les projectiles ont été maillés en utilisant des éléments en briques de huit nœuds ayant une densité de maille similaire à celle de la cible. Pour le reste ils ont mis des éléments tétraèdre à quatre nœuds (figure 37).

Le contact a été créé entre la partie supérieure de massif et la partie inférieure de la bille, car il est prévu que le contact aurait lieu dans ces régions.

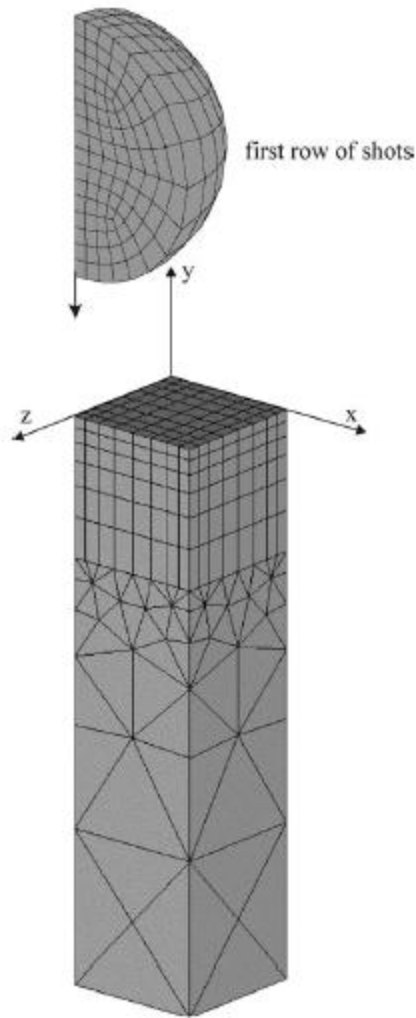


Figure 37. Maillage sélectionné avec un modèle axisymétrique [41]

Dans cette étude ils ont mis en évidence le rôle de la dureté des billes sur les contraintes résiduelles engendrées ainsi que les déformations du massif. Pour cela, les auteurs ont comparé les résultats obtenus en considérant la bille comme étant rigide d'une part, puis déformable d'autre part. Les résultats montrent clairement que des billes déformables absorbent une partie considérable de la déformation, et engendrent des déformations et contraintes résiduelles dans la pièce traitée plus faibles qu'avec une bille rigide (figure 38). De plus, les billes déformables ont une forme après impact non sphérique, ce qui est inacceptable dans le procédé de grenailage.

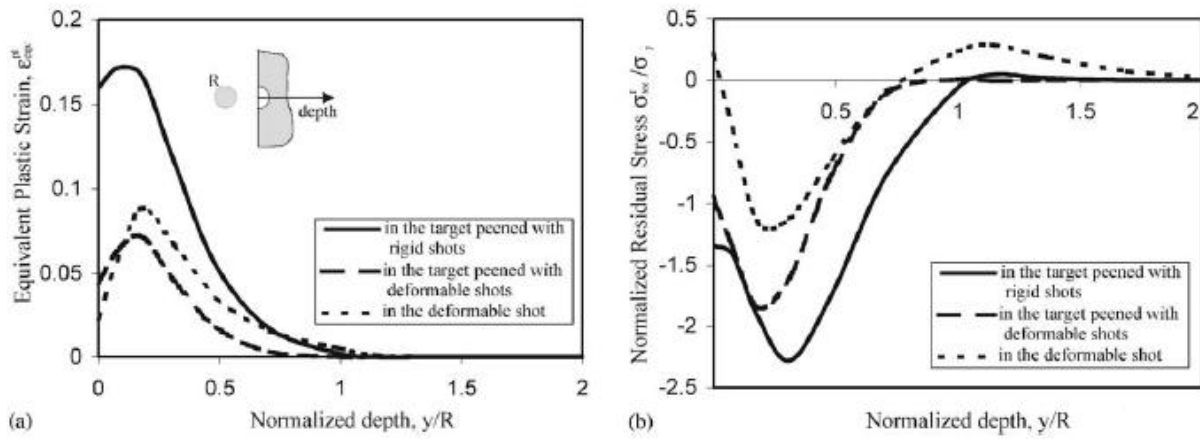


Figure 38. Effet de grenailage :

a) Sur la déformation plastique équivalente en fonction de la profondeur

b) Sur la Contraintes résiduelles créées dans le massif en fonction de la profondeur selon la considération de la bille [41]

Dans cette étude les auteurs ont souligné que l'impact multi-billes donne une distribution des déformations et contraintes résiduelles plus uniforme que celle de l'impact à une ou deux billes. Enfin, cette modélisation permet de donner plus d'indication sur l'influence de la distance entre les billes. Il en résulte que plus la distance entre les axes d'impact des billes est petite, plus les déformations et 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.

II.1.3. Modélisation de Frija et al [42]

La modélisation est réalisée en 3D à l'aide du logiciel ABAQUS, Le chargement de grenailage a été caractérisé par l'utilisation d'une énergie équivalente entre l'impact dynamique et une indentation statique de grenailage dans une surface traitée.

Ces auteurs des laboratoires de mécanique de Sousse et de Monastir, ont réalisé une modélisation de l'impact d'une bille rigide sur un massif pouvant être considéré comme infini (figure 39).

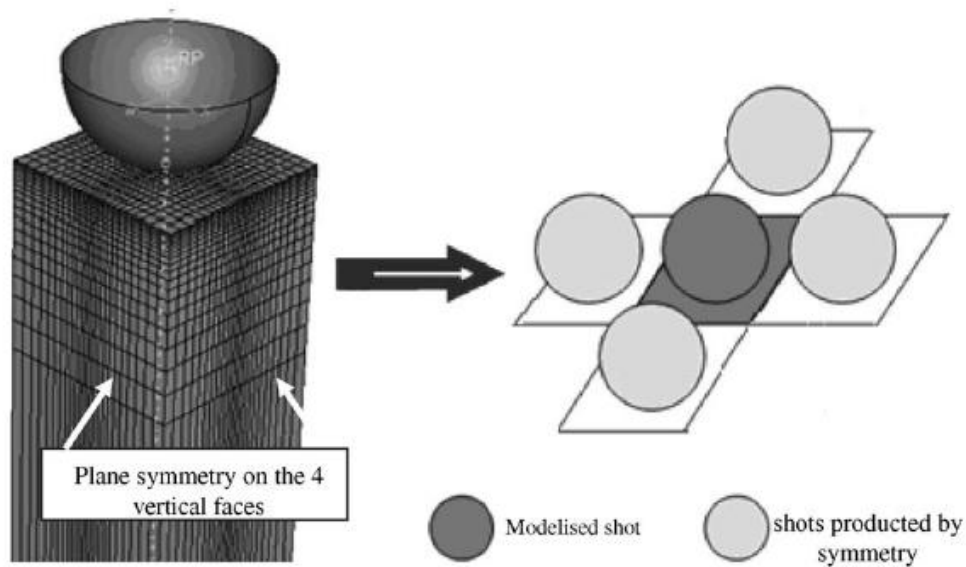


Figure 39. Modèle élément finis en 3D [42]

Ils se sont principalement intéressés à la détermination de l'endommagement de la pièce après grenailage (figure 40) en introduisant la variable d'endommagement définie par Lemaître et Chaboche [43].

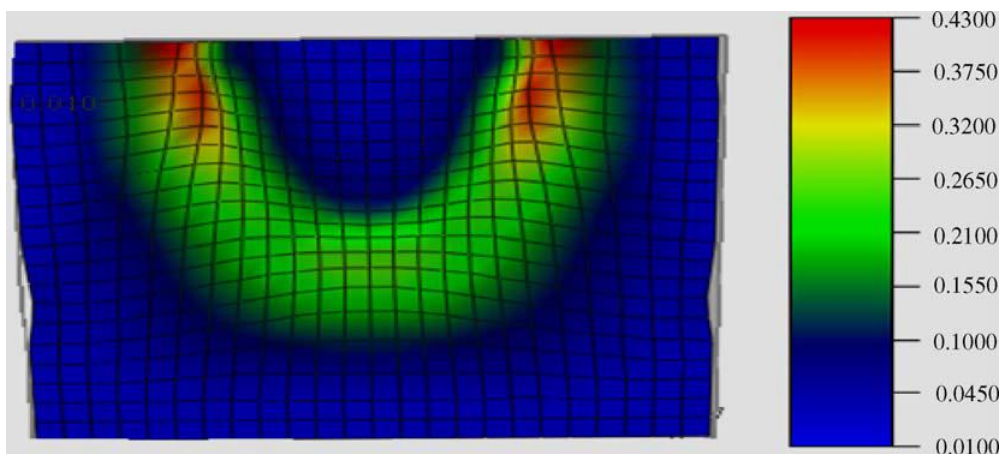


Figure 40. Endommagement en coupe transversale (avec : $V= 52$ m/s, Taux de couverture 100% et coefficient de friction $\mu= 0.2$) [42]

Ce travail est intéressant de sorte où il nous aide à optimiser aussi correctement que possible, les conditions des paramètres de grenailage. Cette modélisation met en évidence le fait que l'endommagement de la pièce a lieu en périphérie de la zone de contact. De plus, l'endommagement augmente avec le coefficient de frottement (figure 41).

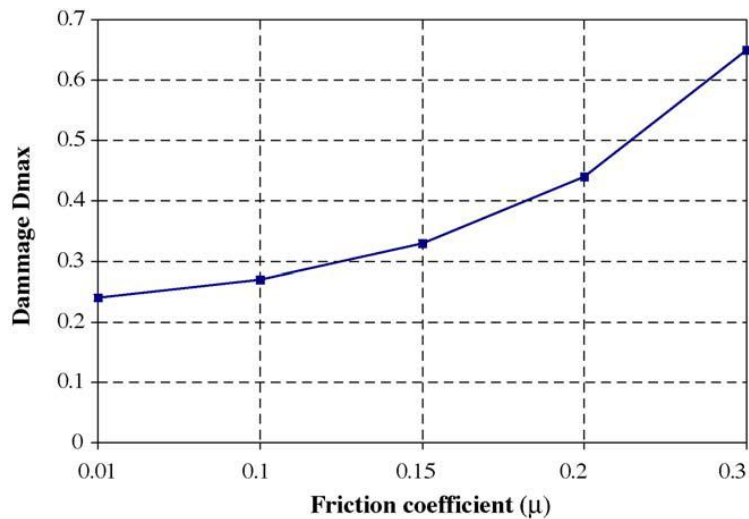


Figure 41. Evolution de l'endommagement en zone de contact avec le coefficient de frottement(μ) [42]

Cet aspect de l'étude du grenaillage est très important, car un endommagement trop important de la pièce peut conduire à l'effet contraire à ce qu'on souhaite réaliser, c'est-à-dire à une diminution de la tenue en service. Cette modélisation permet donc de prévoir la zone la plus endommagée ainsi qu'elle peut permettre de déterminer les paramètres adéquats de grenaillage pour éviter un endommagement trop important.

II.1.4. Modélisation de Hong et al [44]

Les auteurs Hong et al ont présenté une étude qui décrit une analyse dynamique des éléments finis 3D d'un impact mono bille sur un massif considéré comme un composant métallique. Ils ont utilisé une bille rigide (partant du postulat que dans l'industrie, on grenaillle le plus souvent avec des billes plus dures que le matériau à grenailler). De même que pour la plupart des modélisations par éléments finis, l'utilisation des éléments brique à huit nœuds a été choisie pour la zone d'impact. On notera que le maillage est construit de telle manière que sa finesse diminue avec la profondeur et la distance à la zone d'impact (figure 42).

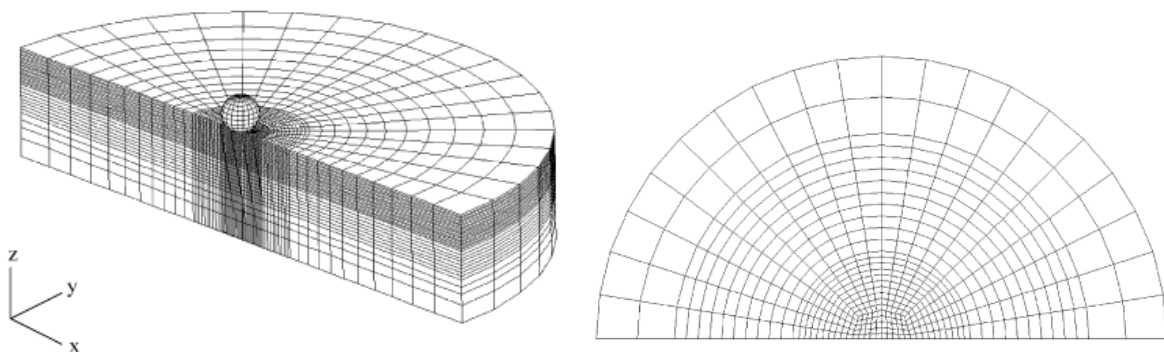


Figure 42. Modèle éléments finis [44]

Leur modèle a été validé en comparant leur résultat de celle obtenu par Meguid [45] (figure 43).

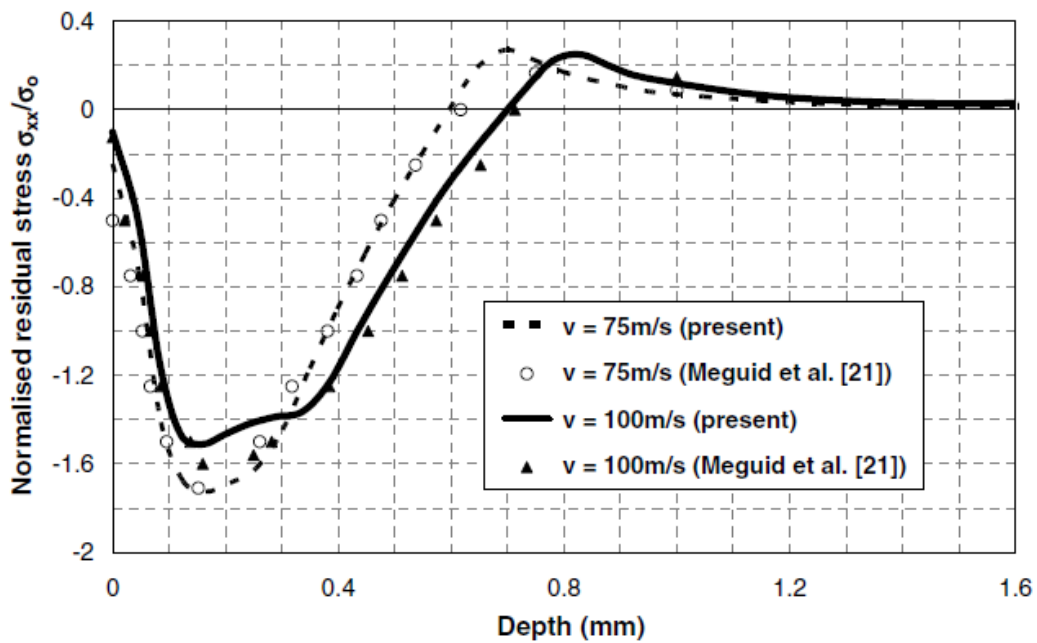


Figure 43. Influence de la vitesse d'impact [45]

Ensuite ils ont fait une étude paramétrique sur l'effet de diamètre et la vitesse d'impact de la bille, ainsi que l'influence de l'angle d'incidence sur le profil des contraintes résiduelles (figure 44 et 45).

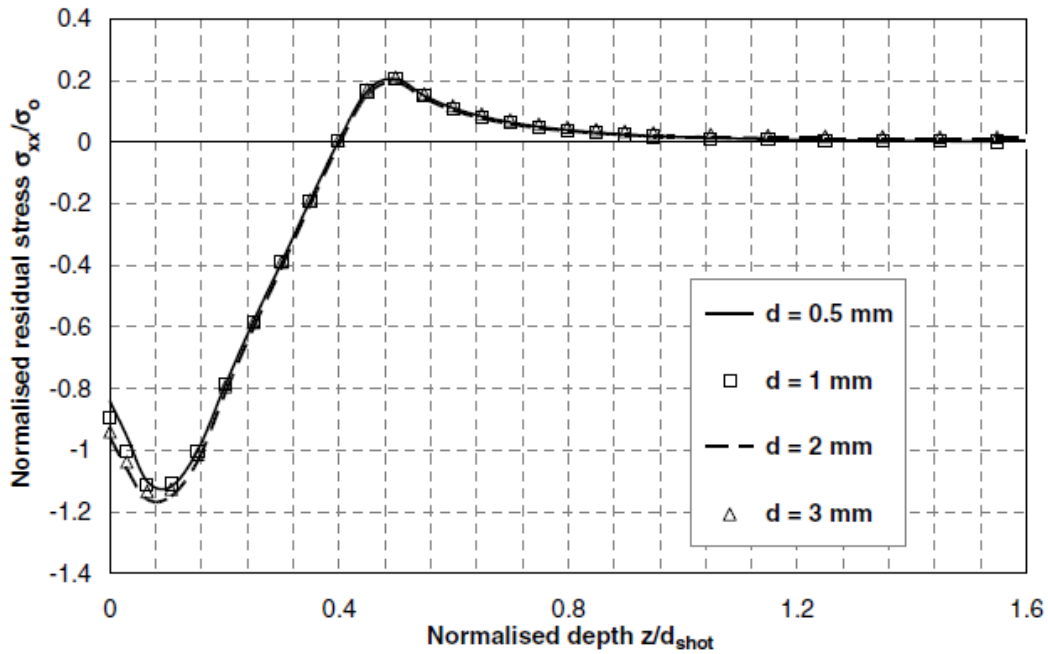


Figure 44. Influence du diamètre des billes [44]

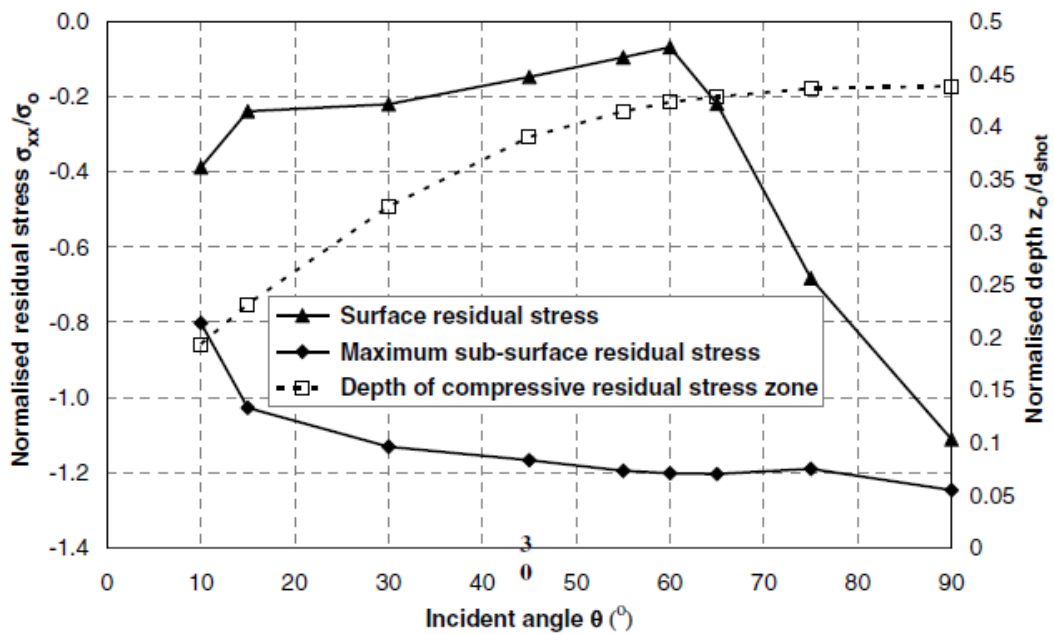


Figure 45. Influence de l'angle d'incidence [44]

On peut dire que les résultats présentés ci-dessus est un ensemble de prédictions de contraintes résiduelles sur les principaux paramètres qui guide le procédé de grenailage de précontrainte et devraient être utiles pour d'autres études numériques de grenailage.

II.1.5. Modélisation de Renaud [46]

Dans cette étude, une modélisation d'un impact mono ou multi-billes par Eléments Finis sous Abaqus implicite a été développée. Les auteurs ont étudié l'influence des différents

paramètres liés au procédé (vitesse, angle d'incidence, géométries), des paramètres numériques (type d'élément, finesse de maillage) sur les profils de contraintes résiduelles et de déformations plastiques équivalentes. D'autre part, dans le cas d'impact multi-billes, l'influence du nombre de billes sur l'évolution des contraintes résiduelles en profondeur ainsi que l'uniformité des profils des contraintes et des déformations plastiques obtenus dans la zone de contact est analysée [46]. Un modèle 3D simule l'impact d'une ou plusieurs billes (jusqu'à 28 billes) sur un massif parallélépipédique. Les comportements des matériaux de la bille et du massif sont considérés élasto-plastiques, indépendant du temps (figure 46).

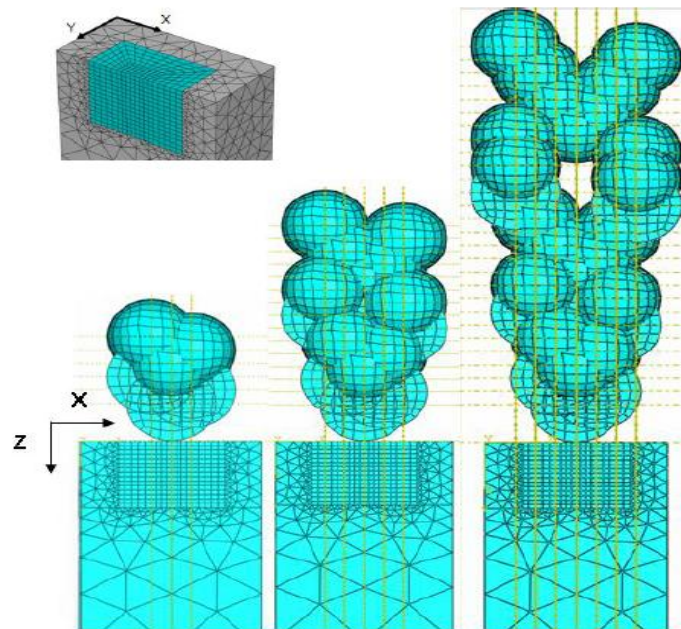


Figure 46. Modèle multi-billes (6, 15, 28 billes).

Symétrie par rapport au pal (XZ) [46]

La succession des impacts est assurée par un positionnement des billes à une certaine distance avant d'impacter le massif (figure 47). Le massif est maillé de façon réglée au niveau de la zone d'impact (éléments hexaédriques linéaires), et libre dans tout le reste du massif (éléments tétraédriques linéaire).

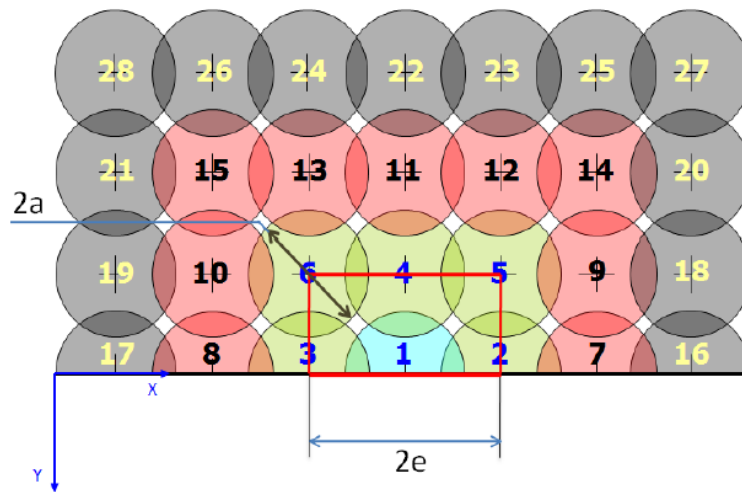


Figure 47. Représentation de l'ordre des impacts de billes [46]

Ils ont noté que la comparaison de profils de contraintes résiduelles et de déformation plastique sous l'impact à 1, 6, 15 et 28 billes montre que le niveau maximal des contraintes atteint et la zone affectée par le traitement, diminuent avec le nombre de billes autour de l'impact central. Comme observé sur la figure 48, les contraintes se répartissent de manière plus uniforme à une profondeur donnée pour un nombre d'impacts voisins plus important. En l'occurrence, on constate que le profil est le même pour 15 et 28 billes ; ce qui prouverait que les contraintes se sont déjà stabilisées à 15 billes impactant autour de la bille centrale.

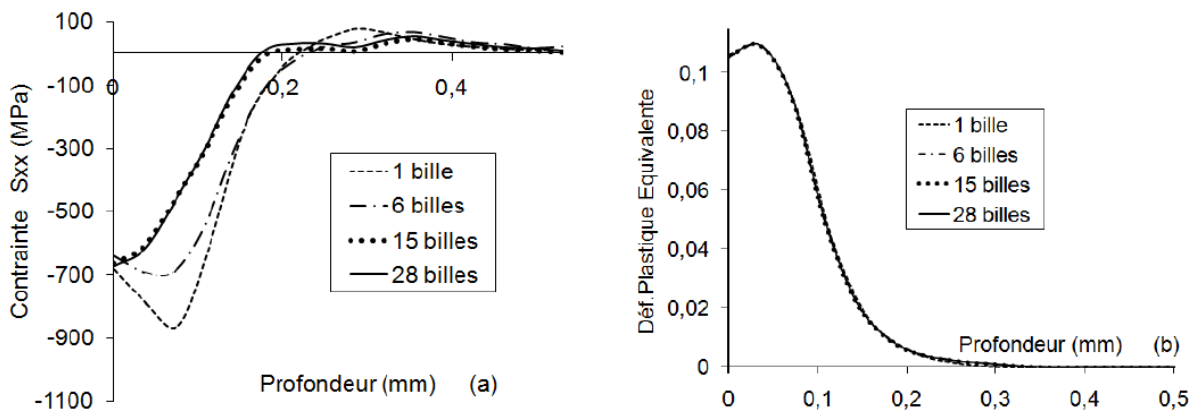


Figure 48. Evolution des paramètres de grenailage :

a) des contraintes en fonction du nombre de billes

b) des déformations plastiques en fonction du nombre de billes [46]

Des impacts à 45°, 85°, 90° (incidence normale) sont comparées. La figure 49 montre que le niveau maximal des contraintes et la zone affectée par le grenailage au droit de la bille

centrale augmentent avec l'angle d'incidence. Il a pu remarquer par ailleurs que le niveau maximal des contraintes est atteint à la même profondeur quel que soit l'angle d'incidence.

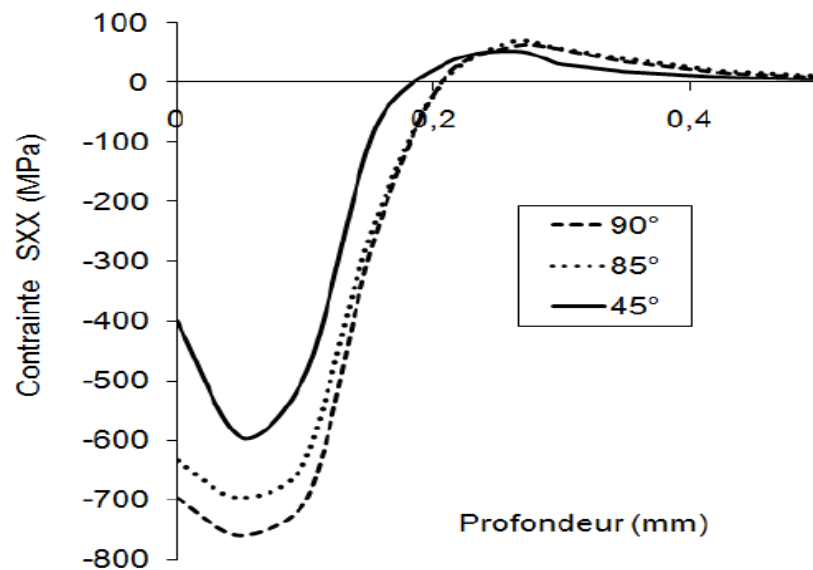


Figure 49. Etude d'influence de l'angle d'impact [46]

II.1.6. Modélisation de Guagliano [47]

Le travail accompli par M. Guagliano à l'Université polytechnique de Milan est vraiment remarquable, il a porté une contribution sur le sujet de grenailage de précontrainte sur le plan expérimental comme sur le plan numérique, puisque ce chercheur croit vraiment à l'utilité de la simulation numérique dans la recherche.

Il a créé un modèle numérique par élément finis d'impacts multi-bille en réalisant une étude paramétrique, pour voir l'influence des principaux facteurs sur le procédé. Il a pu relier l'intensité d'Almen aux contraintes résiduelles sur un massif métallique (figure 50).

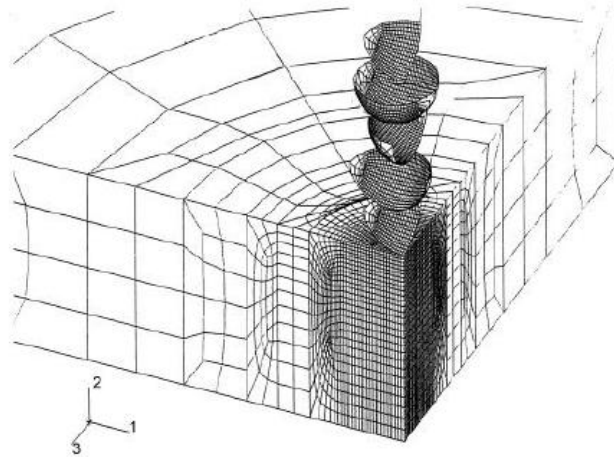


Figure 50. Modèle éléments finis pour la simulation [47]

Pour valider son modèle, il a analysé expérimentalement les contraintes résiduelles par la méthode des $\sin^2\psi$ en diffraction des rayons X et les a comparées aux valeurs données par la simulation.

Ses résultats ont montré une bonne concordance des contraintes résiduelles de la simulation avec l'expérimental jusqu'à une profondeur de 0.08mm à partir de laquelle on constate un écart noté entre les contraintes de compression (figure 51).

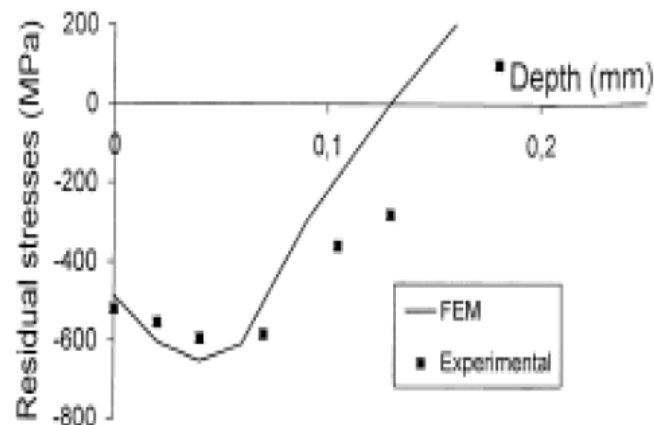


Figure 51. Contraintes résiduelles obtenues pour une intensité F 30A et une bille de diamètre 0.3 mm [47]

Il a étudié l'influence de la vitesse d'impact ainsi que le diamètre de la bille sur la distribution des contraintes résiduelles (figure 52).

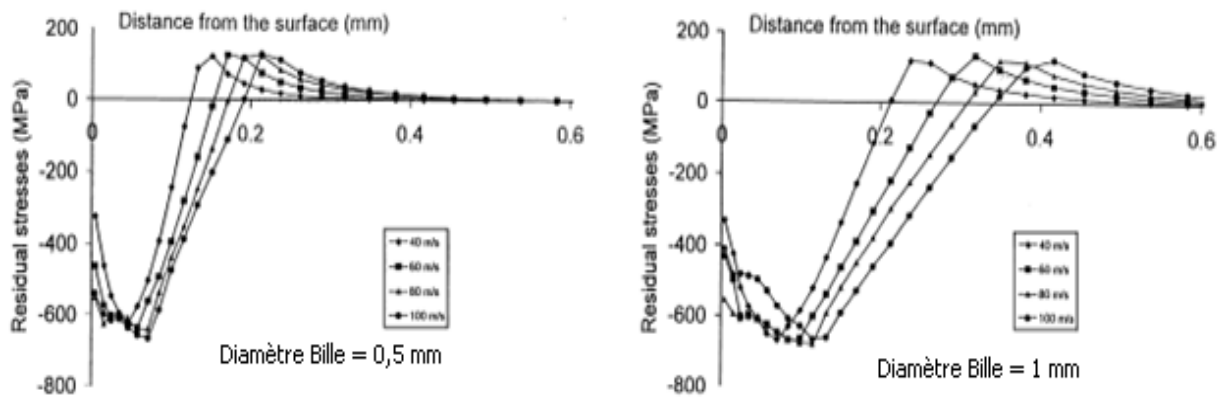


Figure 52. Profils de contraintes résiduelles pour différentes vitesses et des billes de diamètres 0,5 mm et 1 mm [47]

Il a fait des régressions polynomiales de ses courbes (figure 53), pour pouvoir obtenir des équations liant l'intensité Almen à la vitesse de projection, pour différents diamètres de billes.

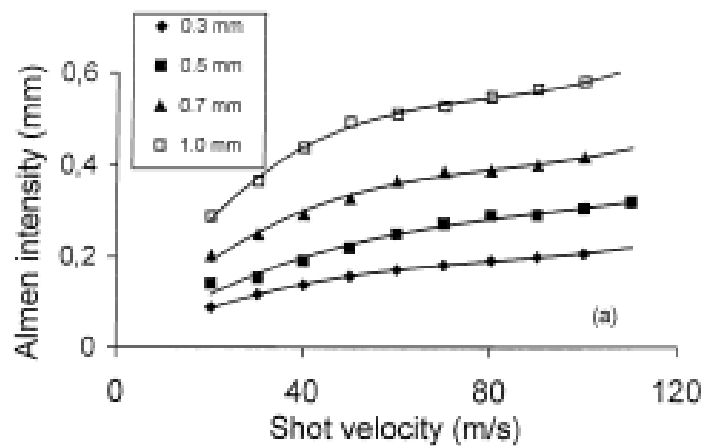


Figure 53. Courbes donnant l'intensité Almen en fonction de la vitesse, pour des billes en acier de différentes tailles [47]

II.1.7. Modélisation de Rouhaud et al [48]

Ces chercheurs, au laboratoire des systèmes mécaniques et d'ingénierie simultanée de l'Université de Technologie de Troyes, ont proposé une modélisation sur le grenailage de précontrainte sur un massif, Ils mettent en évidence les effets de l'écroutissage cinématique et de la loi de comportement du matériau, ils ont employé pour ça différentes stratégies

numériques pour la modélisation de la plasticité cyclique sur le profil de champ de contrainte résiduelle et de déformations plastiques (figure 54).

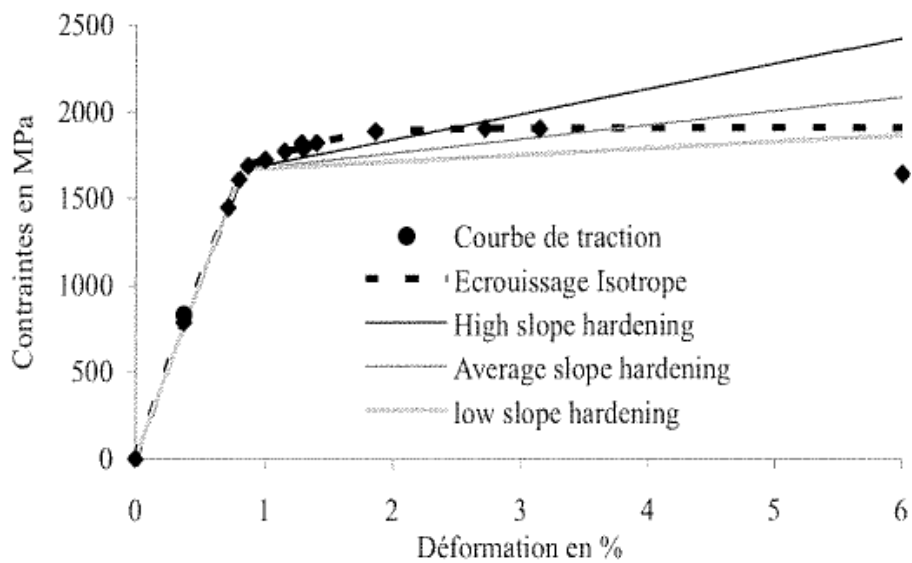


Figure 54. Les courbes de contrainte-déformation utilisées dans L'analyse numérique [48]

Pour modéliser le grenailage, 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 une utilisation d'un maillage 2D présentée sur la figure 55. Le rayon de la bille est de 0,4 mm avec une vitesse de 75 m/s a été choisi pour le calcul, ce qui correspond à une énergie cinétique de 6,03 mJ. Ils ont présenté des résultats variant l'impact de un à sept, ceci à la même position.



Figure 55. Modèle du laboratoire de Troyes [48]

Cette modélisation permet de tester trois lois de comportement différentes pour la bille : rigide, élastique, élastoplastique, et quatre lois d'écrouissage pour le massif : écrouissage isotrope, ainsi que trois lois d'écrouissage cinématique avec des pentes d'écrouissage différentes.

Les lois à écrouissage cinématique produisent un profil de contraintes résiduelles radiales atypiques qui est dû à un écoulement plastique pendant la phase de décharge, ils ont tendance à diminuer la valeur absolue de la contrainte dans cette zone. Ce phénomène est d'autant plus important que la pente d'écrouissage est importante, il est beaucoup moins prononcé dans le cas où la bille est élastoplastique (figure 56).

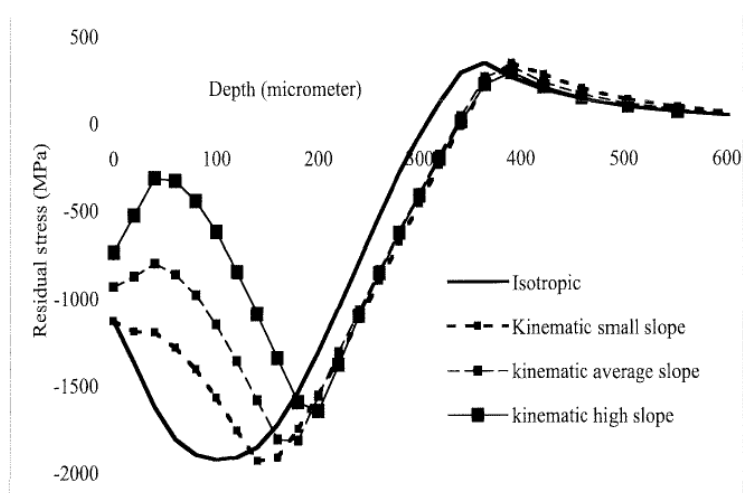


Figure 56. Influence de loi de comportement sur la distribution des contraintes résiduelles avec la profondeur [48]

Ils ont noté qu'un état d'équilibre est atteint après sept impacts pour le durcissement isotrope et six impacts pour le durcissement cinématique. Dans le cas du durcissement isotrope la valeur maximale de la contrainte résiduelle augmente avec les impacts pour atteindre la valeur non-réaliste de 2500 MPa. Après le sixième impact la déformation plastique cumulée est quasi-stable, le septième impact génère principalement des effets élastiques et la contrainte résiduelle atteint un état d'équilibre (figure 57).

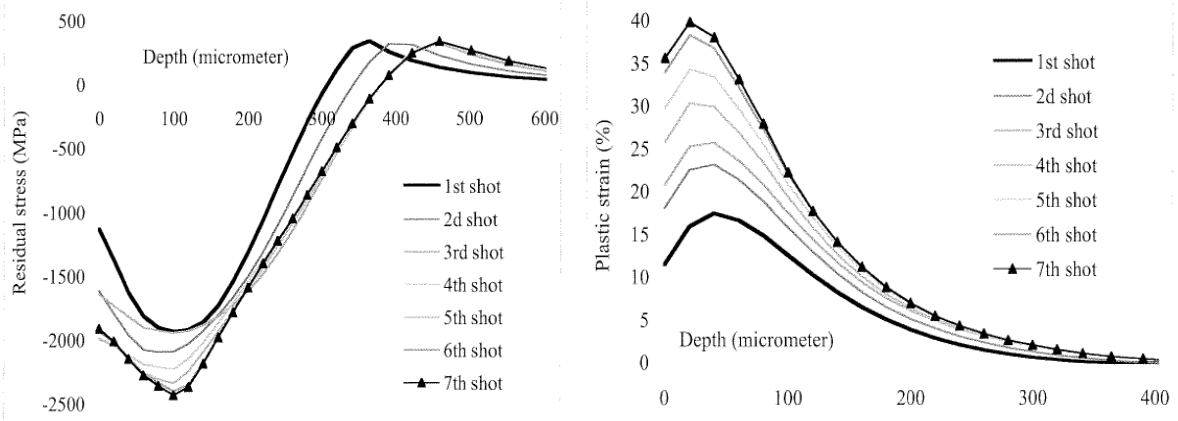


Figure 57. Evolution des paramètres de grenailage avec un durcissement isotrope : a) Contraintes en fonction du nombre de billes, b) Déformations plastiques en fonction Du nombre de billes [48]

Pour le cas de durcissement cinématique, la contrainte résiduelle atteint un état stable avec une valeur maximale de 1700 MPa, ceci est proche de la valeur de la limite d'élasticité. La valeur maximale de la contrainte résiduelle ne change pas avec le nombre d'impacts, mais se trouve plus profondément après chaque impact, La déformation plastique accumulée ne parvient pas à un état stable (figure 58).

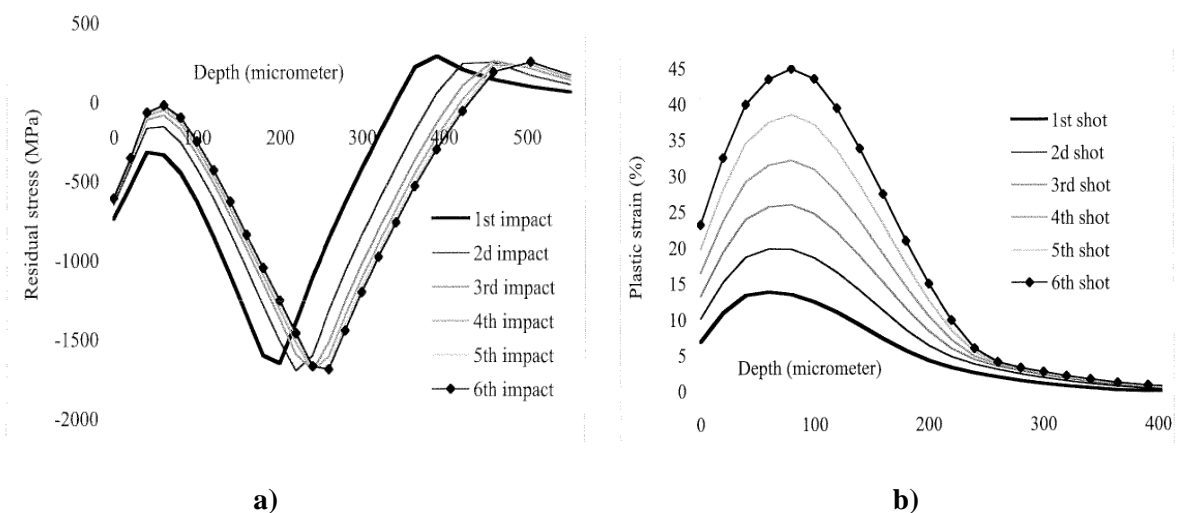


Figure 58. Evolution des paramètres de grenailage avec un durcissement cinématique : a) Contraintes en fonction du nombre de billes, b) Déformations plastiques en fonction du nombre de billes [48]

Ils ont conclu à la fin que les modèles de durcissement cinématiques sont bien adaptés à des sollicitations cycliques, et qu'ils peuvent grandement améliorer les modèles de grenailage.

II.2. Revues pour d'autres travaux de modélisation

Plusieurs autres modèles existent, Nous pouvons citer par exemple le modèle proposé par Miao et al [49], ces derniers ont remis en cause le caractère prédéfinis de l'ordre d'impacts, comme beaucoup de modèles qui insistent sur l'importance de l'ordre aléatoire d'impacts. Nous pouvons également mentionner le modèle développé par Bagherifard et al [50], qui se sont intéressés à l'influence de la sensibilité de maillage sur les contraintes résiduelles et la déformation plastique équivalente.

On va présenter par la suite un tableau qui résume la plupart des travaux des chercheurs dans le grenailage de précontrainte.

Tableau 2 : Travaux des chercheurs dans le grenailage de précontrainte.

Chercheurs	Paramètres étudiés					Approche utilisée		
	Diamètre	distance	vitesse	angle	temps	FEM	Exp	Analytique
Wang et al [51]	✓	✓	✓		✓		✓	
Romero et al [52]	✓	✓	✓	✓	✓		✓	
Curtis et al [53]	✓				✓		✓	
Renaud et al [54]	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓	
Rehman et al [55]	✓		✓			✓		
Mehmood et al [56]	✓	✓	✓	✓	✓		✓	
Inoue et al [57]	✓		✓				✓	
Uros et al [58]	✓		✓	✓	✓		✓	
Wang et al [59]		✓	✓	✓	✓	✓	✓	
Hirai et al [60]	✓	✓	✓			✓		
Miao et al [61]	✓				✓			✓

Gangraj et al [62]	✓		✓		✓	✓	
Bagherifard et al [50, 63]	✓	✓	✓			✓	✓
Gariepy et al [64]	✓	✓	✓	✓	✓	✓	✓

Ces chercheurs ont constaté que l'optimisation expérimentale des paramètres du procédé est coûteuse, une modélisation par éléments finis du processus peut réduire les dépenses expérimentales et le nombre des tests nécessaires pour l'optimisation, donc un modèle d'éléments finis peut être utilisé pour prédire les contraintes résiduelles après grenailage. Ils ont noté aussi que l'application de la méthode de grenailage de précontrainte peut améliorer la durée de vie de fatigue des métaux, mais un abus de grenailage peut endommager les surfaces, par contre un déficit de grenailage ne va pas améliorer la durée de vie de la fatigue désirée.

CHAPITRE III
PROCEDURE
EXPERIMENTALE

III.1. Caractérisation du matériau

Le matériau étudié est un acier inoxydable AISI 304 (X5CrNi18-10, UNI EN 10088), il est de loin le plus important et donc le plus largement utilisé. Il résiste à la corrosion dans de nombreuses circonstances, et il est principalement utilisé dans le domaine de l'alimentaire, les laiteries, les brasseries et autres industries de transformation, ainsi que dans quelques types d'industries chimiques.

Pour les aciers austénitiques AISI 304, le formage et la déformation à froid dont le traitement de grenailage de précontrainte fait partie, sont pratiquement les meilleures méthodes pour traiter ce type d'acier.

Afin de définir la composition chimique de notre acier, une analyse chimique par spectrométrie à étincelage a été faite au moyen d'une machine de marque Spectro Analytical Instrument au laboratoire de l'université Polytechnique de Milan (Italie) (table 3).

Tableau 3 : Composition chimique de l'acier inoxydable AISI 304

C ≤ %	Si ≤ %	Mn ≤ %	P ≤ %	S ≤ %	Cr %	Ni %
0,07	1.0	2.0	0.045	0.015	17.0-19.5	8.0-10.5

Des essais de traction ont été effectués au laboratoire de science des matériaux de l'université d'Oviedo (Espagne) sur des éprouvettes plates normalisées (figure 59), selon la norme ASTM [65] en utilisant une machine d'essai universelle MTS, équipé d'une cellule de 100 KN de charge à une vitesse de 3 mm/min et en utilisant un extensomètre MTS dont la longueur calibrée est de 20 mm. Des courbes contrainte-déformation ont été déterminées sur les deux échantillons testés, et qui ont permis de déterminer les propriétés mécaniques.

L'essai de dureté consiste à déterminer la dureté Vickers sous une charge de 31.25kgf. A cet effet, les échantillons sont découpés à la scie parallèlement et perpendiculairement à l'axe de sollicitation, selon les dimensions suivantes : 16x7mm². Pour cela, nous avons utilisé un duromètre de marque HOYTOM. Les empreintes sont mesurées à l'aide d'un projecteur de profil Nikon V-12.

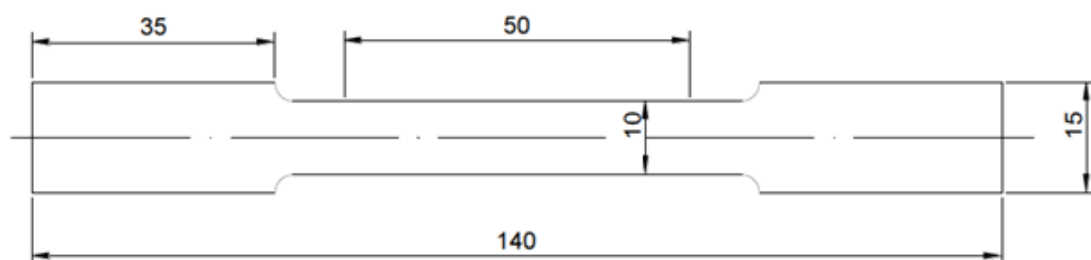


Figure 59. Epreuve normalisée pour l'essai de traction [65]

Table 4. Propriétés mécaniques de l'acier inoxydable AISI 304

E (MPa)	σ_y (MPa)	σ_R (MPa)	Elongation %	A (%)	HV	ν
200 000	541	748	39.0	70.0	210	0,3

III.1.1. Microscope optique

Les surfaces préparées selon le procédé décrit plus haut ont ensuite été observées en microscopie optique pour déterminer la microstructure réelle des échantillons (figure 60). Nous avons utilisé pour cela des échantillons similaires à ceux utilisés pour les essais de dureté et postérieurement pour le traitement de grenaillage de précontrainte.

Le matériau est enrobé à chaud et poli aux papiers abrasif SiC jusqu'à une granulométrie P 1200. Afin de révéler les deux phases, l'échantillon subit une attaque électrochimique à température ambiante, lors de laquelle une tension de 5 V est appliquée pendant 15 s dans un électrolyte de 0.1 g.L⁻¹ de KOH, sans agitation. Par la suite, le réactif restant a été éliminé avec de l'eau, l'échantillon a été séché en utilisant de l'heptane.

Postérieurement, les échantillons ont été polies avec de la pâte diamantée 3 et 1 μm , jusqu'à l'obtention d'une surface parfaitement lisse. La microscopie optique a été utilisée pour caractériser la microstructure composée de ferrite δ et d'austénite γ . Étant donné la composition chimique de l'AISI 304, le matériau devrait observer une microstructure austénitique pouvant contenir des macles (figure 60).



Figure 60. Matériau de référence

III.2. Procédure et dispositif expérimentaux

III.2.1. Type d'éprouvettes

Pour plus de simplicité et de fonctionnalité et afin d'étudier les différents effets du traitement de grenailage de précontrainte, tels que l'évolution de l'état de surface (rugosité et les défauts de surface), des contraintes résiduelles de compression et de durcissement de surface, nous avons utilisé des échantillons plats de $20 \times 20 \times 2 \text{ mm}^3$.

III.2.2. Machine de grenailage de précontrainte

Tous les traitements de grenailage de précontrainte ont été effectués au laboratoire du département de science des matériaux et génie métallurgique de l'école Polytechnique de Gijón (Espagne).

Les traitements de surface de grenailage de précontrainte ont été réalisés dans une machine pneumatique de projection par pression directe (Figure 61). La machine est composée d'une cabine modèle Guyson Euroblast 4 PF, un réservoir type G27, un cyclone motorisé de type 75/16 et un collecteur de poussière modèle DC400 [66].



Figure 61. Machine de grenailage de précontrainte

Le fonctionnement de cet équipement est très simple et intuitive. Il est relié à un système

d'air comprimé qui est chargé de projeter les projectiles depuis le réservoir. Le mélange d'air et des projectiles sort de la buse à grande vitesse en impactant la pièce à traiter. La vitesse dépend essentiellement de la pression de travail sélectionnée et les caractéristiques des projectiles.

Après l'impact, les boules de retournent à nouveau dans le réservoir grâce à la pression négative créée par l'un des deux moteurs disponibles dans la machine (figure 62).

Dans le cyclone, le deuxième moteur est responsable de la création d'un courant avec une intensité appropriée pour éliminer les particules de faible diamètre (poussière et coquilles brisées), permettant seulement aux balles intactes de tomber par gravité dans le réservoir. La figure 62 montre la machine du grenailage de précontrainte et celui d'un schéma expliquant le principe de fonctionnement du processus de ce dernier.

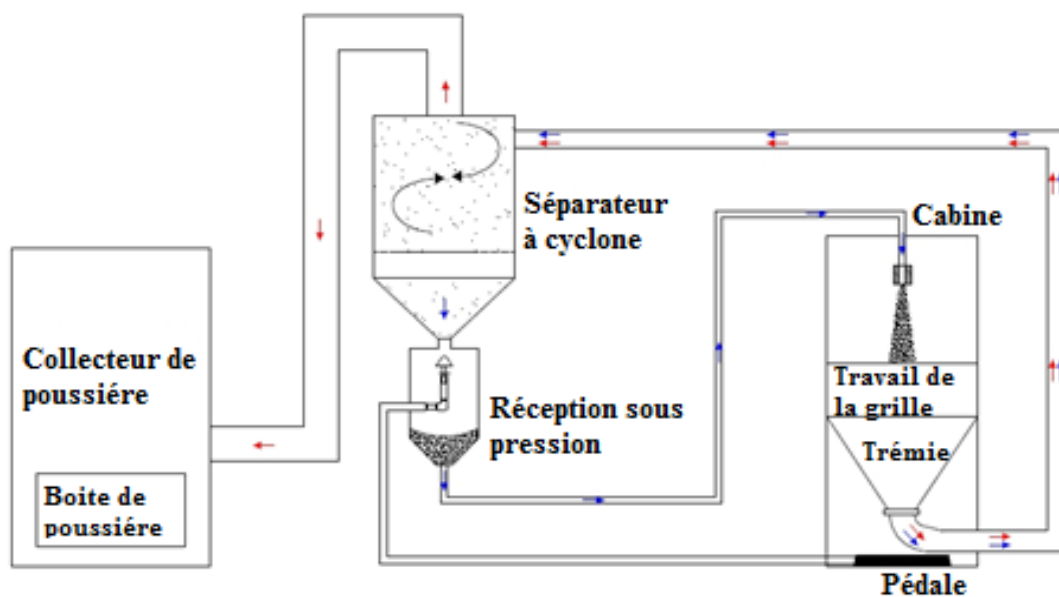


Figure 62. Schéma de fonctionnement

Cette grenailleuse de projection pneumatique par pression directe, elle a la capacité de travailler avec des pressions comprises entre 1,5 et 4 bars (figure 61), équipé d'une buse en carbure de tungstène avec un diamètre de 23 mm.

III.2.3. Type de grenaille

Pour la réalisation de traitements de grenailage nécessaires dans ce travail, nous avons utilisé des projectiles sphériques en zirconium de 0,3 mm de rayon (figure 63).

Ils sont abrasif mono-composant avec une bonne durée de vie et une haute vitesse de projection, Le zirconium est généralement utilisé dans des applications de grenailage de précontrainte.

Cependant, en utilisant un microscope stéréoscopique et un analyseur d'image (Entreprise Buehler) pour mesurer le diamètre d'un grand nombre de billes pour confirmer les dimensions indiquées par le fabricant [67]. Ainsi, il a été constaté que le diamètre moyen réel des billes a été légèrement supérieur à celui certifié par le fabricant (diamètre réel est de 0.34 mm).

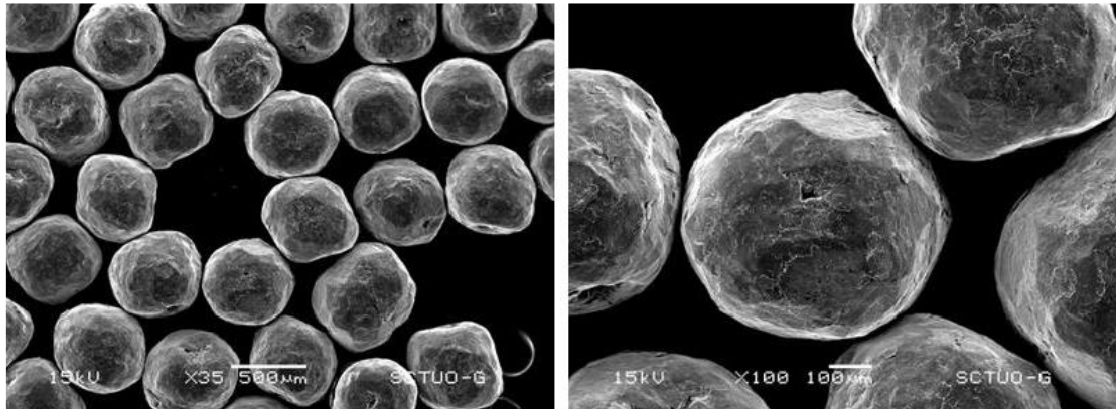


Figure 63. Aspect des projectiles en zirconium

III.2.4. Détermination d'intensité d'Almen

L'intensité du grenailage de précontrainte est une mesure de l'énergie de jet des billes, C'est un des moyens essentiels pour assurer la reproductibilité de procédé. L'énergie de jet des billes est en relation directe avec la contrainte de compression qui est introduite dans une pièce. L'intensité peut être augmentée en utilisant de plus grandes billes et/ou en augmentant la vitesse du jet de billes. Les autres variables à considérer sont l'angle d'incidence et les types de bille.

La procédure suivie pour déterminer l'intensité Almen de traitement de grenailage avec certaines caractéristiques a été développé par J. O. Almen dans les années 40 [68]. À l'heure actuelle, ce processus est entièrement réglementé et normalisé (SAE J443) [69].

Une éprouvette Almen est une plaquette d'acier à ressort SAE1070 qui est grenillée sur un côté seulement. La contrainte résiduelle de compression du grenailage fera fléchir l'éprouvette Almen qui formera un arc convexe par rapport à la surface grenillée. La hauteur de la flèche de l'éprouvette Almen est fonction de l'énergie du jet de billes et sa mesure est très fiable.

Pour le bon déroulement des tests d'intensité d'Almen, il est nécessaire de fixer correctement les plaques pendant le traitement, une fois le processus est terminé, on mesure avec précision avec un mètre d'Almen la flèche induite en utilisant des jauges Almen type TSP-3 (figure 64).

Almen expriment souvent l'intensité en millièmes. Nous devons nous rappeler que l'intensité Almen est déterminée à partir de la courbe de saturation, qui est construit en traçant les flèches ou les courbures des plaques testées en fonction du temps d'exposition au bombardement par les balles. Ainsi, le nombre reflète l'intensité Almen est la valeur de la flèche correspondant au point de saturation.



Figure 64. Compteur d'Almen (Modèle TSP-3)

Les essais ont été effectués à la distance minimale entre la buse et l'échantillon (240 mm) et à un angle de quatre-vingt-dix degrés ($\alpha = 90$) d'impact, pour une intensité Almen de 10A.

III.2.5. Courbe de saturation

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 grenillant une série d'éprouvettes Almen afin de définir le temps de saturation. La courbe de saturation correspond parfaitement à l'expression de l'équation suivante :

$$h = a \cdot (1 - e^{-b \cdot t^c}) + d \cdot t \quad (16)$$

La courbe obtenue (figure 65) montre qu'en doublant le temps de grenillage 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.

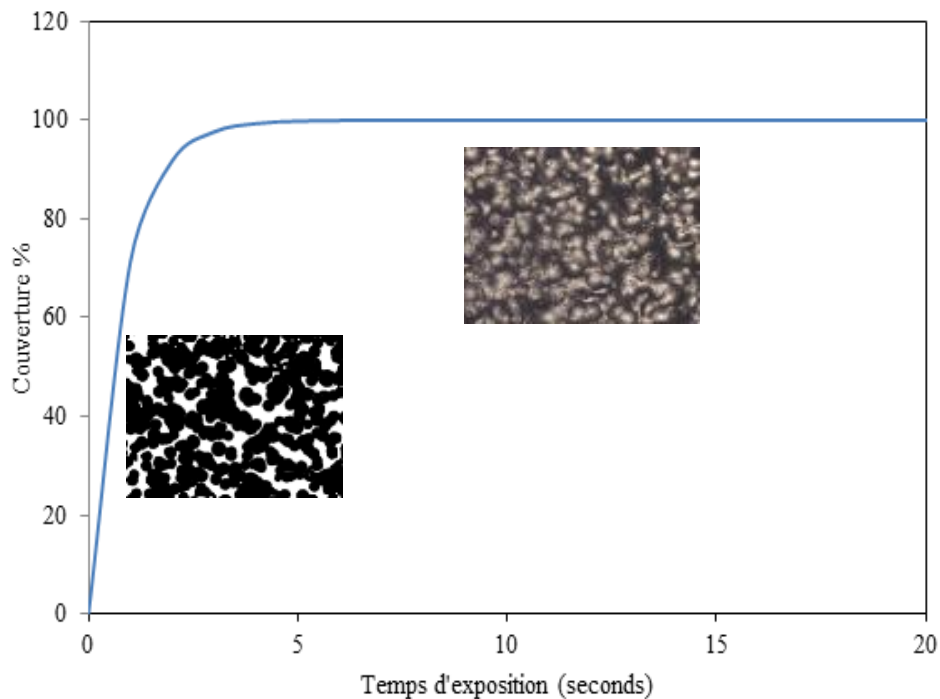


Figure 65. Courbe d'Avarmi pour l'analyse de couverture par Image et son développement avec le temps d'exposition

Il est important de ne pas confondre la saturation avec le recouvrement. Ce dernier est décrit comme étant le pourcentage de la surface couverte par les empreintes de grenailage. Quant à la saturation, elle est utilisée pour trouver le temps d'exposition définissant l'intensité. La saturation et le recouvrement ne se produisent pas nécessairement en même temps. Ceci est dû au fait que le recouvrement est déterminé sur la surface de la pièce réelle qui est plus ou moins dure.

Les variables les plus influant qui définissent les traitements grenailage, sont la pression de l'air et la taille du projectile, ils ont été maintenu dans tous les cas, ainsi que l'angle d'impact (90 °) et la distance entre la buse et la pièce à traiter (230 mm).

III.2.6. Détermination de Taux de couverture

Après avoir déterminé l'intensité Almen, il faut définir la deuxième caractéristique fondamentale des traitements de grenailage soit le taux de couverture.

Le taux de couverture est spécifique pour chaque type de matière et sous certain condition de traitement de grenailage. En outre, dans les mêmes conditions, l'étude n'est pas valable pour les pièces avec des géométries différentes.

L'examen visuel à la loupe reste la méthode la plus utilisée pour déterminer ce paramètre. La relation établie entre la couverture (C) et la durée de traitement (t), aussi un coefficient d'Avrami (Ar), est donnée dans l'équation d'Avrami [70] :

$$C = 100[1 - e^{-Ar^t}]$$

(17)

Après avoir correctement configuré l'ordinateur sous les conditions d'essai, on lance le traitement (généralement 3 secondes) puis on fait une évaluation de taux de couverture atteint, soit le pourcentage de la superficie qui a reçu au moins un impact, cela nécessite une prise de minimum cinq images grâce un microscope optique. Puis on fait des retouches avec une zone impact clairement en noire et la zone non impacté en blanc, ensuite en rouge et vert, puisque cela permettre au logiciel d'analyse de mieux différencier entre les deux zones, il est noté qu'un bon état de surface n' est pas nécessaire, mais facilite amplement le processus d'identification des parties impactées (figure 66).

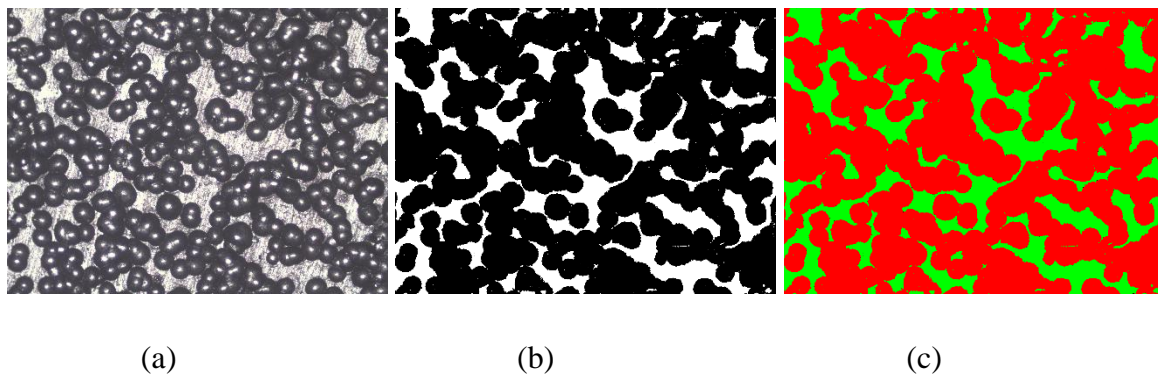


Figure 66. Analyse des images d'une éprouvette AISI 304 grenailés après 4 secondes.

a) Image originale, b) Image retouchée, c) Image analysée.

Le programme dans l'analyseur d'image traite la photographie et harmonise en pourcentage de la surface qui a reçu au moins un impact. La moyenne des cinq photographies est ainsi déterminée et la couverture moyenne de l'échantillon est estimée après son exposition au flux des billes (environ 3 s) (figure 67).

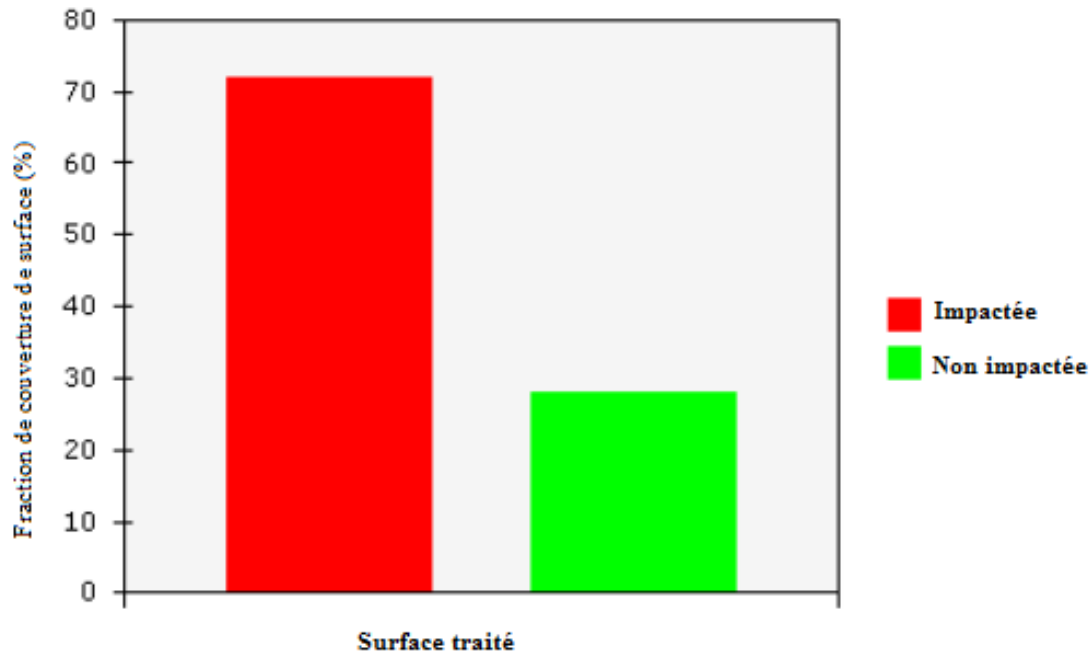


Figure 67. Statistique de mesure d'une analyse d'image

Ensuite, ces données (le temps et le taux de couverture), vont nous permettre de calculer le coefficient d'Avrami (A_r), spécifique aux conditions d'essai et à la géométrie de l'éprouvette, pour pouvoir après savoir le temps nécessaire à lancer pour une couverture désirée.

Le temps nécessaire pour obtenir une couverture de 98%, est considéré comme une couverture totale, puisque l'expression d'Avrami est exponentielle et même avec des temps d'essais trop longs, on ne peut pas arriver à des couvertures de 100% [71].

Les aciers inoxydables austénitiques, sont très sensibles au taux de recouvrement, en raison de leur aptitude à l'écroutissage [72]. De ce fait il faut noter l'importance du taux de recouvrement qui se manifeste principalement au niveau de l'homogénéité de l'état de contrainte en surface, ce qui a été démontré à plusieurs reprises [63].

Le tableau 5 récapitule les paramètres optés pour nos essais de grenailage de précontrainte conventionnel

Tableau 5 : Aspects d'Intensité Almen et recouvrement des échantillons de AISI 304

Traitement	Diamètre de la grenaille (mm)	Intensité d'Almen	Pression (MPa)	Couverture (%)
Pas de traitement	-	-	-	-
grenailage de précontrainte conventionnel 1	0.3mm (zirconium)	10A	0.4	100
grenailage de précontrainte conventionnel 2	0.3mm (zirconium)	10A	0.4	200

III.2.7. Caractérisation des effets de grenailage

III.2.7.1. Mesure d'état de surface

La caractérisation de la finition de surface après le traitement de grenailage de précontrainte est essentielle pour comprendre leurs effets. Cela est analysé sur différents aspects, tels que les caractéristiques des empreintes créées, la rugosité générée par l'accumulation des impacts ou peut être des défauts de surface apparaissant si on dépasse la limite optimale.

Étant donné que les processus de grenailage modifier la rugosité des pièces, qui est liée principalement au taux de couverture, l'évaluation de la rugosité a été faite sur des échantillons obtenus en appliquant différentes durées d'exposition en fonction du degré tenue la couverture.

Un Rugosimètre de marque MARSURF RD18 (Figure 68), a été utilisé dans la caractérisation de la topographie de la surface, disponible dans le laboratoire de science des matériaux et génie métallurgique de Campus à Gijon (Espagne).

Ce dispositif fournit six différents paramètres de rugosité, mais seulement trois paramètres ont été sélectionnés pour notre étude puisque ce sont les plus représentatifs (R_a , R_z et R_t). Nous avons configuré une longueur d'évaluation de $L_m=4,8\text{mm}$ qui est nécessite une longueur de référence de $0,8\text{mm}$ selon la recommandation de la norme DIN4768 [73].



Figure 68. Rugosimètre MARSURF RD18

Ils énoncés ci-dessous les expressions des différents paramètres de rugosité évalué.

R_a est la moyenne arithmétique des écarts du profil (figure 69) :

$$R_a = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N |Y_i| \quad (18)$$

Ecart moyen arithmétique. Il s'agit de l'écart moyen de tous les points du profil de rugosité par rapport à une ligne moyenne sur la longueur d'évaluation, il permet de donner une indication générale résumant les autres paramètres de rugosité d'une surface donnée.

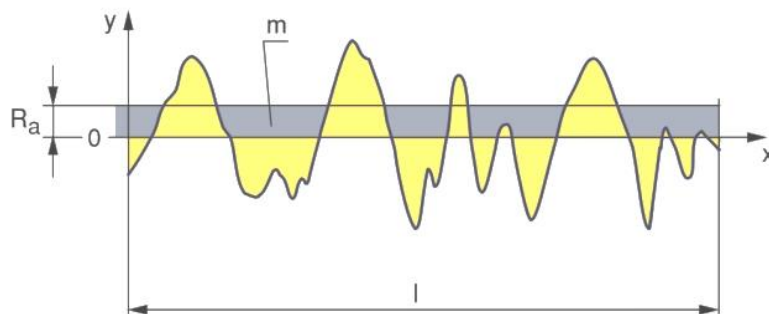


Figure 69. Représentation graphique du calcul de R_a .

Les états de surface peuvent présenter des aspects très différents tout en ayant une valeur de R_a identique, c'est pour ça qu'on a rajouté un deuxième paramètre aussi important, c'est la **hauteur de profil maximum (R_z)**.

La hauteur de profil maximum est la valeur moyenne des différentes hauteurs de profil R_z obtenues entre la hauteur de crête la plus élevée et la profondeur de creux la plus importante sur les longueurs de référence comprises dans la longueur d'évaluation (figure 70). Ce paramètre est sensible aux variations des caractéristiques topographiques prononcées.

$$R_z = \frac{1}{5} \left(\sum_{i=1}^N Y_{pi} + \sum_{i=1}^N Y_{vi} \right) \quad (19)$$

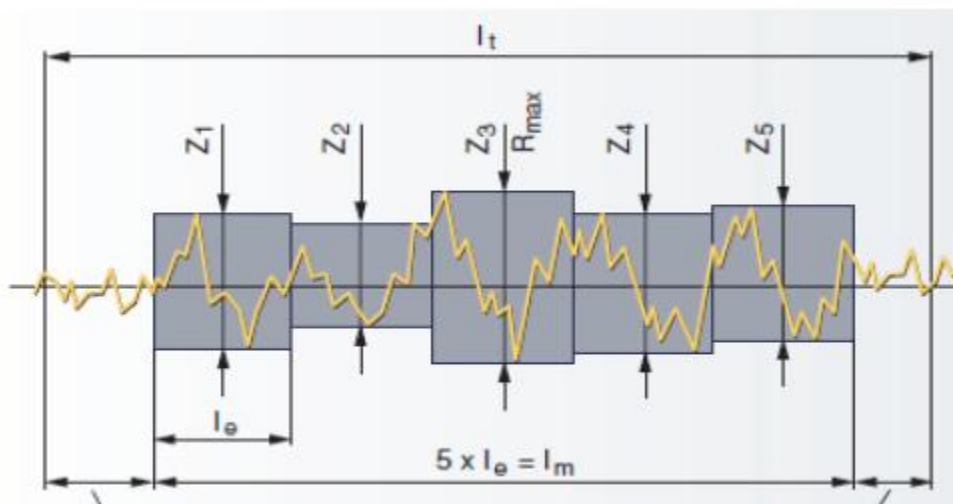


Figure 70. Système de mesure R_z

En fin la hauteur de profil totale (R_t), est la somme de la hauteur de la crête la plus élevée du profil et de la profondeur de creux la plus importante dans la longueur d'évaluation (qui correspond normalement à cinq longueurs de référence). Une seule valeur de R_t (non combinée à R_z ni R_a) est l'une des exigences les plus strictes du profil R.

Pour analyser l'évolution de la rugosité en fonction du degré de couverture, on l'a comparé avec deux cas différents de couverture 100 et 200% avec des pièces non traitées, la moyenne de six mesures ont été effectués au hasard. Pour obtenir un résultat représentatif, et en même temps vérifier et comparé la rugosité produite dans chaque cas particuliers.

III.2.7.2. Analyse micrographique

La qualité des résultats obtenus est fortement influencée par les soins apportés à la préparation qui comporte plusieurs étapes successives décrites dans les étapes suivantes.

III.2.7.2.1. Découpe des éprouvettes grenillées

Les échantillons ont été prélevés avec la tronçonneuse automatique de marque Buehler équipée de disques abrasifs Struers de dureté 40TRE (matériaux ductiles type titane). Une lubrification avec un mélange lubrifiant + eau permettait de ne pas échauffer les échantillons pendant la découpe.

Elle est réalisée à l'aide de moyens tels que les scies ou les tronçonneuses. La meule utilisée doit être adaptée au matériau coupé :

- Tendre pour matériaux durs provoque une usure de la meule,
- Dure pour les autres matériaux peut amener à une faible usure de la meule mais il y a un risque d'échauffement pouvant entraîner la brûlure de la pièce et ainsi occasionner la relaxation des contraintes (figure 71).



Figure 71. Tronçonneuse automatique

Trois éprouvettes ont été nécessaires pour chaque type d'essai. Pour économiser les éprouvettes, les différentes analyses ont été effectuées sur une même éprouvette à différents endroits. Ainsi, une éprouvette est découpée en deux morceaux : partie (a) et partie (b) (Figure

72). Les découpes sont effectuées aux endroits où les effets de bords sont minimales. Le rééquilibrage de contraintes résiduelles dans le sens de la coupe choisie est supposé négligeable.

L'analyse de microstructure et le profil de dureté en profondeur sont effectués sur la partie (b), l'analyse de phases et de contraintes résiduelles, par diffraction des rayons X sur la partie (a).

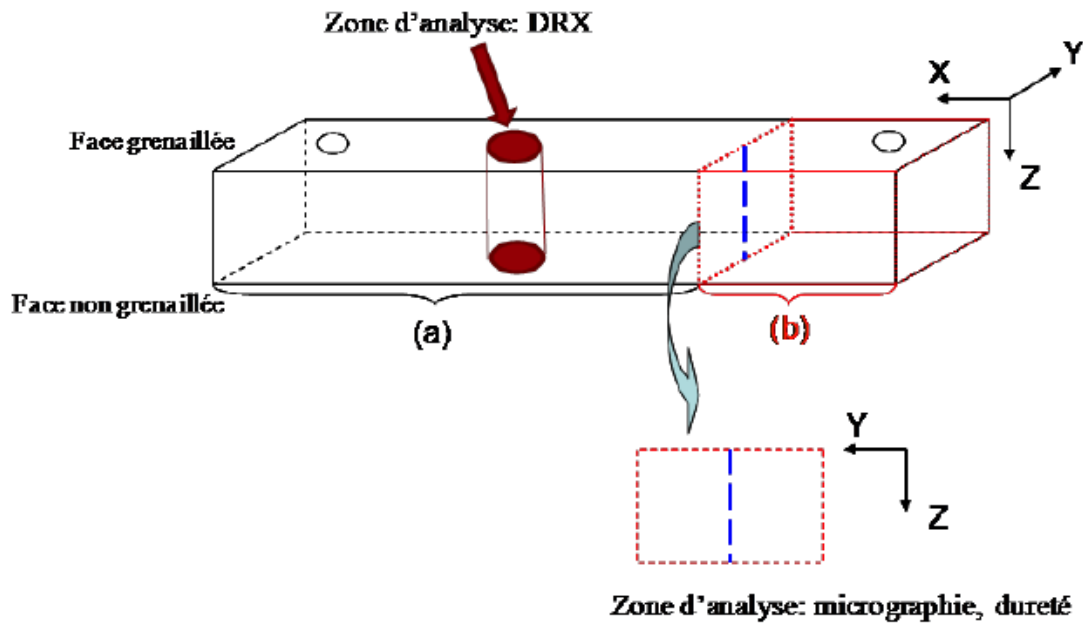


Figure 72. Zone d'analyse

III.2.7.2.2. Enrobage

Il existe plusieurs types d'enrobage (avec résine durcissant à chaud ou à froid). Pour une préparation de qualité, on a utilisé un enrobage à chaud avec une résine phénolique conductrice, c'est le choix idéal pour la préparation d'échantillons de qualité, de taille et de forme identiques (figure 73).

La température d'enrobage est comprise entre 140 et 190 °C et ne présente aucun risque de modification structurale de la surface des échantillons.



Figure 73. Appareil de l'enrobage

III.2.7.2.3. Polissage

Le polissage comporte 3 phases :

- Le dressage : ébauche qui a pour but d'éliminer les défauts provoqués par la découpe et de conférer une planéité à l'échantillon. Cette étape s'effectue avec des papiers abrasifs à fortes granulométries.
- Le pré polissage : diminution de la zone écaillée par le dressage en laissant sur la surface des rayures très fines et uniformes (8 à 15 μ m). Il est obtenu par des passages successifs sur des papiers de granulométries de plus en plus fines.
- Le polissage : permet l'obtention d'un poli miroir. Il est réalisé sur des draps textiles imprégnés d'un abrasif diamant (0,4 μ m).
- La dernière étape du polissage est le séchage. Il ne doit laisser aucune trace sur l'échantillon : utilisation d'un solvant (alcool) suivi d'un séchage à air chaud ou comprimé parfaitement propre. Un nettoyage rigoureux à chaque étape est important pour éviter la pollution des postes suivants.

III.2.7.2.4. Attaque chimique

Après polissage, les échantillons sont attaqués chimiquement pour révéler les joints de grains. L'attaque permet de révéler la microstructure des métaux par dissolution différentielle de chaque phase constituant le matériau par immersion ou par contact de l'échantillon fraîchement poli et sec dans le réactif. Elle crée le contraste nécessaire à l'observation des

différents constituants. La neutralisation de l'attaque est obtenue par un rinçage abondant à l'eau ou à l'alcool afin qu'elle puisse révéler par exemple :

- la grosseur et la forme des grains (petit grains : refroidissement rapide ; gros grains refroidissement lent)
- la microstructure et les phases en présence suite aux traitements,
- la répartition d'inclusions ou de cavités.

Pour notre cas, le réactif d'attaque est de l'acide oxalique $C_2H_2O_4$ à 10% et 90% H_2O , gravé dont 30 secondes avec 1.6 A et 15 V (figure 74).

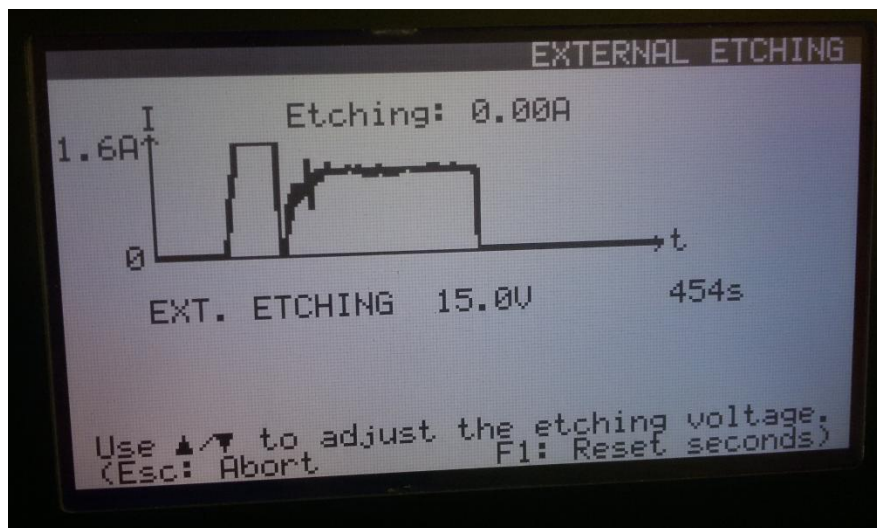


Figure 74. Ecran d'affichage d'appareil de l'attaque chimique

III.2.7.3. Evaluation du profil de microdureté

Les essais de microdureté consistent à déterminer la microdureté de Vickers sous une charge de 200 gf et un temps de 15 secondes pour faire l'indentation, l'espacement entre les indentations était de 0,025 mm.

Les matériaux soumis à un grenailage vont connaître une déformation plastique qui se produit

en leur surface, résultant à un durcissement dû à la densité de dislocation accrue.

Après le traitement de grenailage, les échantillons ont été coupés dans la direction transversale, puis noyées dans une résine d'époxy suivi d'un polissage conformément à la norme [74], d'un lequel l'évaluation va se faire dans la section perpendiculaire à la surface traitée.

Ensuite, la préparation métallographique pour effectuer des indentations et acquisition ultérieure des données de microdureté (figure 75).



Figure 75. Appareil de microdureté Mark Buehler série 2100

L'évaluation des indentations des mesures de microdureté a été faite selon la recommandation de la norme [75], les empreintes n'ont pas été sur la même ligne, cela pour éviter la déformation plastique des uns envers les autres (figure 76).



Figure 76. Matrices pour l'évaluation des indentations de microdureté

Il est à noter que les mesures de microdureté ainsi que l'analyse micrographique que ce soit par microscope électronique à balayage (MEB), ou bien par microscope optique ont été réalisés au laboratoire de département de mécanique de l'université Polytechnique de Milan (Italie).

III.2.7.4. Analyse microstructurale

Nous avons utilisé des échantillons similaires à ceux utilisés pour les essais de microdureté.

Dans un premier temps, il est essentiel d'observer les micrographies sans attaque, certains défauts peuvent être atténués ou cachés par l'attaque comme les défauts de deux dimensions (fissures ou replis).

Il est important de connaître le traitement appliqué pour une bonne interprétation de la micrographie. La description d'une microstructure nécessite deux étapes :

- a- Une observation générale, vue d'ensemble pour
 - Localiser les défauts et les différentes zones,
 - Juger de l'homogénéité de la structure.
- b- Une observation détaillée à plus fort grossissement et description des différentes zones pour :
 - analyser la nature et la topographie des phases (présentes),
 - mesurer ou juger la taille des constituants,

L'observation des microstructures a été réalisée avec le microscope électronique à balayage Zeiss EV050 (figure 77).

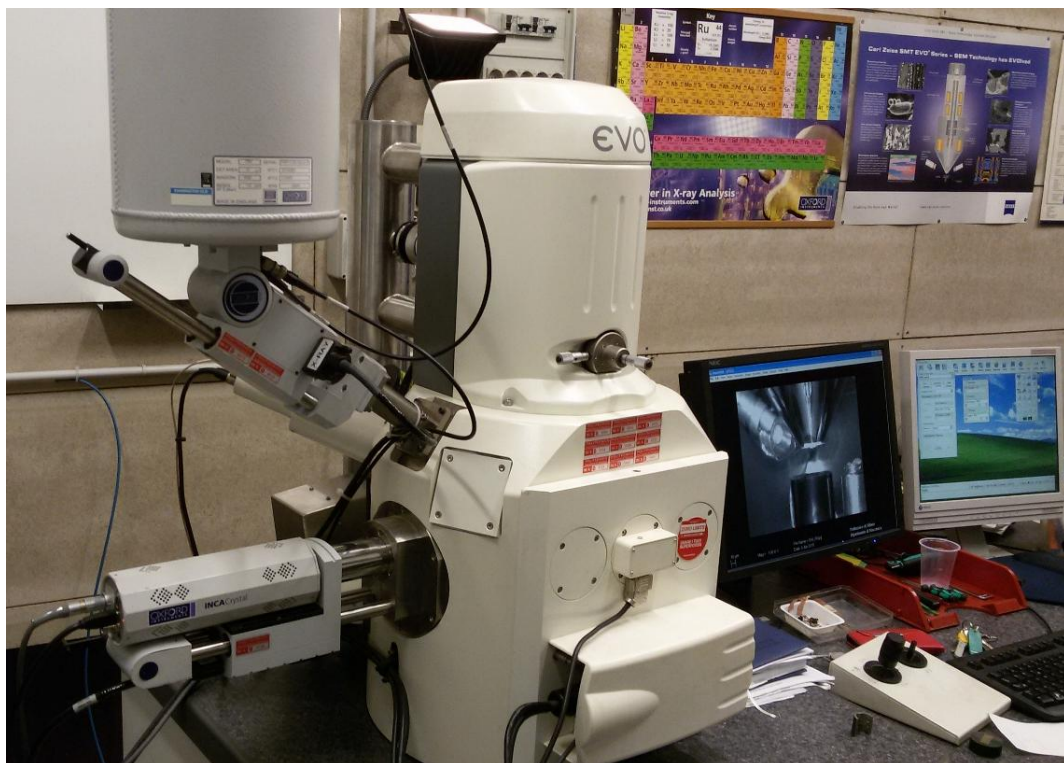


Figure 77. Microscope électronique à balayage (Zeiss EV050)

III.2.8. Détermination des contraintes résiduelles

La diffraction des rayons X (DRX) est une diffusion cohérente des photons X du faisceau incident (photons secondaires de même longueur d'onde que les photons primaires) sur les électrons des atomes du réseau périodique du domaine analysé. Chaque atome du matériau constitue alors une source secondaire de photons X en phase avec les photons primaires. Les pics de DRX (Figure 76) sont l'observation des figures d'interférence (cône de diffraction) de ces sources atomiques par le détecteur. C'est donc la structure atomique (positions relatives des atomes) du matériau qui est analysée par cette technique. L'une des caractéristiques de la DRX est qu'il s'agit d'une technique non destructive ne prenant en compte que les couches superficielles. La pénétration du faisceau est de l'ordre de quelques microns à quelques dizaines de microns pour les matériaux industriels polycristallins dans les conditions de laboratoire. La surface irradiée est souvent de l'ordre du mm². La technique de DRX est donc particulièrement intéressante pour l'investigation structurale des matériaux polycristallins. Il existe plusieurs paramètres qui servent à décrire un pic de DRX : la position angulaire du pic, la largeur du pic, la hauteur nette du pic, le bruit de fond et d'autres (Figure 78).

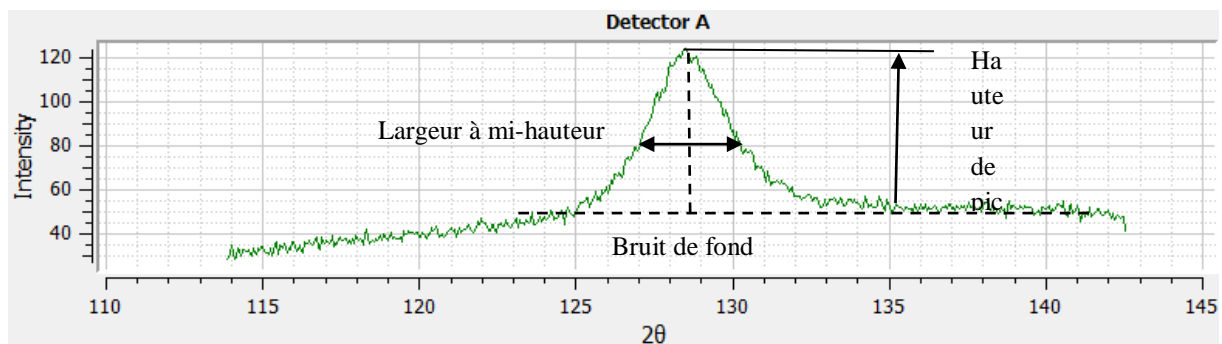


Figure 78. Illustration d'un pic de diffraction.

La caractérisation par la DRX de l'état microstructural d'un matériau polycristallin repose donc directement sur les relations entre la forme du pic de diffraction et la microstructure d'une part, la position des pics et les contraintes macroscopiques d'autre part. Après avoir éliminé les effets de solution solide et de composition chimique sur la position, le déplacement de la position angulaire d'un pic pour une famille de plans (hkl) [76] est directement lié à la variation de la distance interréticulaire Δd , et à la déformation homogène macroscopique du matériau.

L'élargissement et la forme du pic sont en relation étroite avec la distribution de la déformation et la taille des domaines cohérents de diffraction [77], donc avec l'état microstructural des matériaux cristallins (Tableau 6).

Tableau 6 : Interprétation des paramètres des pics de diffraction

Paramètre du pic	Information renvoyées
Position du pic	Aberrations géométrique de l'appareillage Composition moyenne du volume diffractant
Intensité du pic	Cristallinité et répartition des phases Distribution des orientations des domaines cohérents
Elargissement et forme du pic	Elargissement instrumental Distribution de compositions chimiques Taille des domaines cohérents de diffraction

Avant d'effectuer les mesures, il est nécessaire d'étalonner l'appareil de mesure. Il est évident que chaque matériau a une réponse différente à l'irradiation. Il est donc nécessaire de définir les conditions de la loi de Bragg angle de diffraction, les indices de Miller (hkl) plan cristallographique qui fournit l'intensité de diffraction maximale et les constantes élastiques correspondantes.

Le diffractomètre ainsi que le fonctionnement du logiciel de pilotage, les procédures d'étalonnage et de mesure des contraintes résiduelles utilisées pour déterminer le profil des contraintes résiduelles induites par les traitements sur notre acier AISI304, sont décrit ci-dessous.

III.2.8.1. Spécifications de diffractomètre XSTRESS 3000 G3R

La mesure de la contrainte résiduelle de surface ont été réalisées en utilisant un diffractomètre à rayons X (X-stress G3R figure 79). Nous avons utilisé la longueur d'onde correspondant à la teneur en chrome $K\alpha$ ($\lambda = 0,2291$ nm), la ligne de basse tension générée avec 30 kV et un courant de 6,7 mA



Figure 79. Diffractomètre XSTRESS 3000 G3R

Cet appareil de mesure est connecté avec un logiciel de pilotage XTRONIC 1.4.0 (Figure 80) qui permet de contrôler toutes les variables et les processus impliqués dans le procès de diffraction des rayons x (paramètres de mesure, l'analyse du signal, le calcul des contraintes résiduelles).

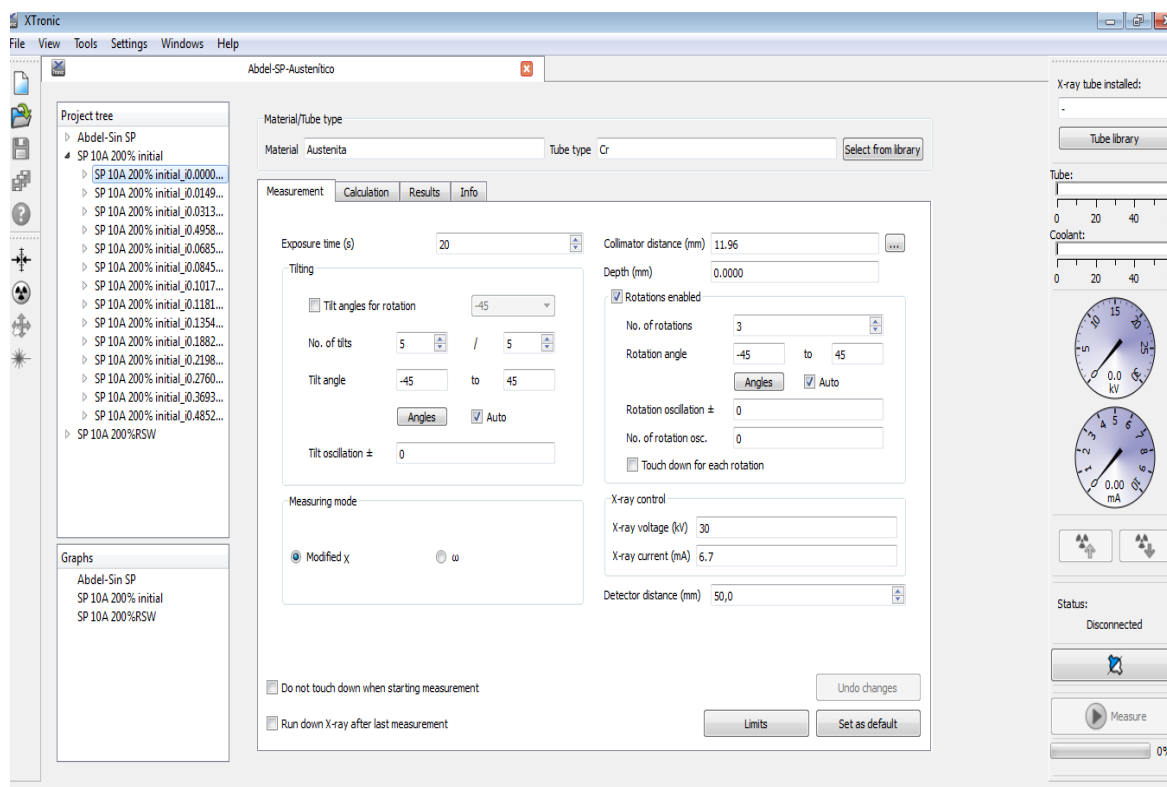


Figure 80. L'interface du logiciel XTRONIC 1.4.0.

III.2.8.2. Méthode d'étalonnage

Toute technique instrumentale nécessite des critères pour établir le point de départ à l'analyse. Dans le cas de la diffraction des rayons X pour réaliser des mesures de contraintes résiduelles, il est nécessaire d'étalonner l'appareil avec des motifs de même nature que le matériau du spécimen à étudier. Le programme Xtronic c'est un outil d'étalonnage qui vous permet de sélectionner ou créer pour le matériau à analyser une feuille de données. Dans cette feuille de donnée on trouve la matière à analyser, le tube de rayons X générateur de l'énergie de rayonnement, des plans cristallographiques {hkl} et l'angle de Bragg (2θ) caractéristique [78], le module d'Young et le coefficient de Poisson requis pour définir les opérations qui vont déterminer la contrainte de compression résiduelle, l'intensité maximale d'irradiation, et d'autres paramètres.

Après avoir défini le matériau, la position des détecteurs A et B est ajusté qui correspond à l'angle 2θ . Les conditions de travail établies sont indiquées dans le temps d'exposition du programme pour chaque mesure, les positions du goniomètre de rotation (φ) et le nombre de mesures à effectuer entre les positions de rotation.

Les mesures ont été effectuées sur les plan cristallographique de l'austénite (220), qui présentent un angle de diffraction (2θ) d'environ $128,8^\circ$. Le résumé des paramètres de mesure est présenté dans le Tableau 7.

Tableau 7 : Paramètres expérimentaux utilisés dans l'analyse par diffraction des rayons X.

Longueur d'onde $K\alpha$ (Cr)	0.2291 nm	Filtre	Vanadium
Les temps d'exposition (s)	30	\varnothing collimateur (mm)	2
Tilt ψ ($^\circ$)	9 points entre -45/+45	Angle de rotation, φ ($^\circ$)	-45, 0 and 45
Background	Parabolique	Fit	Pseudo-Voigt
Mode de mesure	χ -modified	Angle de diffraction	$128,8^\circ$
Indice de Miler (hkl)	(220)[79]	Les constants élastique, $E/(1+\nu)$ (GPa)	139,2 [79]

Au cours du processus d'étalonnage, l'échantillon est irradié et les détecteurs recueillent toute l'énergie diffractée dans l'angle θ prédéterminé. Dans l'enregistrement, on obtient le pic caractéristique de diffraction de l'échantillon utilisé.

Le signal de diffraction obtenu correspond à un angle de Bragg déterminé, à une intensité et largeur de pic sans contraintes résiduelles, et représente le point de comparaison qui permet la quantification des contraintes résiduelles des échantillons analysés. Une fois la calibration du diffractomètre déterminée, on peut effectuer des mesures de contraintes résiduelles dans les échantillons traités.

III.2.8.3. Détermination du profil de contrainte en profondeur

Vu la faible pénétration de rayons X (quelques μm), la caractérisation de l'état de contrainte en profondeur par la DRX est souvent associée à un enlèvement de matière. Cet enlèvement de matière est accompagné par une redistribution des contraintes qui dépend fortement de l'épaisseur enlevée. Néanmoins nous avons suivi une technique d'enlèvement par électropolissage des couches successives avec des pas très mince pour avoir des mesures de précisions (Figure 81),

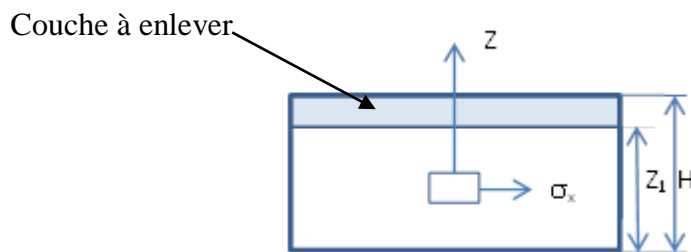


Figure 81. Schéma de procédé d'Electropolissage

L'électropolissage est un procédé de traitement de surface électrochimique par lequel le métal de la couche superficielle est enlevé par dissolution anodique, il retire ion par ion le métal de la surface d'un objet métallique par action électrolytique.

La pièce à traiter est plongée dans un bain d'électrolyte acide fortement concentré, composé de deux électrodes où on applique un courant électrique. La pièce est reliée au pôle positif (anode). Le processus d'électrochimie produit une dissolution anodique de la couche superficielle, plus ou moins importante en faisant varier l'intensité du courant (continu) à travers la surface, dans notre cas on a appliqué un courant de 45 volts pendant 25 secondes dans un acide composé de 94% d'acide acétique et 6 % d'acide perchlorique [80] (figure 82).

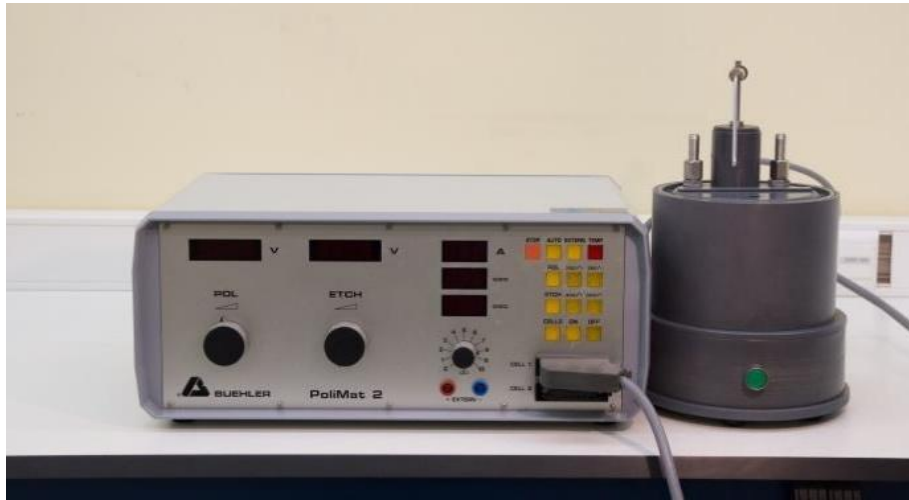


Figure 82. Équipement électrolytique

Ce processus a été répété plusieurs fois pour atteindre une profondeur donnée. La mesure de la hauteur des échantillons a été réalisée avec un micromètre Mitutoyo verticale (figure 83). A l'issue de ces mesures, les résultats du profil des contraintes résiduelle en fonction de la profondeur ont été construits.



Figure 83. Micromètre Mitutoyo (ID-H0560)

La procédure d'électropolissage et la mesure des contraintes résiduelles par diffraction de rayons X, ont été effectués à chaque 25 micromètre d'une manière consécutive jusqu'à ce que les valeurs de contrainte résiduelle se stabilisent.

La figure suivante présente un organigramme de protocole qui a été élaboré, afin de déterminer le profil des contraintes résiduelles (figure 84).

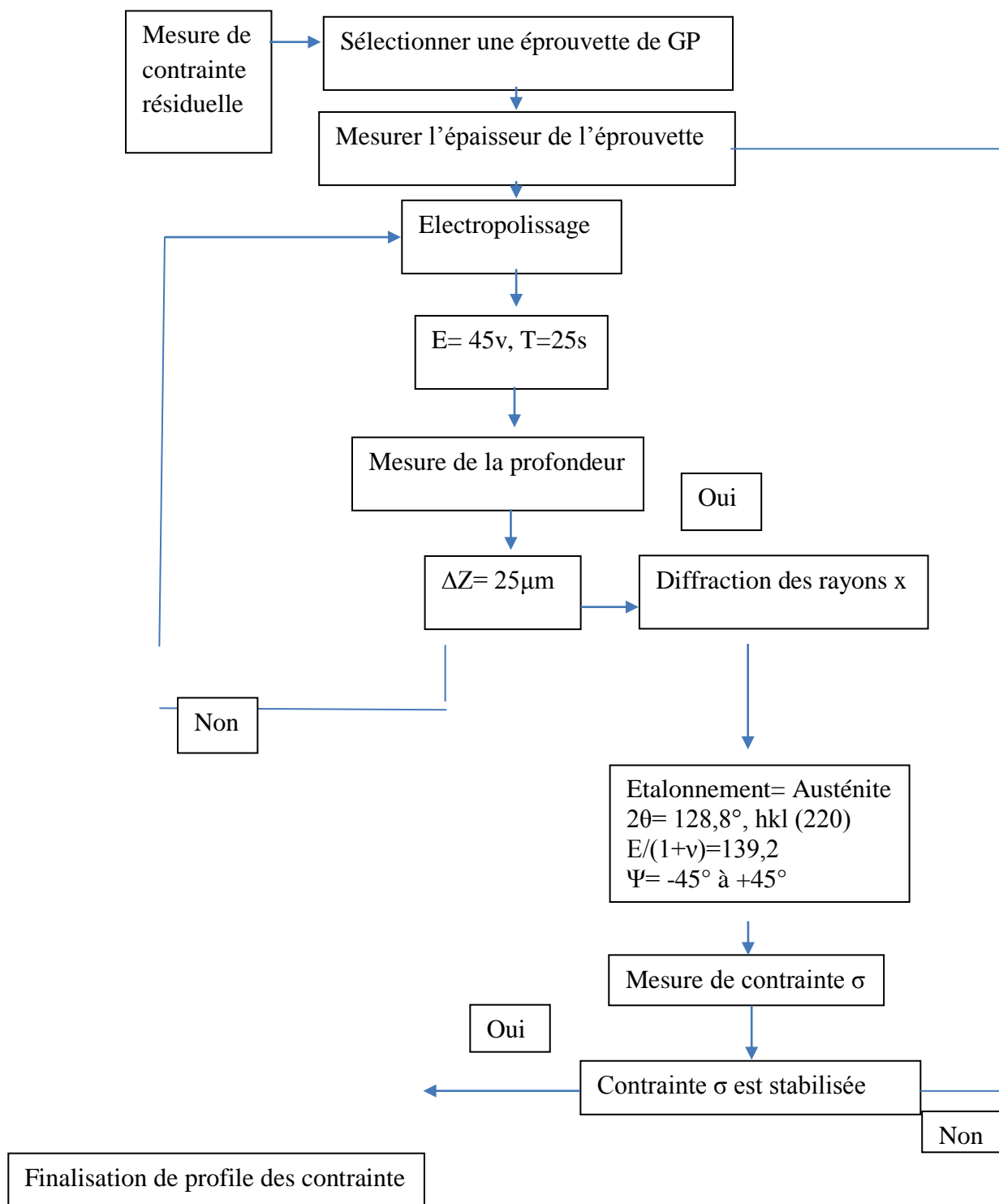


Figure 84. Procédure de mesure des contraintes résiduelles

CHAPITRE IV

RESULTATS

EXPERIMENTAUX ET

SIMULATION

NUMERIQUE

IV.1. Résultat expérimentaux et discussion

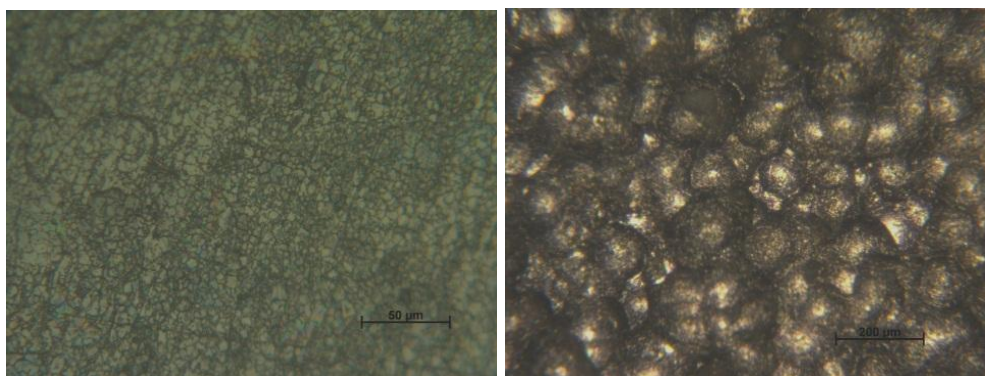
IV.1.1. Observations microscopiques

Les impacts multiples des billes ont une influence considérable sur la surface des éprouvettes grenailés, en représentant de nombreuses fossettes. Les observations optiques des surfaces des échantillons non traité et grenailés sont présentées dans Figure 85.

La figure 85 (a) montre la morphologie d'une surface de notre acier inoxydable AISI 304 non traité, dans lequel la surface est lisse ainsi que sa direction de texture fibreuse est clairement observé.

La figure 85 (b) montre la morphologie d'une surface grenailée pour le même acier inoxydable AISI 304 ; avec une augmentation notable de la rugosité de surface. On peut remarquer aussi un certain degré d'endommagement dans la surface de l'acier inoxydable après grenailage, ses dépressions causée par les impacts est appelé le phénomène de gercé qui apparait autour des cratères.

Aussi, nous pouvons observer une différence entre les fossettes des impacts, cela est due à la limitation de l'équipement de grenailage pour contrôler d'une manière sévère le processus, donc la vitesse de chaque tir était différente, ce qui implique que chaque énergie d'impact était différente, de coup ça produit des cratères irrégulière avec différente tailles.



(a)

(b)

Figure 85. Morphologie des surfaces de AISI 304 : (a) non traité ; (b) grenailé

On remarque une présence des zones claires d'austénite résiduelle (figure 86 a), cela peut réduire d'une manière significative la dureté de surface et modifier la répartition des contraintes résiduelles [81], en revanche en quelques cas cela peut être tolérable, ou même souhaitable, en fonction du type de sollicitation. Ses derniers affectent également le comportement du matériau à la résistance à la fatigue, en outre la stabilité de l'austénite dépend au premier lieu à la composition chimique [81].

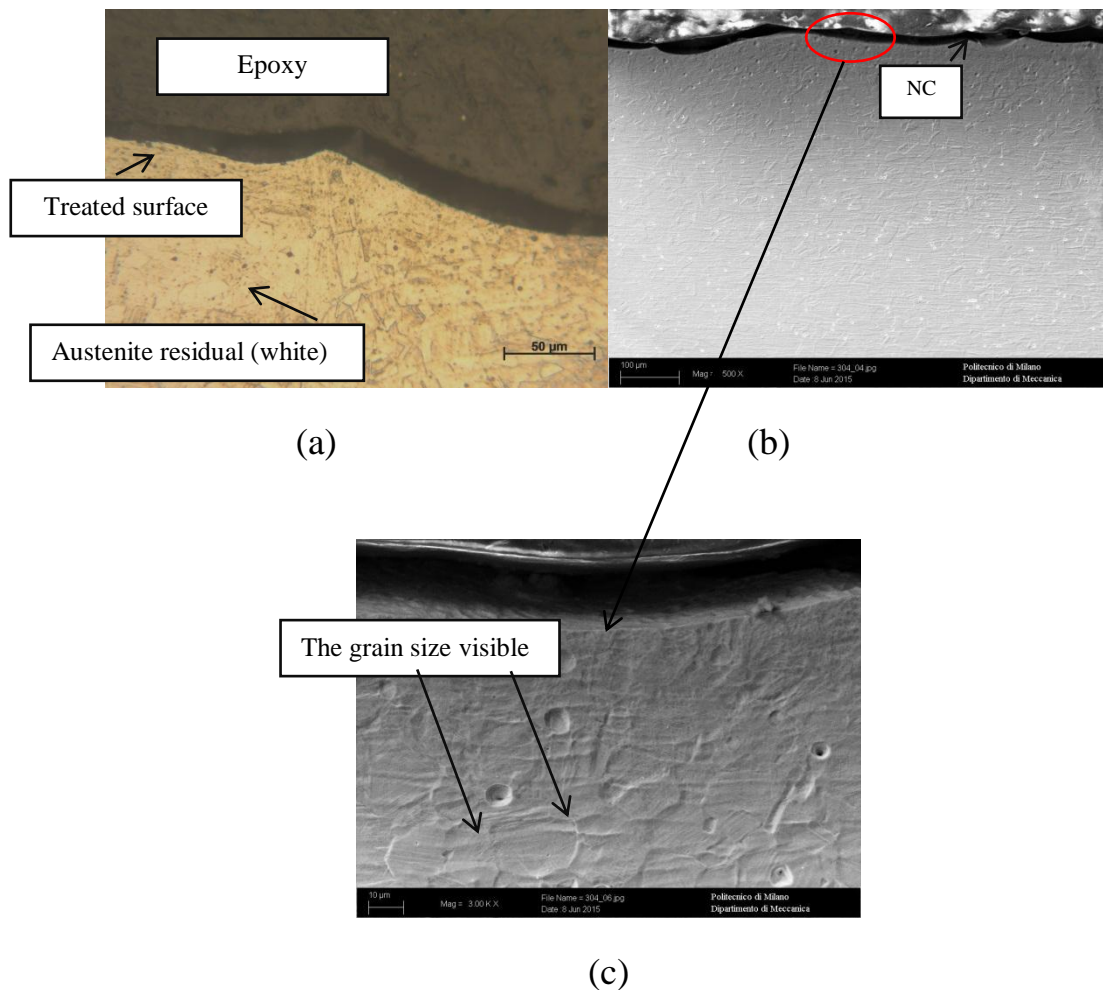


Figure 86. Coupe transversale microscopique des éprouvettes grenillées :

(a) : les observations de microscopie optique, (b) : observation MEB (500 X)

(c) : d'observation MEB (500000 X)

Ce phénomène ne concerne qu'une profondeur superficielle. La contrainte de compression introduite par le grenailage peut réduire les contraintes en pointe de fissure, puisque elle a la tendance de fermer les microfissures. Ainsi elle ralentit le taux de croissance des fissures et augmente la durée de vie des pièces. L'analyse micrographique montre aussi une déformation plastique nette, comme indiqué dans les couches supérieures de l'échantillon près de la résine d'époxy dans la figure 86 (a).

On note aussi l'impossibilité de distinguer les grains sur la couche supérieur qui avoisine l'époxy comme ceux présentes en profondeur, cette zone est considérée comme une couche des grains ultrafine (figure 86 b et 86 c), cela confirme ce qui a rapporté par Darling et al [82].

La microstructure de la couche superficielle est évidemment différente de celle dans la profondeur, elle se transforme progressivement à partir de grains ultrafins aux grains non déformés.

IV.1.2. Mesure de microdureté

Trois séries de mesures ont été effectuées pour chaque éprouvette et la valeur moyenne est rapportée pour tenir compte de l'hétérogénéité de matériau. Le premier point de microdureté obtenu en profondeur de 0,025 mm n'a pas été mesuré dans la même ligne que le reste des valeurs, car il pourrait être affecté par l'autre indentation et il y a aussi une influence de la surface libre, de sorte que le premier point ne remplit pas les exigences de la norme mentionnée.

En général, le grenailage augmente la dureté en surface, puisque la valeur de microdureté observée sur l'éprouvette grenillée (350 HV) est nettement supérieure par rapport à ceux non traité (220 HV) dans la profondeur de 0,025 mm (figure 87).

Il faut préciser que cette différence est observée beaucoup plus sur la région supérieure de l'éprouvette, étant donné que lorsqu'on allant plus loin en profondeur, les valeurs de microdureté se stabilisent autour de 215 HV à 0,25 mm de profondeur, dans les deux cas de figure.

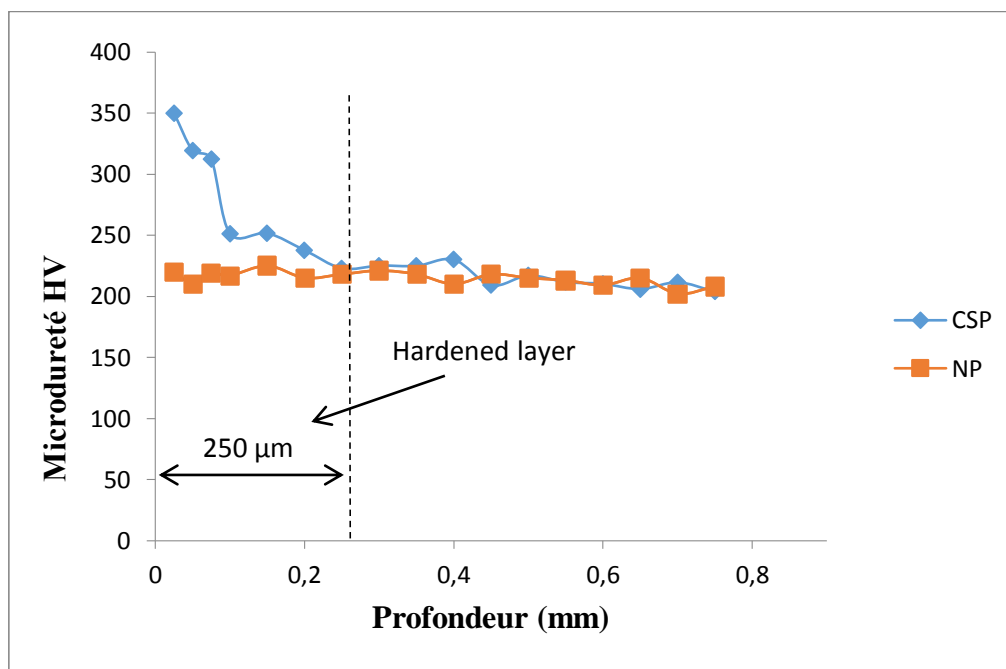


Figure 87. Profil de microdureté

Cela peut être considéré comme le premier signe d'une présence d'une couche durcie induite par le grenailage de précontrainte, ce qui explique la présence d'un champ de contrainte résiduelle, le même comportement a été observé par [83].

IV.1.3. Analyse du profil de contrainte résiduelle

La Figure 88 représente les profils de contrainte résiduelle des échantillons grenailés, comparés à ceux d'un échantillon non traité à titre de référence.

Pour la matière telle que reçue (non traitée), la couche de matériau renforcé est très mince et la contrainte résiduelle de compression disparaît à 0,045 mm de la surface (figure 88).

Les résultats des mesures de diffraction des rayons X montrent des fortes contraintes résiduelles de compression (-760 MPa) pour l'éprouvette grenillée jusqu'à la profondeur de 0,4 mm, ou elle se coïncide dans ce point avec le profil des contraintes résiduelle d'éprouvette non traitée (figure 88).

La contrainte de compression résiduelle après application de traitement marque les plus fortes valeurs près de surface, puis elle commence à tomber rapidement à partir de la profondeur de 0,12 mm.

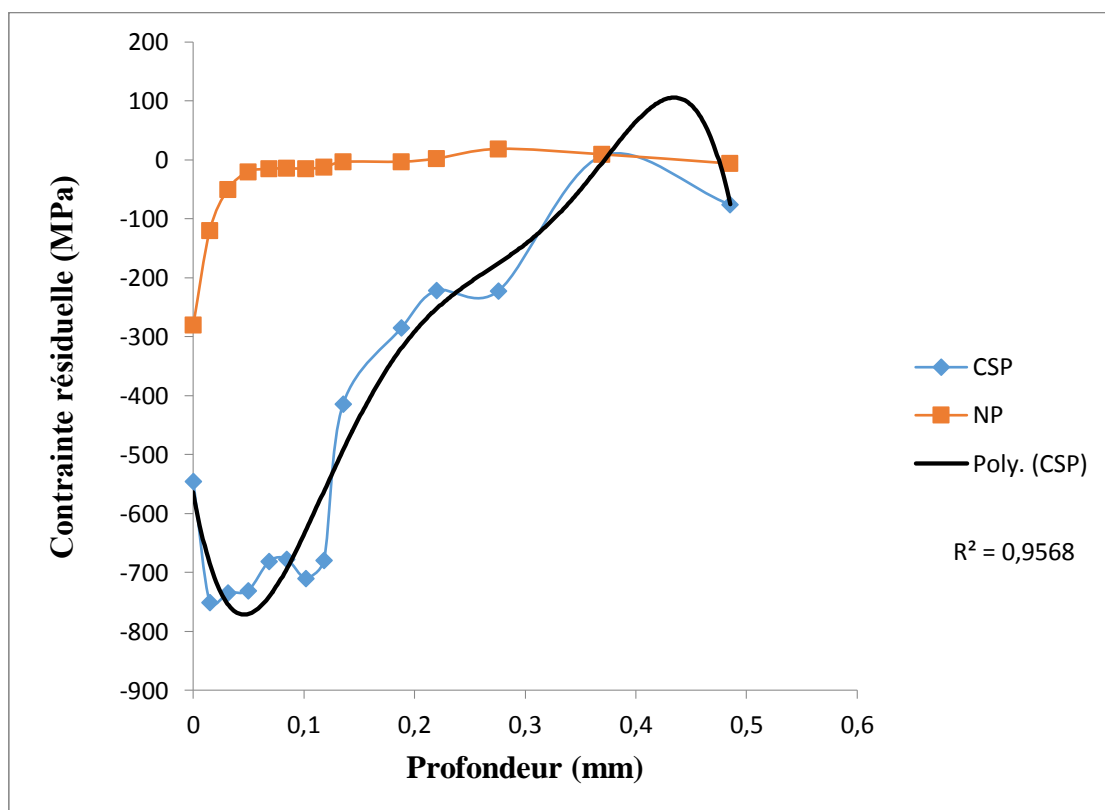


Figure 88. Profil des contraintes résiduelles

Dans cette étude, le profil des contraintes résiduelles (figure 88), pour la plaque grenillée, peut être représenté par l'équation suivante en utilisant la méthode des moindres carrés :

$$y = -1E+06x^5 + 2E+06x^4 - 809923x^3 + 161300x^2 - 10370x - 564,23 \quad (20)$$

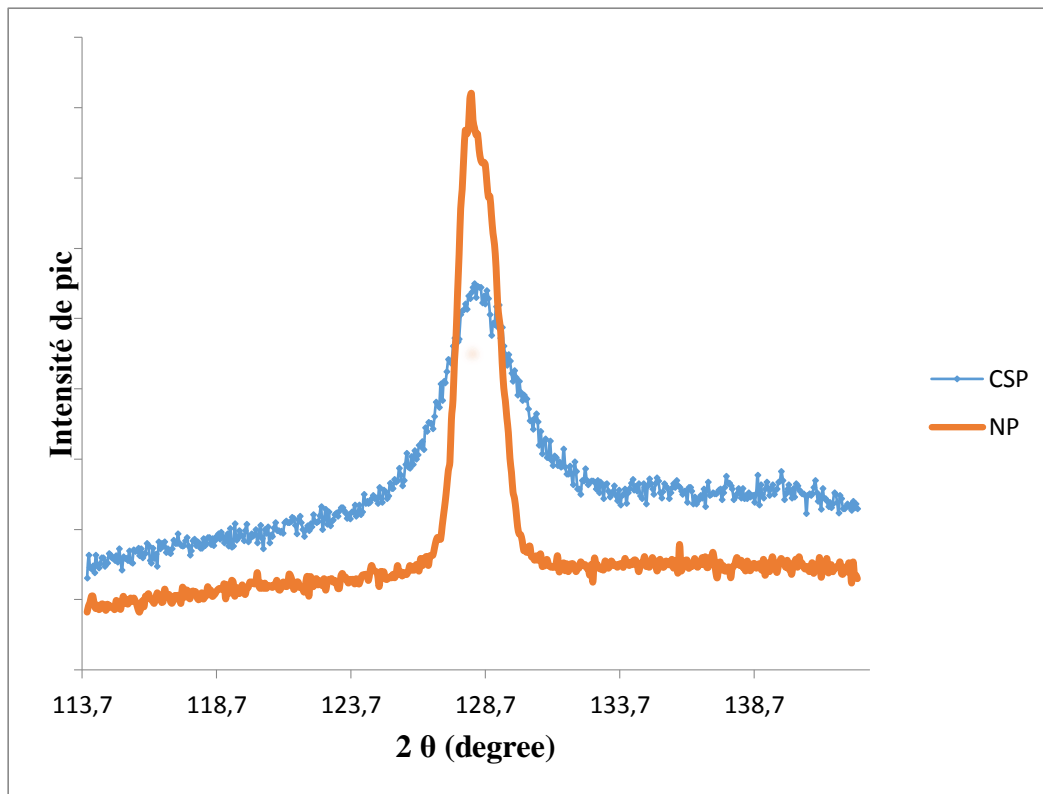
L'expression représentée dans l'équation (20) est obtenue par une régression non linéaire ($R^2 = 0.95$).

La valeur de R^2 est proche 1, et cela indique que notre modèle prédit des bonnes réponses.

IV.1.4. Analyse de durcissement des surfaces (FWHM)

Lorsque un spectre monochromatique de rayons X balaye une surface diffractant, une famille de plans favorablement orientés diffracte, selon la loi de Bragg définie précédemment. L'intensité diffractée est représentée en fonction de la position angulaire 2θ du détecteur, par un pic de diffraction, dont la position 2θ est représentative du cristal analysé, pour des éprouvettes non traitée et grenillée à des positions angulaire allant de 113 à 142 (figure 89).

Nous pouvons observer qu'après l'application du grenillage, l'intensité diminue clairement, mais en revanche la largeur de pic de diffraction est augmentée, néanmoins aucun changement de phase a été observé.



**Figure 89. Comparaison des pics de diffraction en fonction
De la position 2θ du détecteur**

Cependant, la largeur à mi-hauteur (FWHM) des rayons X des pics de diffraction mesurés, peut également être utilisée pour évaluer l'écroissage (figure 89). Elle est définie comme la largeur du pic de diffraction dans la moitié de sa hauteur et elle est liée à la fois à la microdéformation résiduel et la taille de grain du matériau [84]. Une largeur plus grande indique une densité de dislocation considérable qui peut être corrélée avec une amplification d'état d'écroissage avec une meilleure résistance.

Selon le profil FWHM, on constate un fort durcissement de surface après l'application de grenailage de précontrainte, il est surtout noté jusqu'à une profondeur de 0,12 mm, Puis on note que les profiles on tendance de se rapprocher à partir d'une profondeur de 0,14 mm jusqu'à qu'ils se coïncident complètement, ce qui signifie une symétrie de l'entité de durcissement (figure 90).

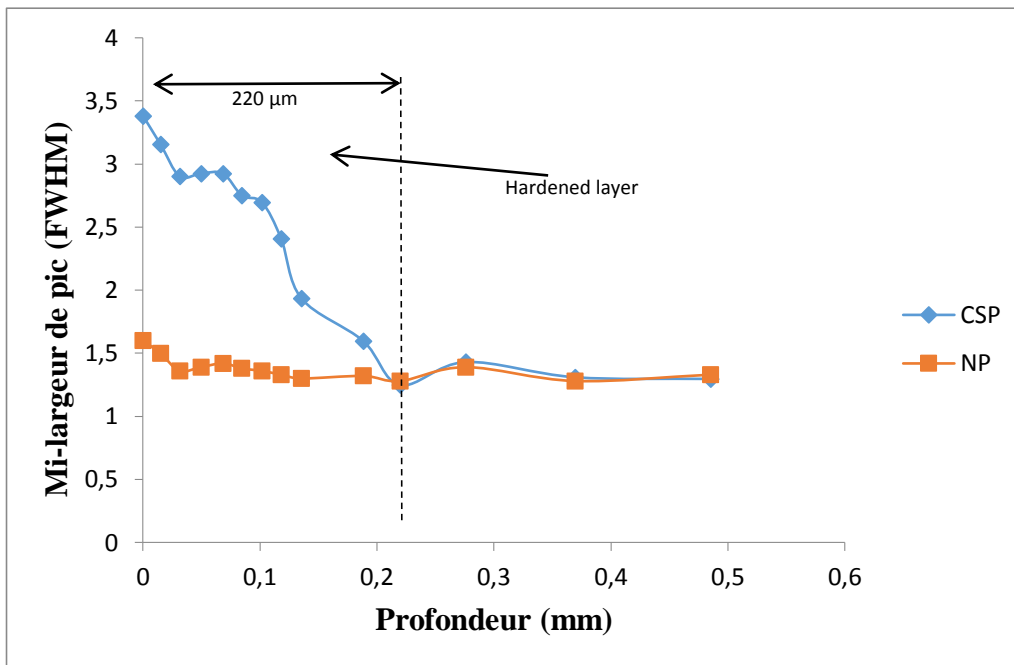


Figure 90. Profil de FWHM obtenu par DRX

Une analyse de diffraction des rayons x montre clairement que pour toutes les éprouvettes que ce soit grenailés ou pas, il y a pas de nouvelles phases formés, seulement les phases initiales sont maintenues au cours du processus de grenailage et même après. Pendant ce temps, on constate qu'il y a un élargissement évident de FWHM après le traitement de grenailage par rapport à l'éprouvette non traitée, qui peut être attribué à l'affinage du grain et à l'arrangement des dislocations. Des résultats similaires ont été observés par [85-86].

IV.1.5. Mesure de rugosité

La rugosité de surface est l'une des propriétés importantes qui sont habituellement nécessaires pour le grenailage, un seul paramètre de rugosité n'est pas vraiment instructif pour nous indiquer la topographie d'une surface (Figure 91), il faut utiliser plusieurs pour mieux décrire l'état de cette dernière [87].

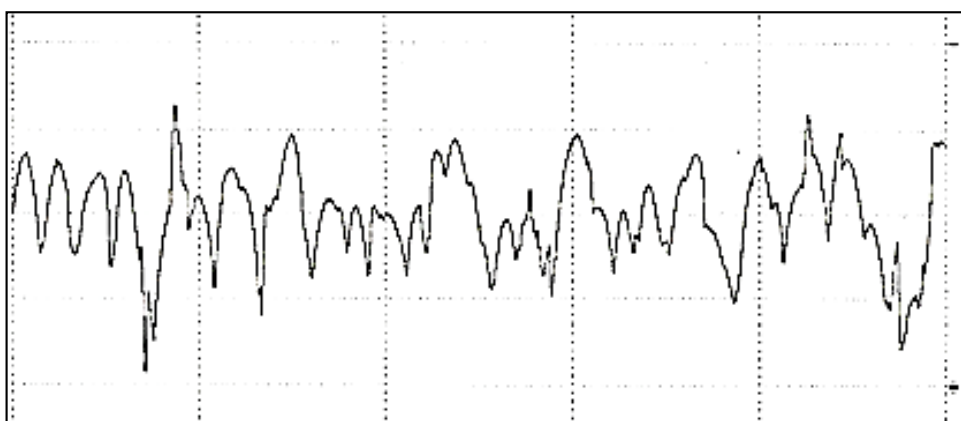


Figure 91. Profil de rugosité d'une Surface (AISI 304 grenailé avec 200%).

Les mesures ont été effectuées sur six différents emplacements sur la surface pour chaque éprouvette, le tableau 8 présente les paramètres de rugosité de surface en fonction de la couverture, où les paramètres sont définis dans la norme ISO 4287 [88].

Tableau 08 : Mesure de rugosité

Couverture	L_T (mm)	L_m (mm)	Paramètres	Bal 1	Bal 2	Bal 3	Bal 4	Bal 5	Bal 6	Moyenne
Non traité	5.60	2.5	Ra (μm)	0.122	0.119	0.138	0.086	0.1	0.193	0.126333
			Rz (μm)	1.503	1.183	1.641	1.001	1.024	2.086	1.406333
			Rt (μm)	2.289	1.502	3.015	1.44	1.373	3.235	2.142333
100 %	5.60	2.5	Ra (μm)	4.014	3.659	3.58	4.302	3.854	4.565	3.995666
			Rz (μm)	24.21	21.42	20.78	21.38	20.54	26.48	22.46833
			Rt (μm)	42.35	27.09	26.54	28	30.01	32.6	31.09833
200 %	5.60	2.5	Ra (μm)	4.562	4.864	4.368	4.199	5.228	4.061	4.547000
			Rz (μm)	26.34	25.16	25.77	22.47	27.02	24.29	25.17500
			Rt (μm)	32.5	35.49	33.82	28.47	35.09	30.09	32.57660

En premier lieu, les résultats indiquent une différence entre les mesures de rugosité de surface pour les six emplacements pour une marge de 10%. Cette fluctuation elle est claire surtout pour les éprouvettes grenailées, elle est signalée aussi par Clausen [89].

On constate que la rugosité de surface augmente lorsque la couverture augmente, par exemple la valeur de Ra augmente rapidement à partir de 0,126 μm à 3,995 μm lorsque la couverture passe de 0% à 100%, puis elle croit légèrement à 4.547 μm pour une couverture de 200%.

La rugosité de surface ne présente pas une augmentation significative entre les couvertures de 100 à 200%, puisque le traitement initial à générer une saturation de rugosité à 4 μm . Cependant, la rugosité de la surface traitée est plus rugueuse que celle non traité, grâce l'accroissement de l'énergie cinétique d'impact [90], le même phénomène a été observé par Mikova et al [91].

IV.1.6. Corrélation entre la microdureté, les contraintes résiduelles et la largeur à mi-hauteur de pic (FWHM)

La courbe de la figure 92 montre une bonne corrélation entre les contraintes résiduelles et la microdureté pour une éprouvette grenillée avec 200% de couverture. La régression linéaire donne une bonne approximation ($R^2 = 0,87$).

On note que les valeurs de contraintes résiduelles décroît quand la microdureté augmente, cela nous laisse à confirmer qu'on peut utiliser parfois la dureté, pour vérifier la qualité de durcissement après le traitement, comme une alternative méthode à faible coût.

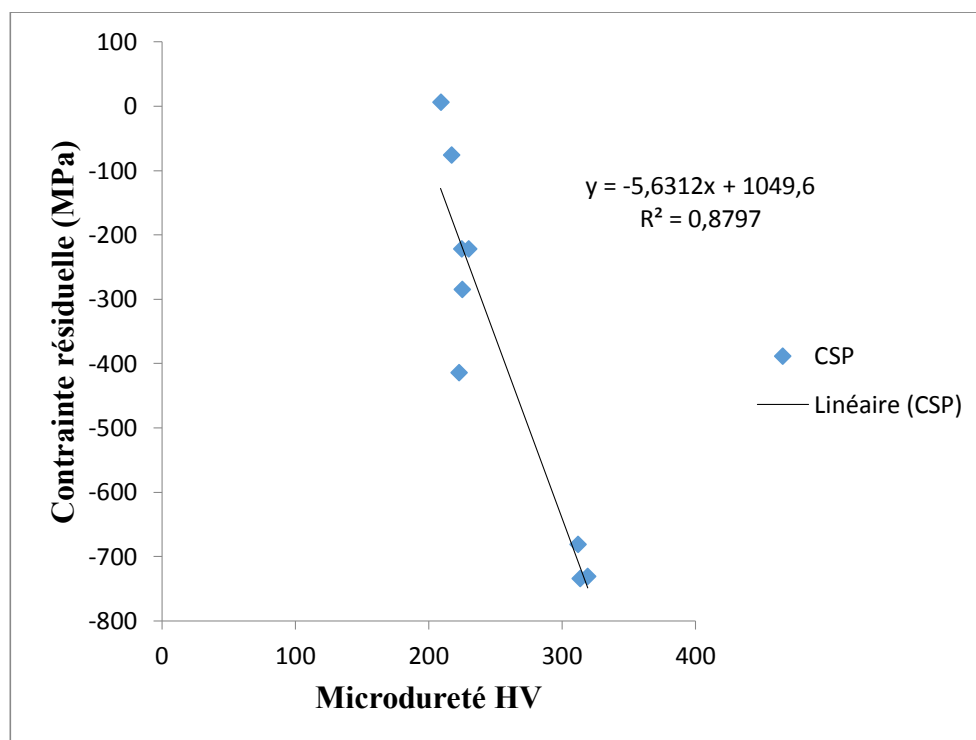


Figure 92. Corrélation entre les contraintes résiduelles et la microdureté

Le niveau de dureté optimale pour ce matériau est proche de la limite de déformation plastique ou à proximité de la résistance à la traction.

En outre, le paramètre qui caractérise l'intensité de pic (FWHM) est proportionnelle à la microdureté de notre matériau, ils sont linéairement liée avec une bonne corrélation ($R^2 = 0,92$) comme on peut le voir dans la figure 93, ce qui confirme la possibilité d'utiliser le paramètre FWHM pour détecter les changements de la microdureté.

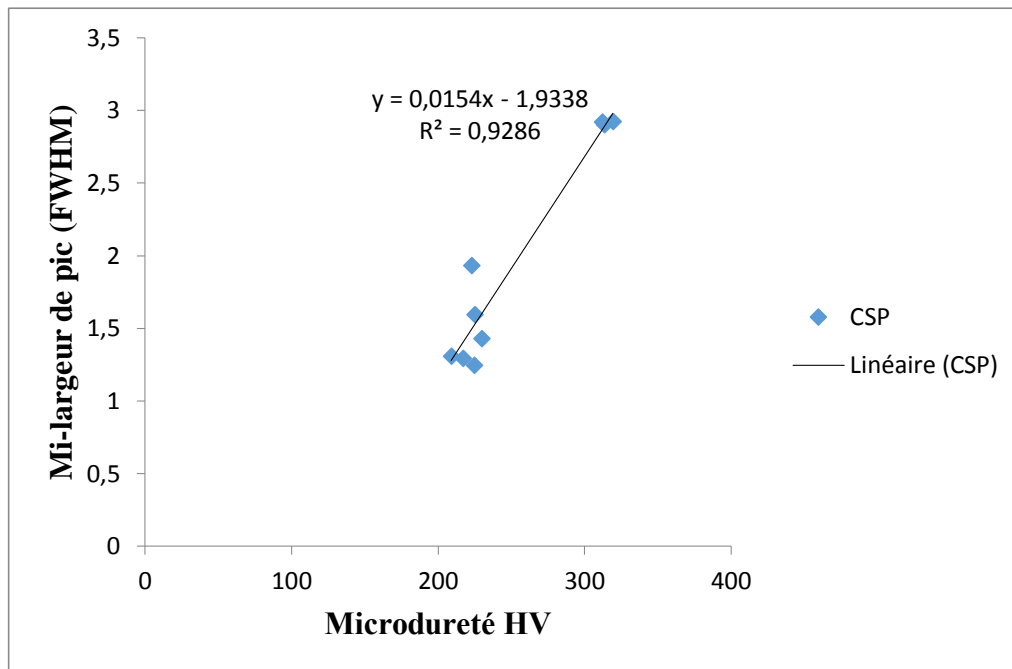


Figure 93. Corrélation entre la mi- largeur de pic (FWHM) et la Microdureté

IV.2. Modélisation numérique

IV.2.1. Présentation de l'outil de calcul

Dans ce chapitre, nous allons présenter de manière générale le code de calcul Abaqus [92]. Abaqus est un code de calcul utilisant la méthode des éléments finis créé en 1978. Selon la méthode de résolution, on distingue deux grands codes :

- Abaqus/Standard : résolution par un algorithme statique implicite
- Abaqus/Explicit : résolution par un algorithme dynamique explicite.

La dernière version que nous avons utilisée, Abaqus 6.13, permet de traiter des problèmes couplés (hydromécanique, thermomécanique...) dans les divers domaines (mécanique, génie civil, thermique, électrique, etc, ...). Un très large choix d'éléments en 2D ou 3D est proposé dans le code pour des analyses statique, dynamique, linéaires et non-linéaire. La structure d'une analyse Abaqus est présentée sur la figure 94.

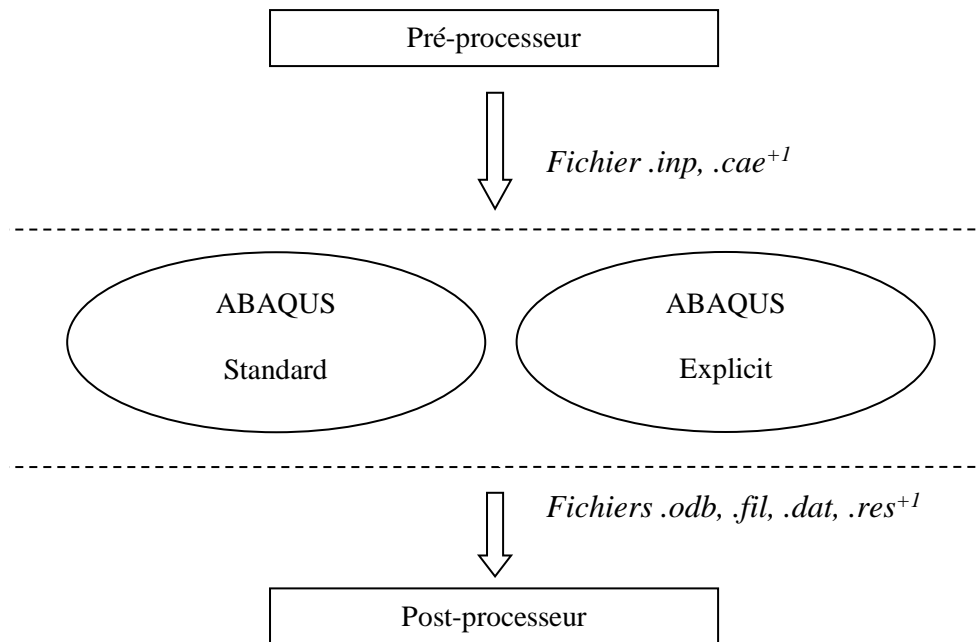


Figure 94. Structure d'une analyse Abaqus

Le préprocesseur analyse le fichier d'entrée qui définit la géométrie du modèle, sa discrétisation, les conditions aux limites, les chargements appliqués et les résultats demandés. Ensuite Abaqus exécute le calcul, le post-processeur se charge de récupérer les résultats et permet aux utilisateurs de les visualiser puis de les exploiter.

Abaqus est avant tout un logiciel de simulation par éléments finis de problèmes très variés en mécanique. Il est connu et répandu, en particulier pour ses traitements performants de problèmes non-linéaires.

Le cœur du logiciel Abaqus est donc ce qu'on pourrait appeler son "moteur de calcul". À partir d'un fichier de données (caractérisé par le suffixe `.inp`), qui décrit l'ensemble des problèmes mécaniques, le logiciel analyse les données, effectue les simulations demandées et fournit les résultats dans un fichier `odb`.

Deux tâches restent à accomplir : générer le fichier de données (cela s'appelle aussi effectuer le pré-traitement), et exploiter les résultats contenus dans le fichier `.odb` (ou post-traitement). La structure du fichier de données peut se révéler rapidement complexe : elle doit contenir toutes les définitions géométriques, les descriptions des maillages, des matériaux, des chargements, etc..., suivant une syntaxe précise. Il faut savoir que le pré traitement et le post traitement peuvent être effectués par d'autres logiciels. Abaqus propose le module Abaqus CAE, interface graphique qui permet de gérer l'ensemble des opérations liées à la modélisation [93]:

- La génération du fichier de données,
- Le lancement du calcul proprement dit,
- L'exploitation des résultats.

IV.2.2. Comparaison entre Abaqus/Standard et Abaqus/ Explicit

Abaqus est un logiciel de calcul éléments finis, il se compose de deux modes de calcul : Abaqus/Standard et Abaqus/Explicit, chacun de ces modes est complété par des modules additionnels et/ou optionnels, spécifiques à certaines applications.

- Abaqus/Standard est un solveur généraliste qui recourt à un schéma traditionnel d'intégration implicite. Généralement, c'est la méthode de Newton qui est utilisée pour résoudre les problèmes non-linéaires.
- Le solveur Abaqus/Explicit emploie un schéma d'intégration explicite pour résoudre des problèmes dynamiques ou quasi-statiques non-linéaires.

Le mode explicite est entièrement vectorisée afin d'utiliser les supercalculateurs multiprocesseurs. Le mode Standard implanté au sein de Abaqus conduit à des temps de calcul plus faibles comparativement au schéma implicite nommé Abaqus/Explicite (figure 95), L'algorithme explicite assure une certaine robustesse, il est plus efficace que Abaqus/Standard pour aboutir à un calcul complet.

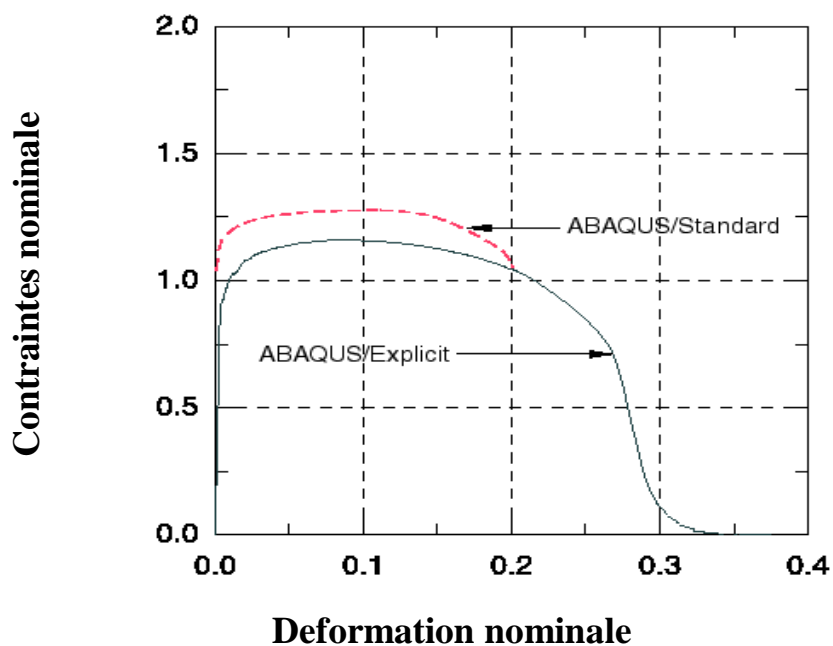


Figure 95. Comparaison entre Abaqus/Standard et Abaqus/ Explicit [93]

IV.2.3. Justification du choix du code de calcul Abaqus

Abaqus est l'un des premiers fournisseurs mondiaux de logiciels et services pour l'analyse par éléments finis. La gamme de logiciels d'Abaqus est particulièrement réputée pour sa technologie, sa qualité et sa fiabilité. Elle s'est imposée comme partie intégrante des processus de conception de sociétés de renommée mondiale dans tous les secteurs industriels et domaines physiques (mécanique, Thermique, Électrique, Problèmes couplés). Ce logiciel également très utilisé dans les milieux universitaires, pour la recherche et l'enseignement.

Abaqus offre les meilleures solutions aux problèmes linéaires, non linéaires, explicites et dynamiques.

IV.2.4. Présentation des différents types d'éléments Abaqus

Comme tout code de calcul, Abaqus dispose d'une multitude de types d'éléments qui diffèrent par leur propriété d'interpolation, de symétrie, et leurs propriétés physiques. Ainsi, le code propose des éléments à 3 dimensions (3D), à 2 dimensions (2D), des éléments linéaires (1D) et les connecteurs (Figure 96). Le choix entre ces différentes dimensionnalités dépend de la maîtrise du problème à simuler. Ce qui permet de tenir compte des symétries de géométrie, des chargements, des conditions aux limites et des propriétés des matériaux.

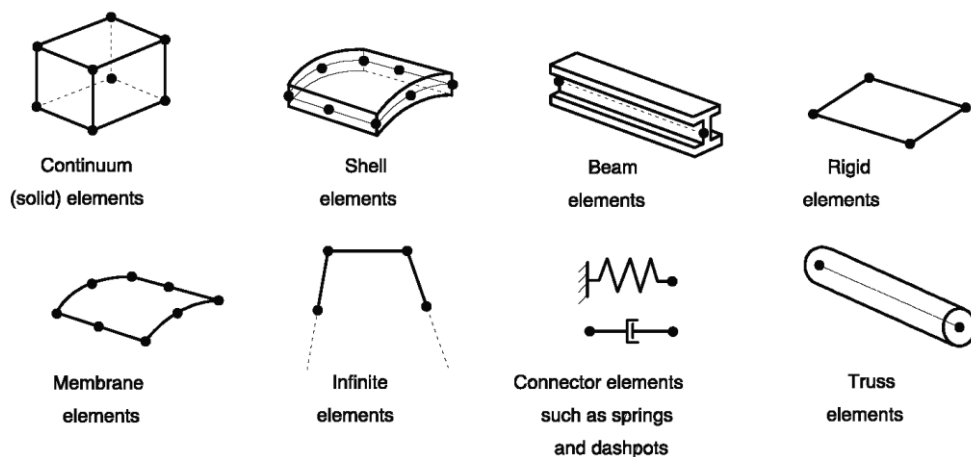


Figure 96. Différents types d'éléments disponibles dans

La bibliothèque d'Abaqus [93]

IV.2.5. Modèle géométrique par éléments finis

Le modèle numérique simule l'impact d'une ou plusieurs billes sur un massif. Trois types de pièces sont à différencier : le massif (la cible), la demi-bille et le massif avec des éléments infinis.

La cible a été modélisée avec une forme d'un corps rectangulaire ($3 \times 3 \times 1.8 \text{ mm}^3$), suffisamment grande pour éviter les effets de conditions aux limites sur l'état de contrainte résiduelle dans la zone d'impact. La zone d'impact de ($1,6 \times 1,6 \times 1 \text{ mm}^3$) est située dans le centre de la face rectangulaire (figure 97).

Pour pouvoir gagner en temps de calcul une demi-bille a été modélisé, puisque l'empreinte créée lors du contact est sphérique avec le même rayon.

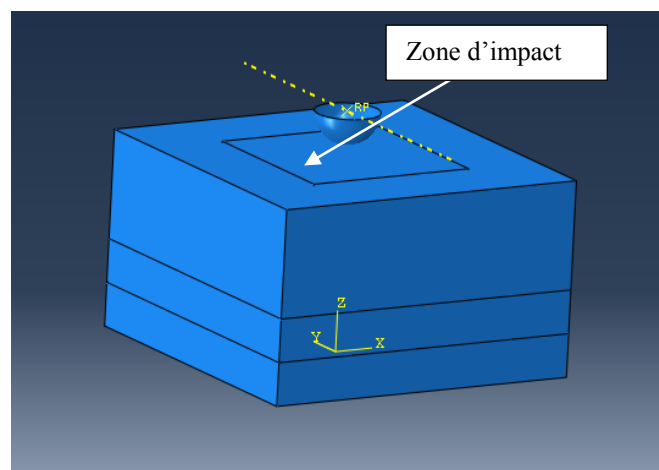


Figure 97. Modèle éléments finis du procédé de grenailage

IV.2.6. Gestion de contact

Abaqus propose une panoplie de type de contact entre les pièces après l'assemblage pour gérer le calcul de différentes manières, cependant dans notre cas puisque nous avons un contact entre un corps rigide et un corps déformable (figure 98), nous avons choisis l'algorithme de type pénalité, c'est celle qui est la mieux adaptée dans ce cas et elle nous semble répondre au mieux à nos conditions d'impact et à la nature des interactions [94].

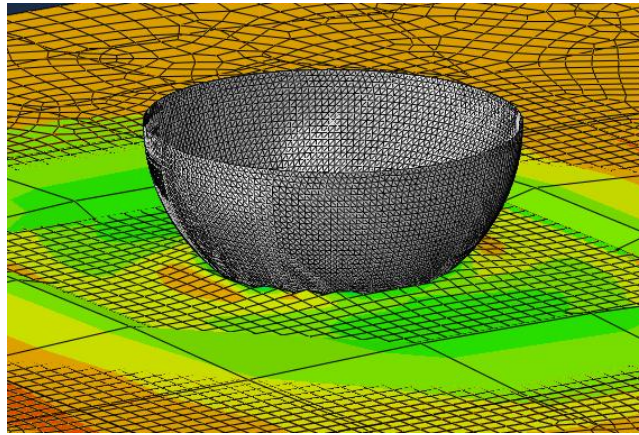


Figure 98. Présentation du contact entre la bille et le massif

Cet algorithme présente l'avantage d'être moins contraignant au niveau des surfaces à mettre en contact. En effet, il complète l'algorithme cinématique au niveau des contacts rigides. Cet algorithme évalue la force pénétrante du nœud esclave et lui oppose une force résistante, de plus la surface maître subit la même force de sorte qu'elle ne pénètre pas la surface esclave en ce point. Alors que dans l'algorithme cinématique, aucune force n'est opposée aux nœuds maîtres.

La différence entre les deux cas se voit dans la part dissipée de l'énergie cinétique des nœuds en contact. En effet, pour un contact cinématique nous aurons une perte d'énergie qui dépend de la finesse du maillage de la surface cible, ce qui n'est pas le cas du contact type penalty.

Par ailleurs, les paires de contact dans Abaqus utilisent un algorithme de contact maître-esclave pur : les nœuds sur une surface (l'esclave) ne peuvent pas pénétrer dans les segments qui composent l'autre surface (le maître), comme le montre la Figure 99. L'algorithme ne met aucune restriction sur la surface principale, il peut pénétrer dans la surface esclave entre les nœuds esclaves, comme le montre la figure 99.

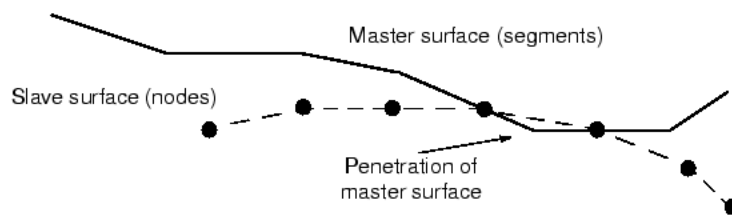


Figure 99. Contact entre une surface maitre et une autre esclave [95]

En raison de la formulation maître-esclave strict, vous devez être prudent pour sélectionner les surfaces esclave et maître correctement afin d'obtenir la meilleure simulation de contact possible. Quelques règles simples à suivre sont les suivantes :

- la surface esclave doit être la surface plus finement maillée,
- les densités de maillage sont similaires, la surface d'esclave devrait être la surface du matériau sous-jacent plus doux (figure 100).

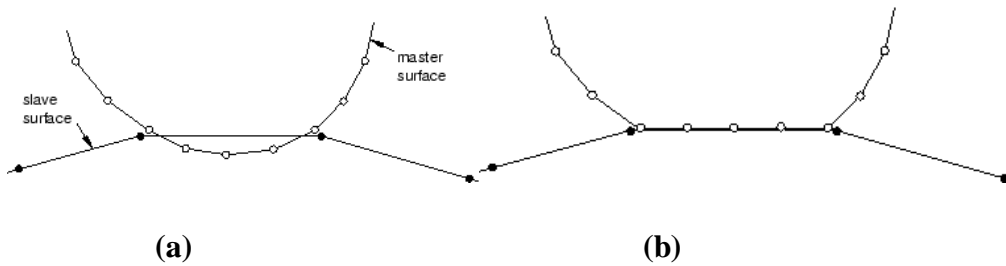


Figure 100. Illustration des contacts entre la surface maître et la surface esclave (a) non-authorized (b) et autorisé [95]

IV.2.7. Modèle de comportement

Le matériau du massif à traiter est de type AISI 304 qui est un acier à haute résistance mécanique. Dans ce travail on a utilisé le modèle proposé par Chaboche et al [95] qui est implémenté dans le code de calcul par éléments finis Abaqus. Ce modèle permet de décrire les effets du chargement cyclique sur la redistribution des contraintes en combinant un écrouissage cinématique non linéaire avec l'écrouissage isotrope. Le domaine élastique est défini selon le critère de Von Mises par la surface de charge suivante :

$$f(\bar{\sigma}, \bar{X}, R) = J2(\bar{\sigma} - \bar{X}) - R - K \leq 0 \quad (19)$$

Où \bar{X} est le tenseur variable d'écrouissage cinématique, ce tenseur représente la position de la surface de charge dans l'espace des contraintes. L'écrouissage cinématique non linéaire est décrit par l'équation différentielle suivante :

$$d\bar{X} = \frac{2}{3}C' d\bar{\varepsilon}^p - \gamma \bar{X} dp \quad (20)$$

C' et γ sont deux constantes du matériau à identifier, $d\bar{\varepsilon}^p$ est l'incrément de la déformation plastique et p la déformation plastique cumulée.

Avec :

$$dp = \sqrt{\frac{2}{3}} d\bar{\varepsilon}^p : d\bar{\varepsilon}^p \quad (21)$$

$$d\bar{\varepsilon}^p = \lambda \frac{\delta f}{\delta \bar{\sigma}} \quad (22)$$

La variable R' de l'érouissage isotrope est la solution de l'équation suivante :

$$dR = b(Q-R)dp \quad (23)$$

Q et b sont deux constantes du matériau à identifier. Q représente les niveaux de durcissement (ou d'adoucissement) cyclique et b la vitesse du durcissement (ou de l'adoucissement) cyclique. Les caractéristiques mécaniques de l'AISI 304 sont reportées dans le tableau 09.

Tableau 09 : Caractéristiques mécaniques et l'identification des paramètres de durcissement d'AISI 304 [96]

Y	Q	b	C1	γ^1	C2	γ^2
295.5	1545	1.28	202	0	1743	67.6

La bille est considérée pour toutes nos simulations comme étant un corps rigide de 0,3 mm de diamètre et de masse égale à 0,261 mg sauf en cas d'une autre indication.

IV.2.8. Type de maillage

Cette partie est essentielle et elle a beaucoup d'influence sur la qualité de résultat. Pour le massif nous avons choisi un maillage avec des éléments iso paramétrique à huit nœuds de type C3D8R. Le maillage dans la zone d'impact est particulièrement raffinée, néanmoins les régressions de maillage sont régulières afin d'éviter tout changement brusque de taille de maille ainsi que les éléments trop distordus. Pour la bille puisque elle est sphérique donc forcément on a opté pour un maillage de R3D3

Afin d'éviter les perturbations due aux vibrations suite aux impacts, nous avons rajouté en dessous de massif une couche avec des éléments infinis de maillage de type CIN3D8. Ce type de maillage s'adapte uniquement sur un comportement élastique, ce qui nous ramène à lui mettre d'une position suffisamment optimale par rapport au massif pour avoir des bons résultats [94]. Ce type de maillage est réputés d'être un bon absorbant en conjonctions avec le massif sur les analyses dynamique [97,98] (figure 101).

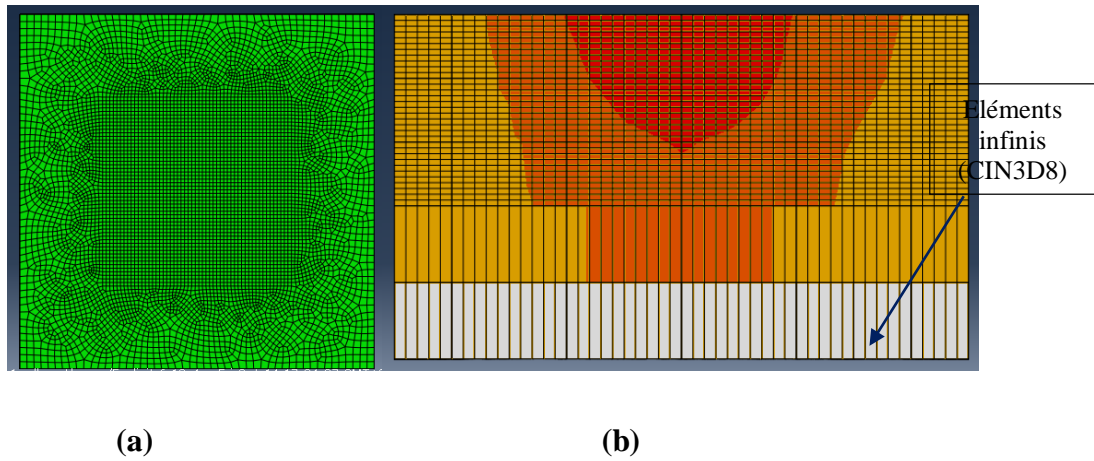
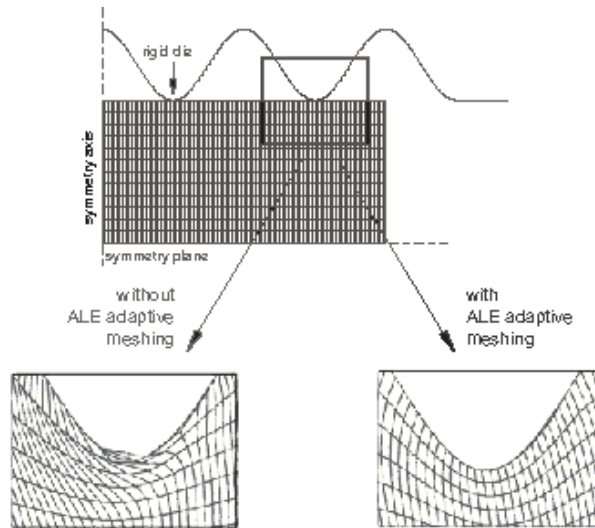


Figure 101. Maillage utilisé, (a) vue en dessus, (b) vue de gauche

En outre, nous avons utilisé un maillage adaptatif pour contrôler l'élément de distorsion dans les cas où une déformation importante ou de perte de matériel se produit. Figure 102 illustre un cas où les limites de maillage adaptatif de maillage de distorsion dans une masse formant la simulation.



**Figure 102. Utilisation de maillage adaptative ALE pour contrôler
La distorsion des éléments [95]**

Le maillage adaptatif Arbitrairement Lagrangien-Eulerien (ALE), est un outil qui permet de maintenir un maillage de haute qualité tout au long de l'analyse, même si une déformation importante ou une perte de matériau se produit, en permettant le maillage de se déplacer indépendamment du matériau. Ce dernier combine les caractéristiques de l'analyse Lagrangienne pure et analyse Eulerienne pure.

IV.2.9. Conditions aux limites

Les conditions aux limites utilisées sont :

- Un encastrement des nœuds aux alentours de massif, c'est-à-dire un blocage de déplacement des nœuds suivant les axes (x, y, z)
- Une vitesse imposé de la bille sur l'axe Z ce qui veut dire avec un angle d'impact de 90° (figure 103).

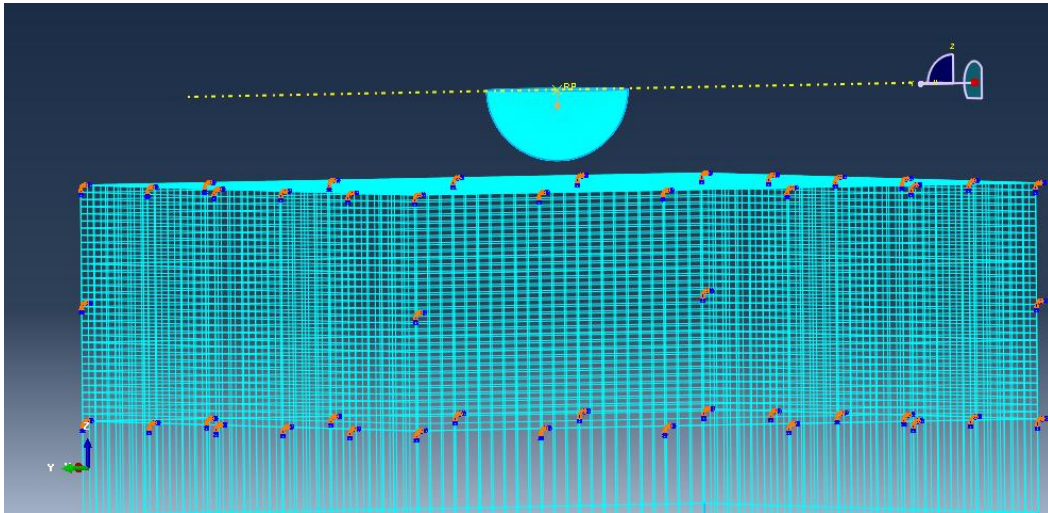


Figure 103. Conditions aux limites

IV.3. Etude paramétrique

Afin de fiabiliser le modèle numérique, différentes études paramétrique vont être menées. D'abord, nous étudierons l'influence des paramètres du maillage tels que la vitesse, l'angle, la taille de billes sur un cas d'impact d'une seule bille sur un massif. Par la suite, l'influence d'impact de plusieurs billes sera analysée on commencera par la validation de notre modèle, puis on étudiera l'influence de plusieurs paramètres.

IV.3.1. Impact monobille

IV.3.1.1. Influence de la vitesse

Afin d'étudier l'influence de la vitesse sur le maillage, on a simulé l'impact d'une bille de rayon $R=0.4\text{mm}$ tout en faisant varier la vitesse de projection. D'après la figure 104, on peut remarquer que si on augmente la vitesse de projection on aura une augmentation de la profondeur écrouie, de la contrainte résiduelle en surface et de la contrainte résiduelle maximale avec une profondeur presque constante.

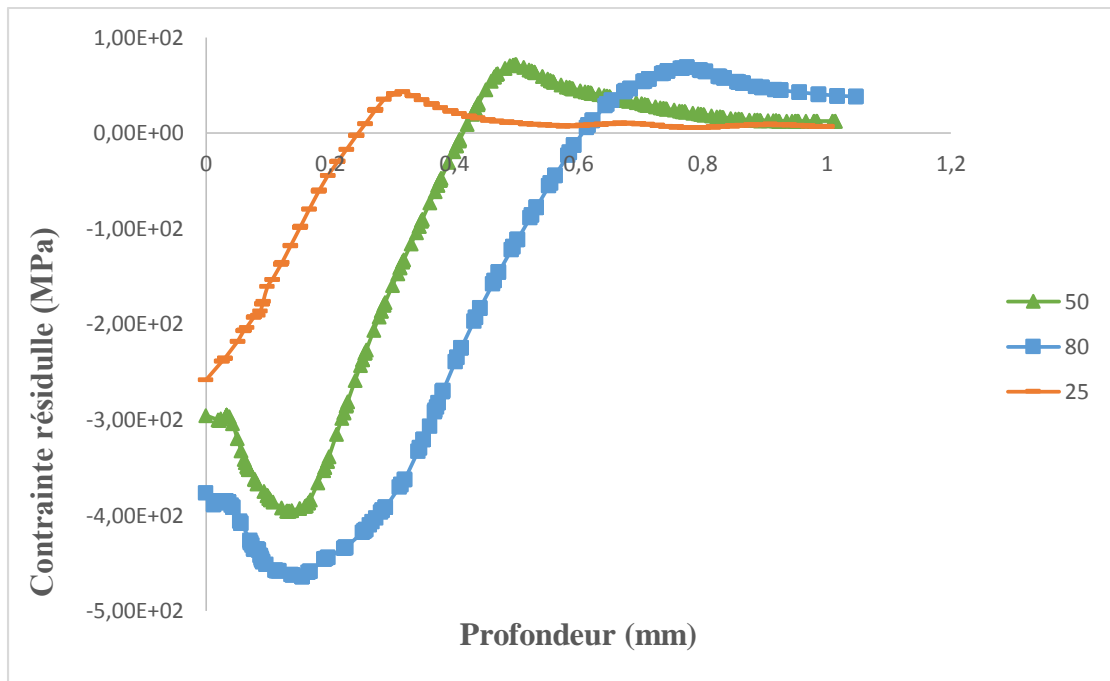


Figure 104. Effet de la variation de la vitesse sur la distribution des contraintes résiduelles

D'après les figures 105 et 106, la déformation plastique équivalente en profondeur y compris la distance à partir du centre d'impact varie avec la vitesse.

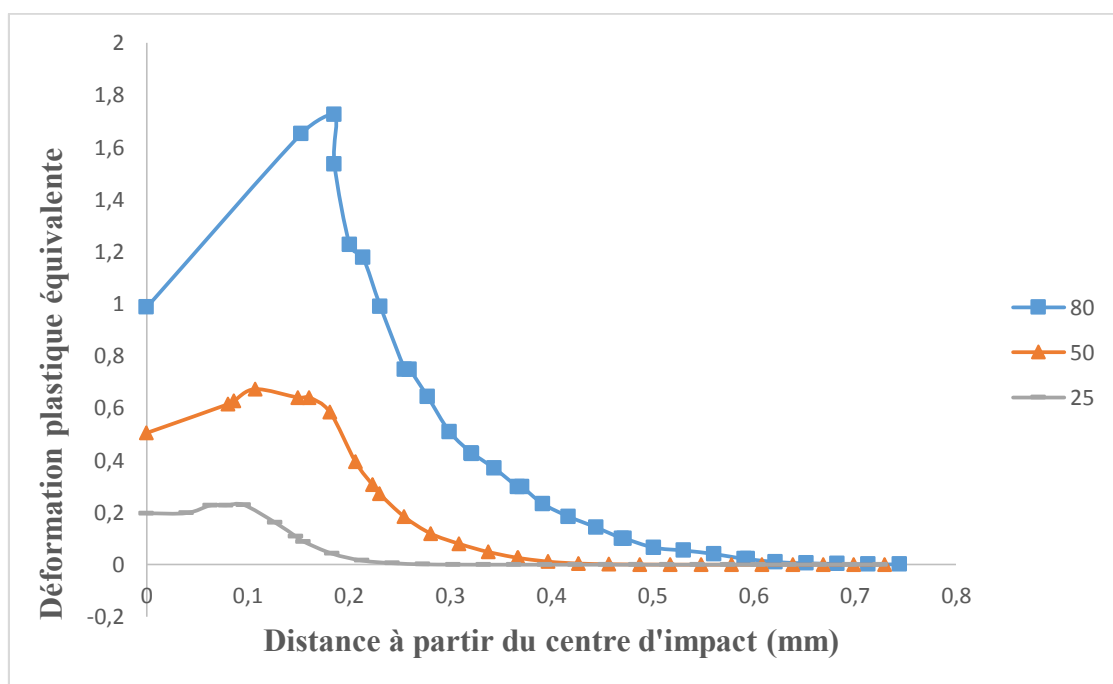


Figure 105. Effet de la variation de la vitesse sur la distribution des déformations plastiques équivalentes sur l'axe OX

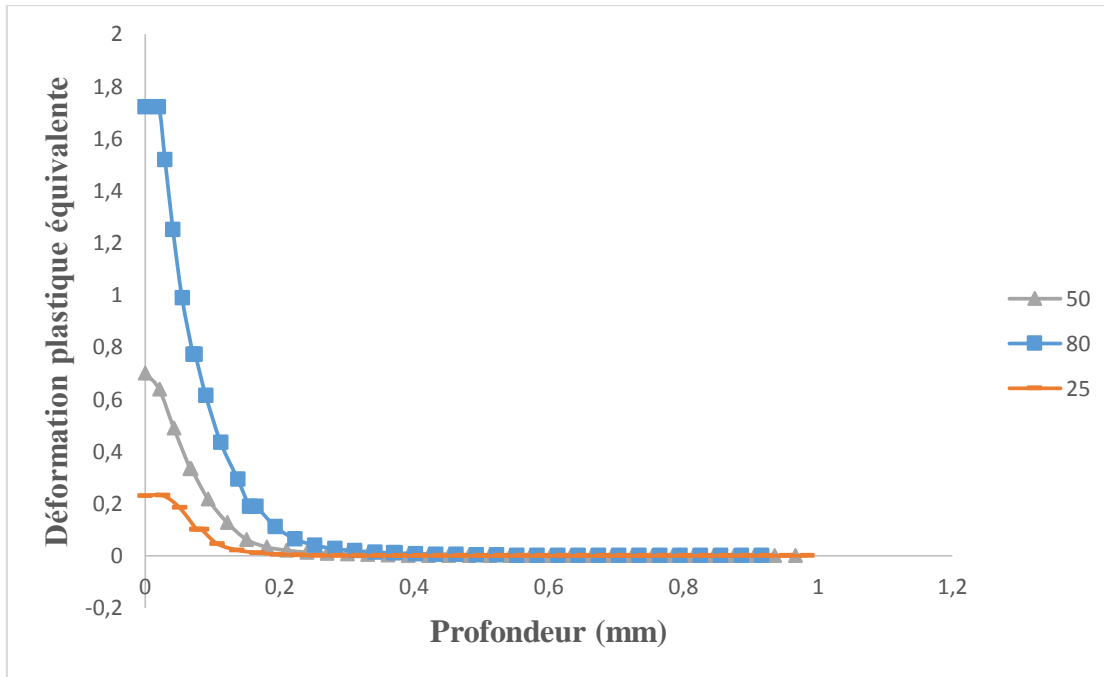


Figure 106. Effet de la variation de la vitesse sur la distribution des déformations plastiques équivalentes sur la profondeur

L'analyse de l'effet de la vitesse se base sur son apport au niveau de l'énergie cinétique de la bille dont une partie sera communiquée à la cible. Un doublement de la vitesse multipliera l'énergie cinétique par quatre. Ainsi, les niveaux des déformations plastiques et des contraintes résiduelles associées devraient être plus importants. En effet, un matériau défini une sensibilité à la vitesse de déformation plastique se déformera plus sous l'effet de l'énergie communiquée par des impacts de vitesses plus importantes. Sachant que l'énergie communiquée à la pièce est en partie (après récupération d'une partie élastique) transformée en énergie de déformation plastique. Donc, plus l'énergie cinétique sera importante, plus la déformation plastique le sera aussi.

IV.3.1.2. Influence de coefficient de frottement

On a supposé dans le reste de travail que le coefficient de frottement est égal à 0.2. Dans cette partie on va étudier son influence sur les pièces grenillées. On a simulé l'exemple d'une bille de rayon $R=0.4\text{mm}$ impactant une pièce avec une vitesse de $V=40\text{m/s}$ tout en variant le coefficient de frottement. Trois profils des contraintes résiduelles sont schématisés dans la figure 107 et chaque profil est associé à un coefficient de frottement différent. L'influence de ce coefficient sur les champs résiduels introduits semble non négligeable. Nous affirmons que

l'augmentation du frottement a une influence certaine sur le champ des contraintes résiduelles, principalement sur la valeur de la contrainte maximale et sur la valeur de la contrainte résiduelle superficielle qui passe d'une contrainte de compression vers une contrainte de tension. Cet effet semble dégrader le comportement en fatigue de la pièce traitée.

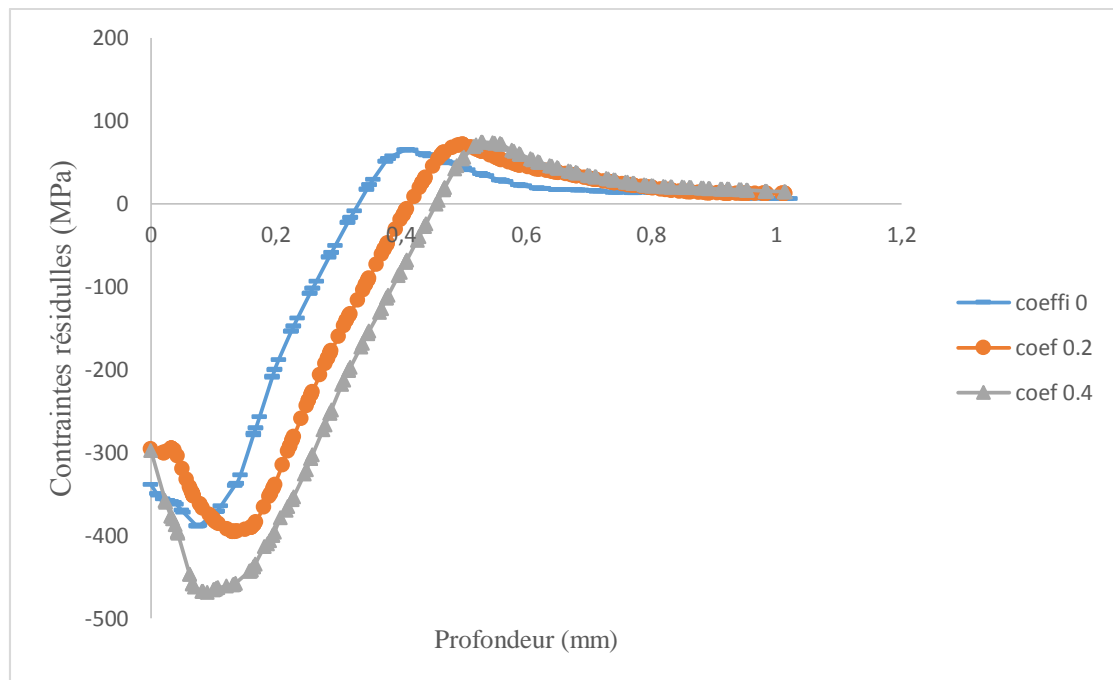


Figure 107. Effet de la variation du coefficient de frottement sur la distribution des contraintes résiduelles

On constate d'après les figures 108 et 109, que la déformation plastique équivalente varie peu et surtout dans le sillage des sous couches.

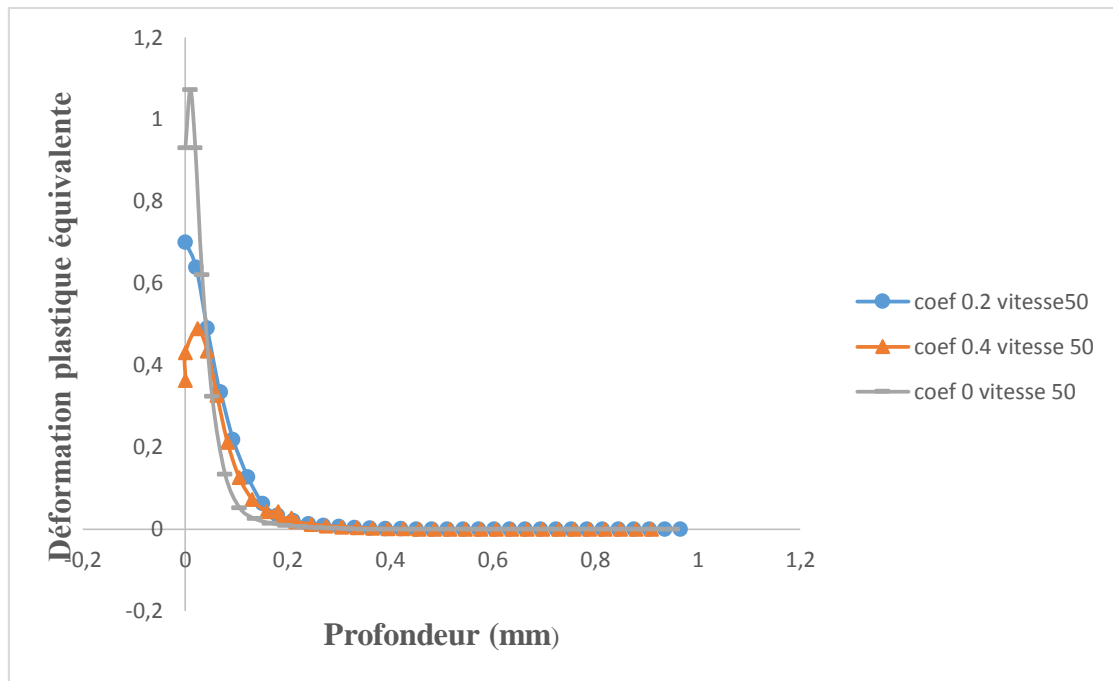


Figure 108. Effet de la variation du coefficient de frottement sur la distribution des déformations plastiques équivalentes sur la profondeur

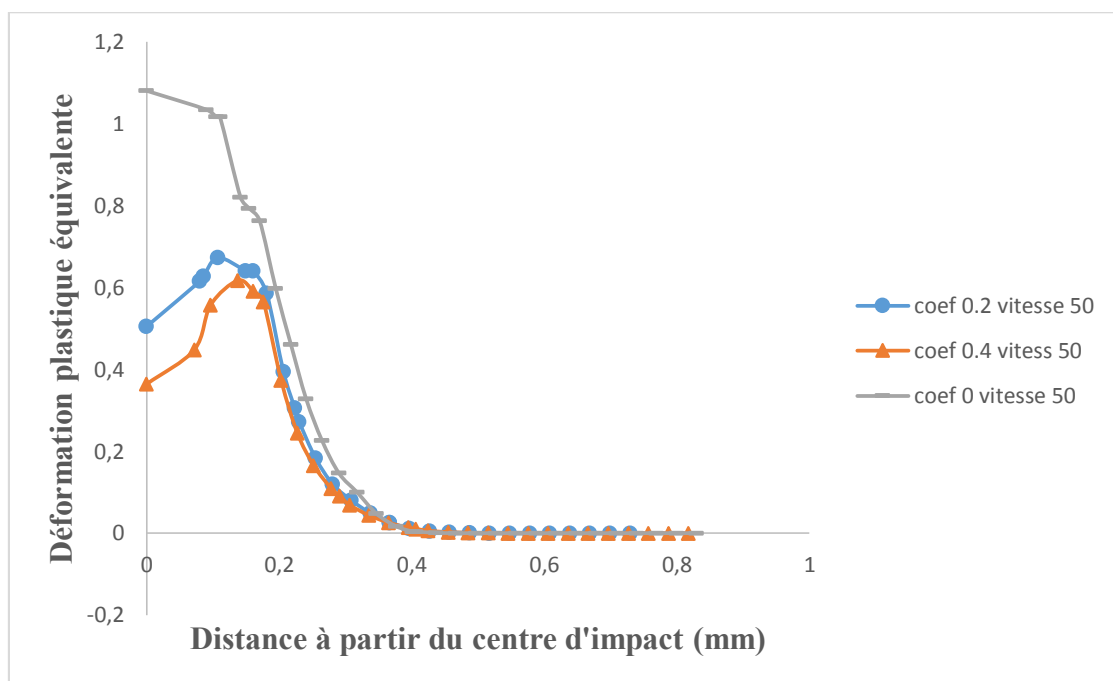


Figure 109. Effet de la variation du coefficient de frottement sur la distribution des déformations plastiques équivalentes sur l'axe Ox

Cette différence s'éclipse à partir de 0.25 mm de profondeur ainsi que la distance à partir du centre d'impact, ce qui nous ramène à déduire que le coefficient de frottement affect principalement la zone de contact.

IV.3.1.3. Influence de la taille de la bille

En faisant varier la taille de la bille et en fixant la vitesse $V=40\text{m/s}$, on obtient les profils représentés dans la figure 110. On remarque que au fur et à mesure le rayon de la bille augmente une augmentation de la profondeur écrouie sera suivie. D'autre part, on remarque que la contrainte résiduelle en surface ainsi que la contrainte résiduelle maximale de compression en sous-couche restent constantes. Cependant, la profondeur écrouie augmente en fonction de la taille de la bille.

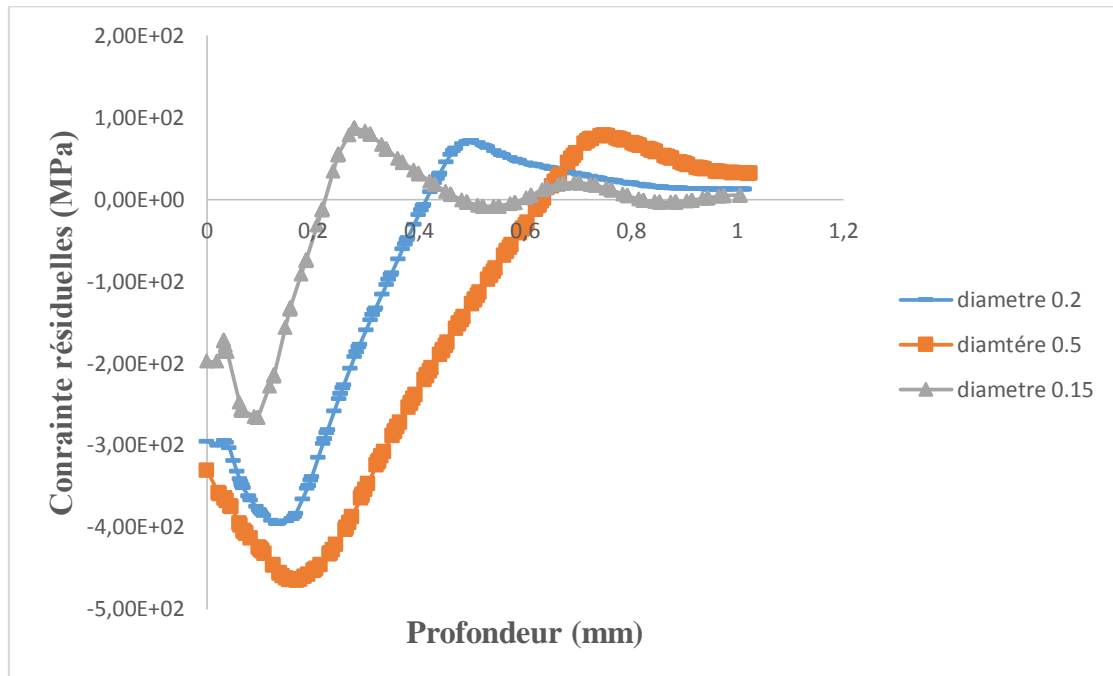


Figure 110. Effet de la variation de la taille de la bille sur la distribution

Des contraintes résiduelles

L'analyse des profils de déformation plastique en profondeur figure 111, nous indique que le niveau maximal de déformation plastique en surface est atteint pour la bille de diamètre 0,15 mm. Cependant, la plus grande profondeur plastifiée revient à la bille de diamètre 0,5 mm.

En peut dire que lorsque la taille de la bille diminue, cela donne une capacité de pénétration plus importante, par contre en profondeur, la masse de la bille la plus grande qui donnera une déformation plastique considérable.

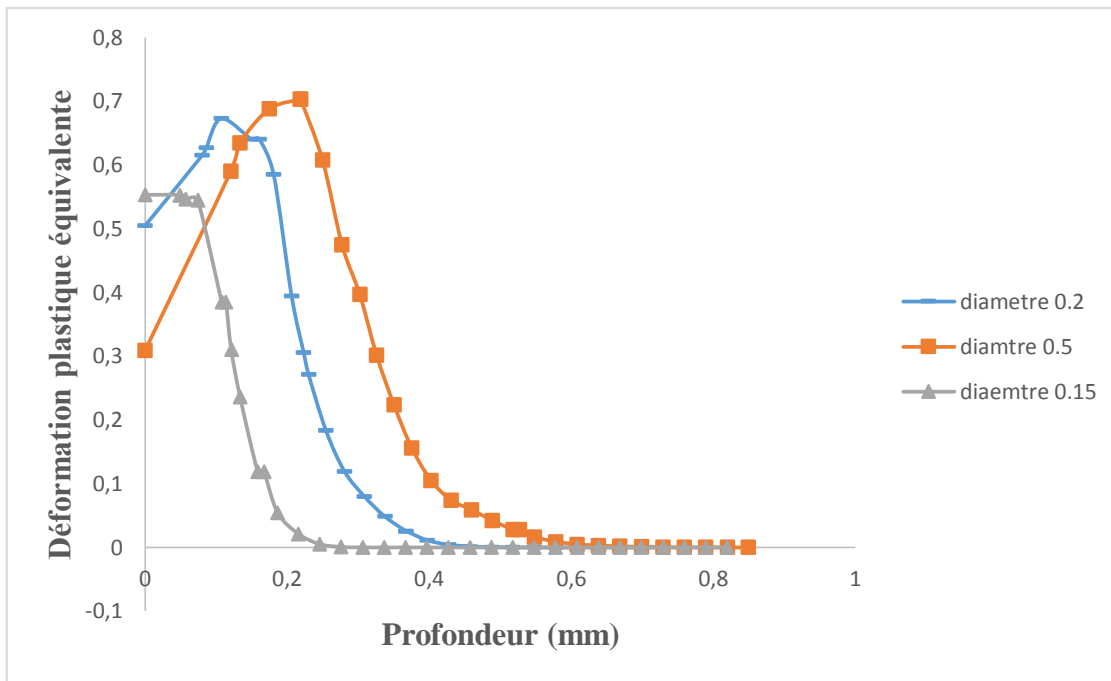


Figure 111. Effet de la variation de la taille de la bille sur la distribution des déformations plastiques équivalentes

IV.3.1.4. Influence de la rigidité des billes

Dans ce paragraphe, nous nous intéressons à l'étude de l'effet de la rigidité de la grenaille sur l'état de contraintes résiduelles. De ce fait nous allons présenter deux cas de figures :

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

Dans le deuxième cas, nous allons reprendre le cas précédent d'impact de bille rigide de diamètre égal à 0,3 mm animée d'une vitesse initiale de 50 m/s.

Nous présentons sur la figure 112 une comparaison entre les résultats issus des simulations étudiant la rigidité des billes. Nous remarquons que pour un contact « rigide/déformable » le niveau de contrainte atteint et la profondeur plastifiée sont plus importants que ceux obtenus pour le contact entre une bille déformable et le massif.

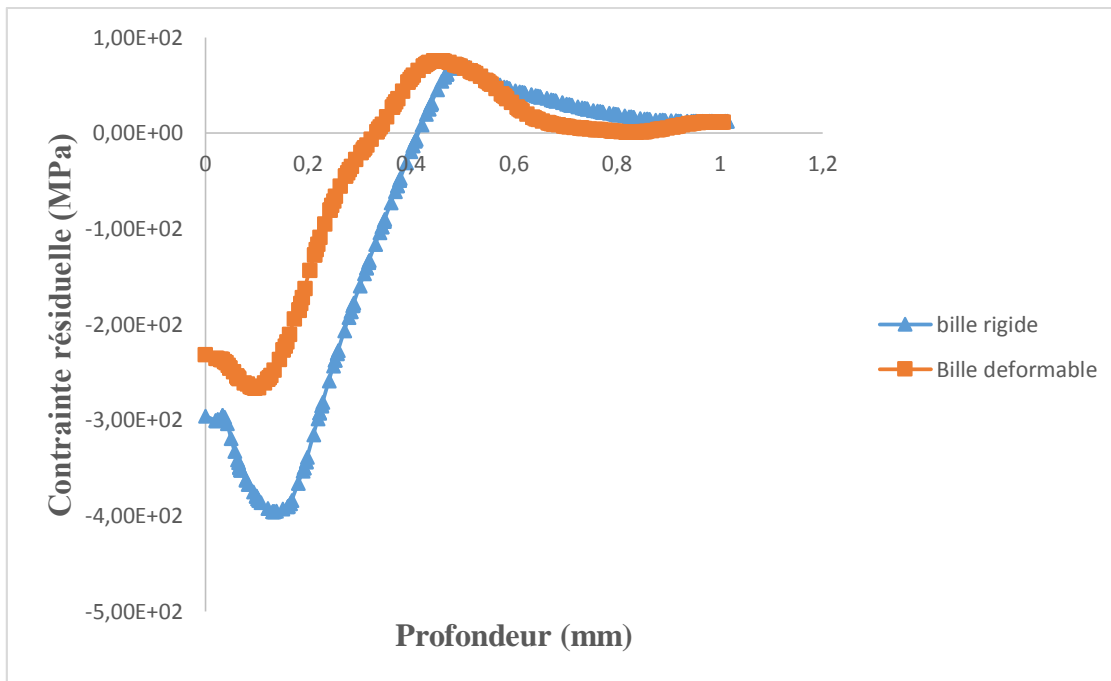


Figure 112. Effet de la rigidité de la bille sur la distribution des contraintes résiduelles

Les figures 113 et 114 affichent une déformation plastique équivalente intense pour la bille rigide en profondeur y compris la distance à partir du centre d'impact.

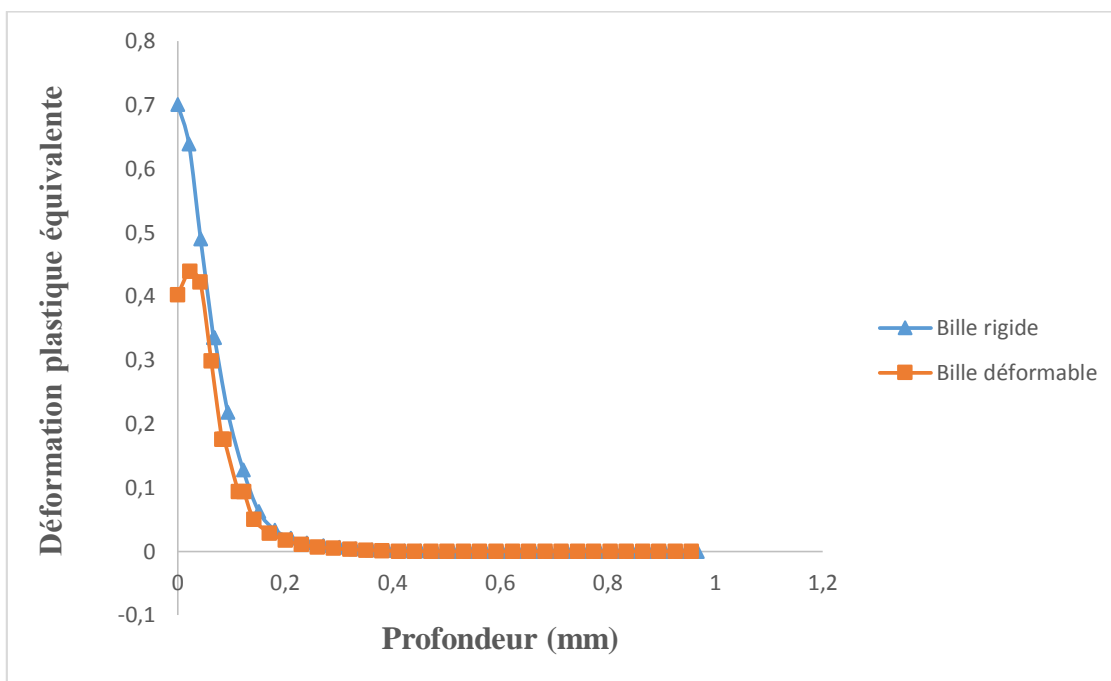


Figure 113. Effet de la rigidité de la bille sur la distribution des déformations plastiques équivalentes sur l'axe Ox

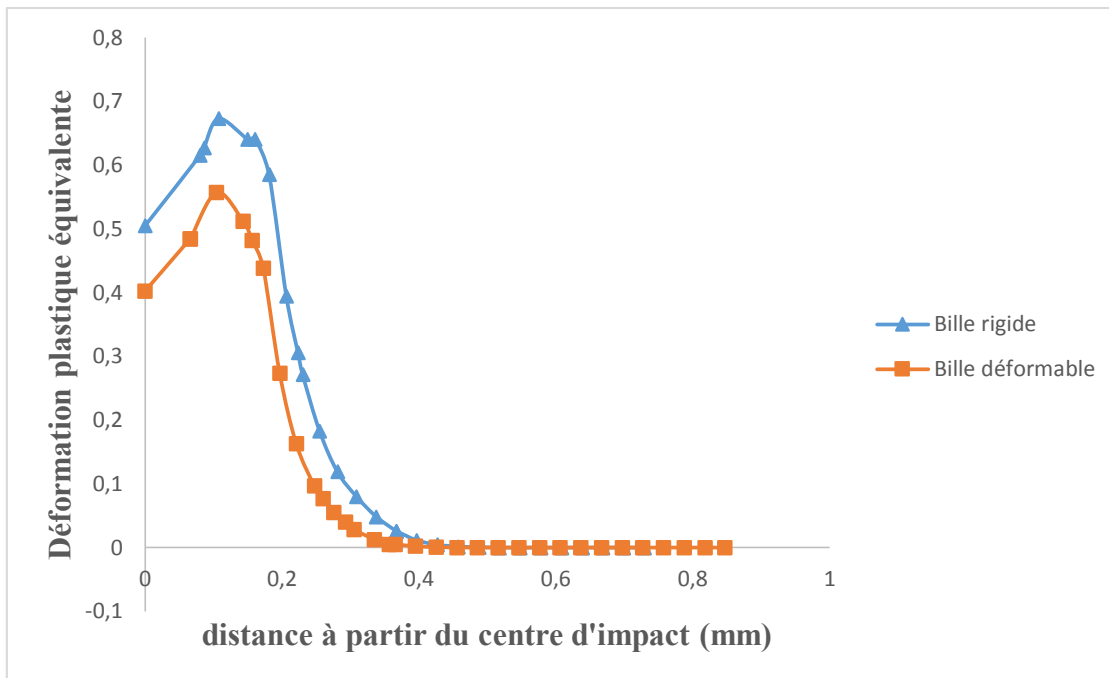


Figure 114. Effet de la rigidité de la bille sur la distribution des déformations plastiques équivalentes en profondeur

La rigidité est un paramètre 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.

A l'issue de cette compression plastique, les propriétés mécaniques du matériau, en particulier sa limite d'élasticité, seront affectées. Après cette compression la réponse redevient purement élastique. Il en ressort un état de contraintes résiduelles avec des niveaux de contrainte supérieurs à la limite d'élasticité initiale, ce qui est normal car le matériau s'est écroui durant le choc.

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.

Il est noté aussi la lenteur du temps de calcul pour le cas d'une bille déformable par rapport à une bille rigide.

IV.3.1.5. Influence de l'angle d'impact

Quant au chargement des billes, nous supposons que la vitesse incidente est dans le plan (OX, OZ). L'angle d'incidence est dans le plan (OXOZ). Nous imposerons alors pour chaque demi-bille un champ de vitesse, qui a deux composantes en fonction de l'angle d'incidence θ , et défini tel que :

$$\begin{cases} V_x = V \cdot \sin(\theta) \text{ suivant } \vec{x} \\ V_z = V \cdot \cos(\theta) \text{ suivant } z \end{cases} \quad (21)$$

Des impacts à 45°, 85°, 90° (incidence normale) sont comparés. La figure 115 montre que le niveau maximal des contraintes et la zone affectée par le grenailage au droit de la bille centrale augmentent avec l'angle d'incidence. On remarque par ailleurs que le niveau maximal des contraintes est atteint à la même profondeur quel que soit l'angle d'incidence.

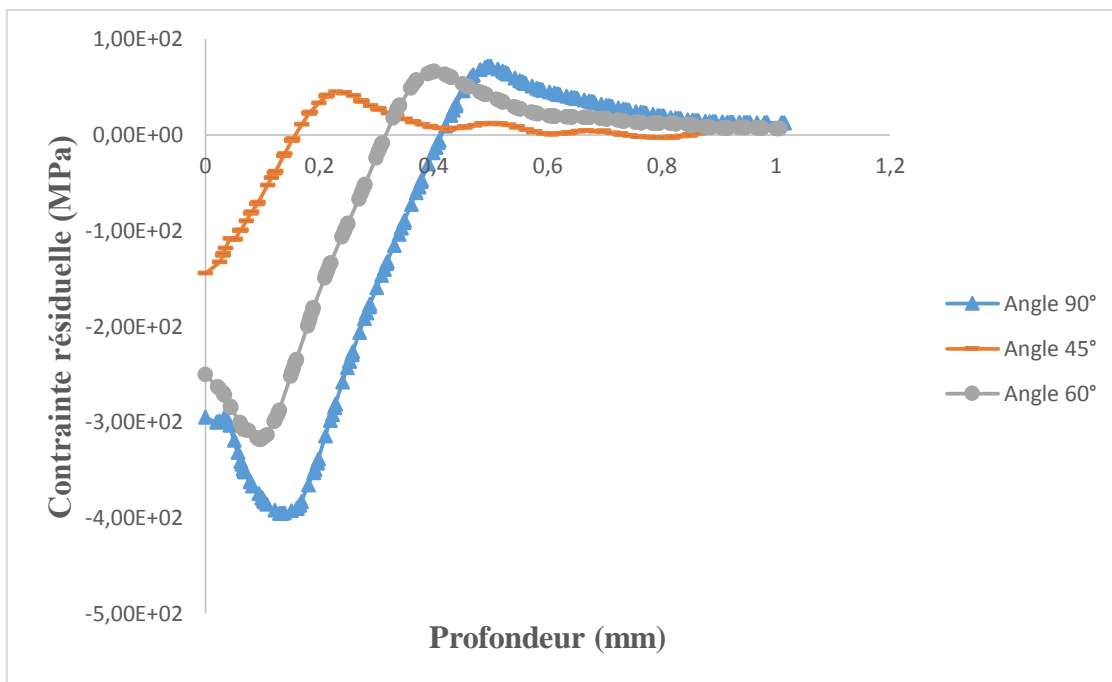


Figure 115. Influence de l'angle d'impact sur les contraintes résiduelles

Comme l'illustre la figure 116, l'endommagement en surface est maximal pour les angles faibles (représentée par la déformation plastique équivalente), à cause des contraintes de cisaillement. D'ailleurs, pour les angles de 30° et 45°, l'allongement maximal est largement dépassé.

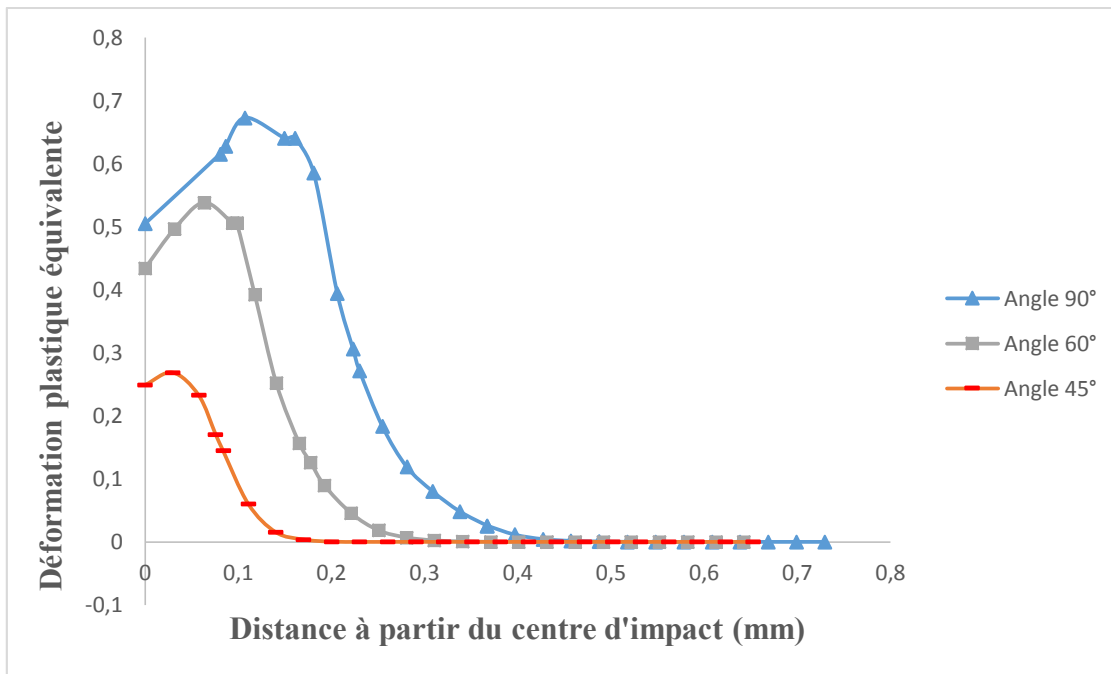


Figure 116. Influence de l'angle d'impact sur la déformation plastique équivalente

IV.3.2. Impact multibilles

IV.3.2.1. Validation du modèle éléments finis

Les problèmes de contact sont hautement non-linéaires et nécessitent des ressources Informatiques importantes. Dans cette partie, la validation de l'efficacité d'une simulation numérique sous un code de calcul commercial (ABAQUS) par élément finis est examinée.

La validation de ce modèle se fait par comparaison des résultats obtenus par simulations à ceux obtenus par analyse de diffraction des rayons X. La figure 117 montre la projection des billes avec une vitesse $V=50\text{m/s}$ pour le matériau AISI 304. La figure 117 montre une bonne corrélation entre les profils des contraintes résiduelles obtenus par simulation et par analyse des diffractions des rayons X.

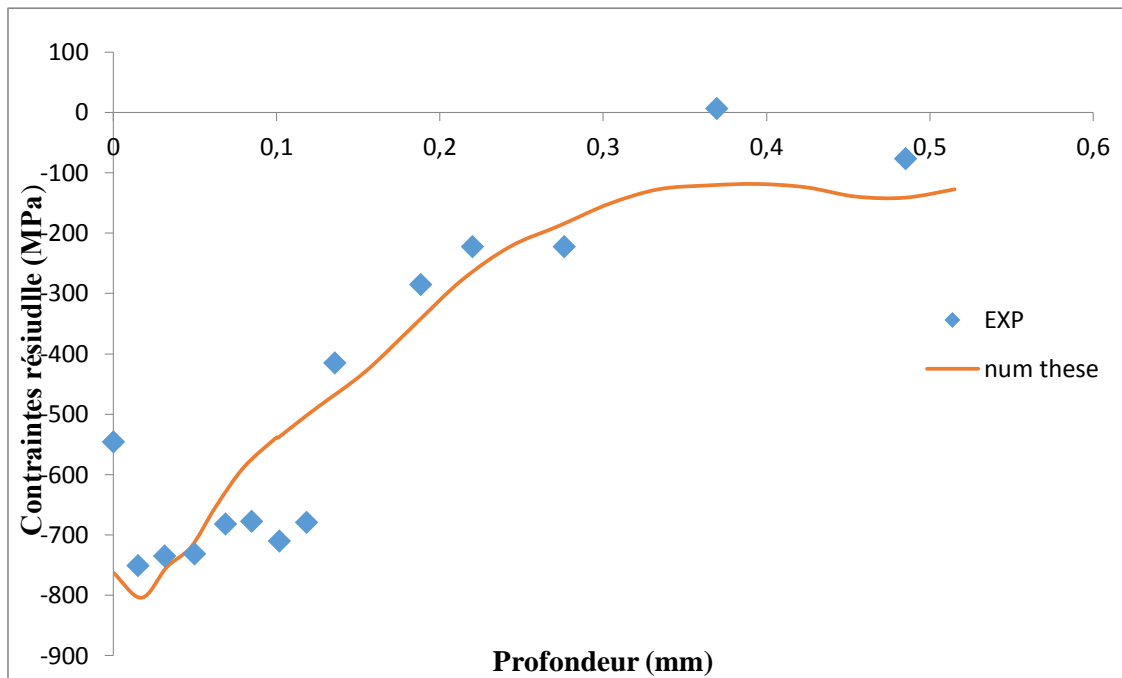


Figure 117. Comparaison entre le résultat expérimental et le modèle numérique

Selon les résultats expérimentaux ainsi que la simulation numérique, on peut donc confirmer la validité de notre modèle éléments finis.

IV.3.2.2. Sensibilité de maillage

Variation de la valeur maximale sur la surface de déformation plastique équivalente en fonction de la taille de l'élément cible est représentée sur la Figure 118 (taille de l'élément de la bille a été maintenu constant). Ainsi, dans cette étude, une extrapolation similaire a été réalisée sur des valeurs de déformation plastique équivalente afin d'évaluer l'influence de la taille des mailles.

Comme on l'observe en augmentant la taille de maille, les variations montrent une augmentation avec une tendance linéaire de variation de déformation plastique équivalente. L'équation linéaire de la ligne de tendance est également représentée sur la figure 118.

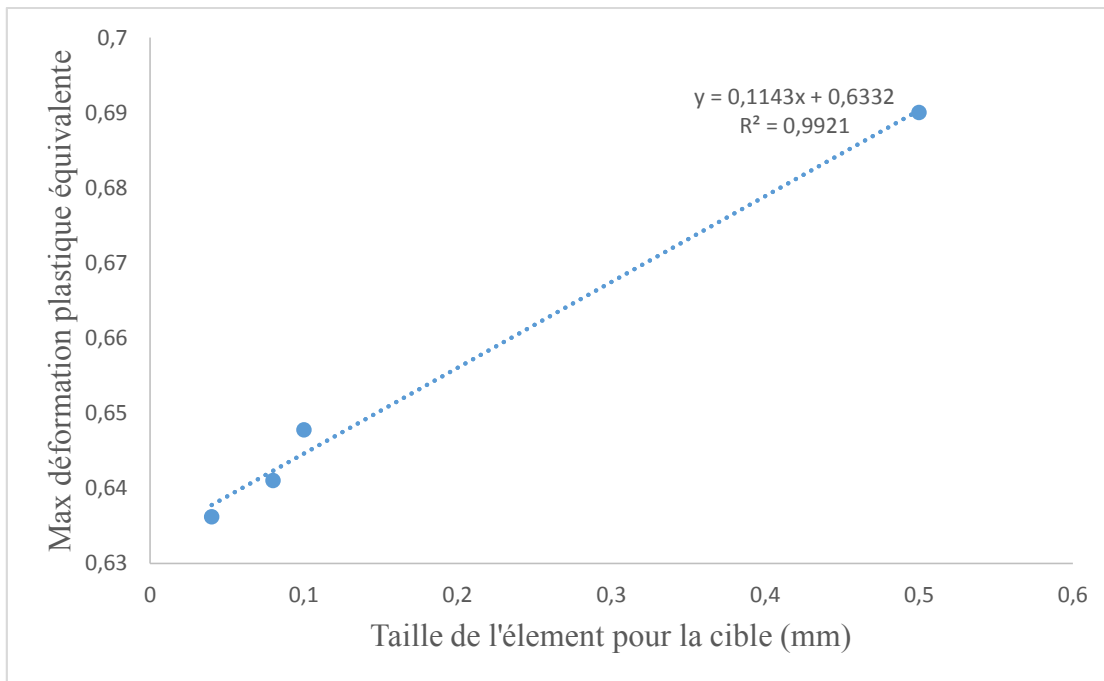


Figure 118. Variation de déformation plastique maximale en fonction de changement de la taille des éléments pour la cible

IV.3.2.3. Influence de la répétitions des impacts

Une même zone peut être bombardée plusieurs fois lors de l'opération de grenailage. L'impact successif de cinq billes au même endroit est analysé. La figure 119 met en évidence l'augmentation du niveau de contraintes et de la zone compressée avec le nombre des billes. Pour notre matériau, celle-ci arrive à saturation au bout du quatrième impact. Prolonger l'impact au-delà de cinq impacts pourrait favoriser l'endommagement de la plaque.

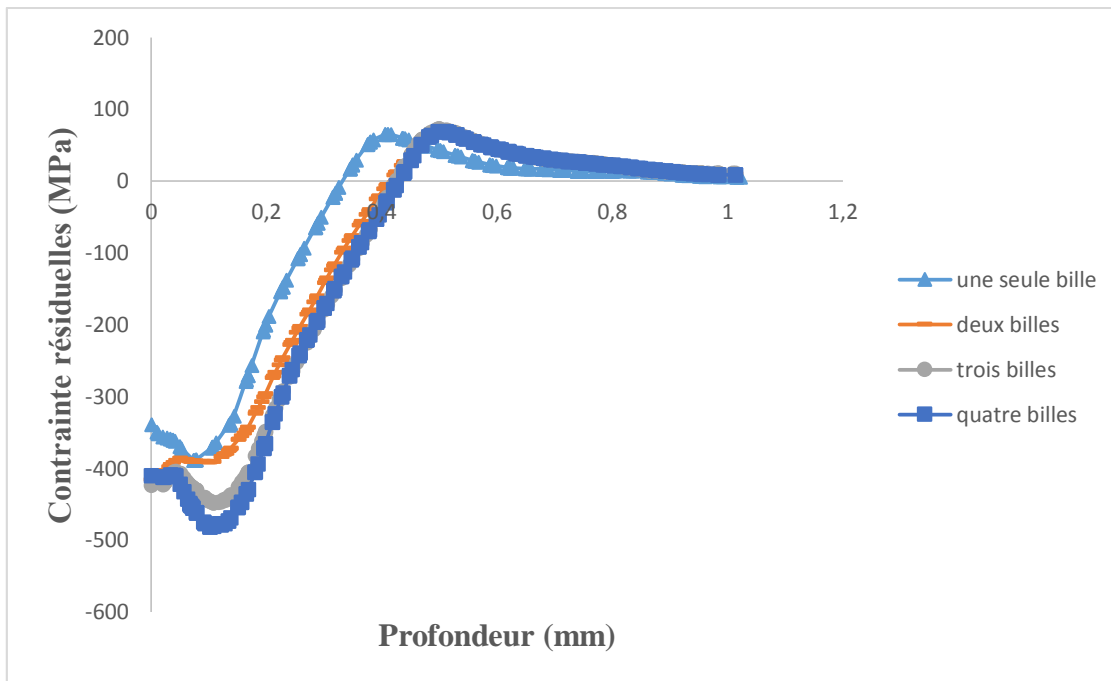


Figure 119. Influence de la répétition des impacts sur distribution des contraintes résiduelles

IV.3.2.4. Effet du nombre d'impact

Dans cette partie de travail, on essaye de traduire le cas réel du procédé du grenailage de précontrainte par une simulation numérique concrète.

La figure 120 montre l'effet de l'aspect multi impact. On peut conclure que si on augmente le nombre de bille impactant une surface, on aura une augmentation de la profondeur écrouie, ainsi que les contraintes résiduelles les plus proche de la surface.

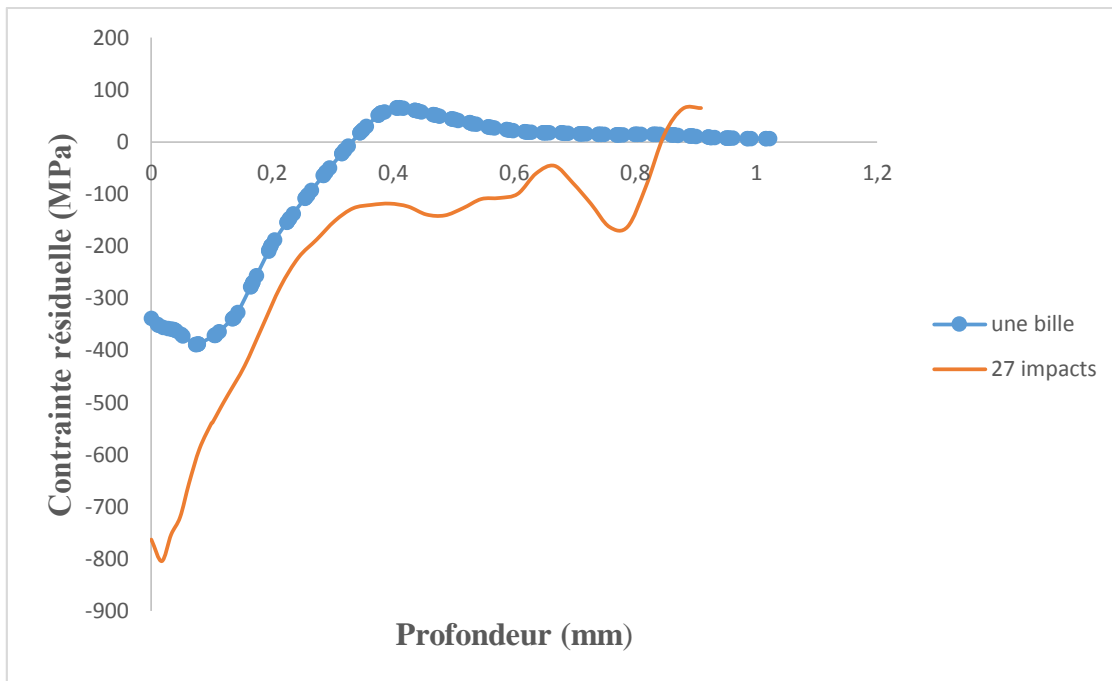


Figure 120. Effet du nombre d'impact

*CONCLUSION GENERALE ET
PERSPECTIVES*

Dans ce travail nous avons eu pour objectif une étude expérimentale sur l'effet de grenailage de précontrainte sur un acier résistant, ainsi que la réalisation d'un modèle numérique du grenailage permettant de mieux illustrer le processus avec une étude paramétrique. A l'issue de cette investigation expérimentale, nous pouvons tirer les conclusions suivantes :

- Après le grenailage, une contrainte résiduelle de compression sous la couche de la surface est créée et la topographie de surface est modifiée. Les contraintes résiduelles de compression ont un effet bénéfique pour l'amélioration du comportement mécanique de la pièce traitée. La distribution des contraintes résiduelles ainsi que la morphologie de surface ont été expérimentalement mesurées et présentées.
- Les valeurs de la micro dureté de la zone centrale sont inférieures à celles de la couche superficielle de l'échantillon. L'augmentation de la micro dureté de l'acier AISI 304 est due au raffinement et au durcissement du grain. De grands grains allongés ont été transformés en petits grains dans la couche superficielle.
- Le grenailage induit une déformation plastique.
- La dureté maximale est directement liée à la quantité de déformation plastique dans le matériau telle que la densité de dislocation dans le matériau.
- Le grenailage ne provoque pas de changement de phase, mais augmente la mi-largeur de pic de diffraction (FWHM), ce qui peut être attribué au raffinement du grain et à l'arrangement de dislocation.
- Les valeurs des paramètres de rugosité de surface augmentent, puis se stabilisent par rapport au temps de grenailage.
- Les observations de microscopie et les mesures de la taille des grains par diffraction des rayons X confirment qu'une couche nano cristallisée a été créée à la surface des échantillons.
- Des défauts évidents ont été observés à la surface des échantillons grenailés, générés par la haute cinétique des impacts au cours du processus.
- La rugosité augmente avec l'augmentation de la couverture, Ce changement est attribué au plus grand nombre d'impacts qui modifient la topographie de surface due à une énergie cinétique très élevée d'impact dans le traitement.

- Une seule valeur de rugosité n'est pas très instructive pour décrire l'état général de la surface, des paramètres supplémentaires doivent être utilisés afin de fournir des données fiables sur la topographie de surface, c'est pourquoi différents paramètres de rugosité Ra, Rz et Rt, montrent diverses tendances d'évolution pendant le temps de traitement.
- Le durcissement des grains après le grenailage induit également une augmentation de la dureté de la zone de surface qui peut être facilement quantifiée au moyen du paramètre FWHM. Par ailleurs, on a vu que le FWHM de l'acier, étant un paramètre de durcissement, est linéairement lié à sa dureté.
- Ce travail a montré que l'état du matériau résultant du grenailage n'est pas uniforme sur la surface en termes de contraintes résiduelles, de propriétés mécaniques locales, de rugosité et d'état de surface.

Dans le chapitre IV on a proposé un modèle éléments finis de grenailage de précontrainte qui permet d'établir une simulation active et plus proche de la réalité. Grâce au code de calcul des éléments finis Abaqus, on a pu tenir compte de la distinction de la vitesse de projection, de la taille des billes ainsi que leurs positions. Le modèle proposé dans ce travail est validé à travers une comparaison avec les résultats expérimentaux XRD.

L'application de ce modèle nous a permis de vérifier les effets des paramètres du procédé (taille des billes, vitesse de projection et coefficient de frottement) sur les conditions des surfaces (profil de contrainte résiduelle). Enfin, et après une étude multi-impacts, on a trouvé que la simulation active du grenailage par plusieurs billes, permet d'obtenir des résultats plus réalistes.

L'étude de la répétition des impacts nous a montré qu'il existe un nombre limite, au-delà duquel nous aurons une interaction purement élastique entre la grenaille et la cible. Nous avons bien montré qu'il existe une saturation en déformation plastique, en contrainte résiduelle et en enfoncement qui est liée à l'évolution de l'état d'érouissage du matériau. Ce phénomène s'explique par l'érouissage du matériau cible soumis à des impacts cumulés et qui acquiert une limite d'élasticité plus importante. La rigidité est un paramètre qui conditionne le transfert d'énergie. En effet, dans le cas d'un impact avec une bille rigide, l'énergie communiquée au massif sera supérieure à celle d'un impact avec une bille déformable.

Dans la continuité de ce travail il serait intéressant d'étudier l'influence d'un traitement de grenailage sévère avec un taux de couverture très élevé, aussi il est intéressant de réaliser des essais de fatigue de flexion rotative à fin de quantifier le changement de la durée de vie et répondre au compromis sur l'optimisation de la résistance des pièces.

Nous pouvons aussi avancer la possibilité d'associer l'étude des élargissements des pics de diffraction à l'analyse de la tenue en fatigue. Nous pourrions également améliorer les routines de calcul de sorte qu'elles soient utilisables dans d'autres applications.

REFERENCES
BIBLIOGRAPHIQUES

Références bibliographiques

- [1] M. Desvignes, "Influence du grenailage de précontrainte sur la tenue en service de l'acier 35CD4," Paris. ENSAM, 1987.
- [2] I. Lillamand, "Evolutions d'une couche grenaillee sous sollicitations thermiques et mecaniques cas de la fatigue oligocyclique," 1998.
- [3] D. Kirk and P. Render, "Effects of peening on stress corrosion cracking in carbon steel," ICSP7, Warsaw, Poland, 1999.
- [4] J. Champaigne, "Shot Peening Overview, Electronics Inc 1428 W. 6TH Street Mishawaka, In 46544," ed, 2001.
- [5] Niku-Lari A., "Shot peening," Proceedings of the 1st International Conference on Shot Peening, Paris, France, 1981, pp. 1-21.
- [6] Tyler D. "Shot Peening: A Surface Improvement And Forminocess" Metals and Materials 4 (II), pp. 672-673, 1988.
- [7] Müller M.P., Verpoort C., Gessinger G.H. "Influence of shot peening on fatigue and corrosion fatigue behaviour of austenitic-ferritic stainless steel" Proceedings of the 1st International Conference on Shot Peening, Paris, France, 1981, pp. 479-484.
- [8] Hozapfel H., Wick A., Vöhringer "Effect of Shot Peening Parameters on the Properties of Surface Layers in AISI 4140 under Different Heat Treatment Conditions" The Shot Peener, Vol. 10, Issue 1, March 1996.
- [9] R. Clausen and J. Stangenberg, "Roughness of shot-peened surfaces- definition and measurement," in ICSP 7: 7 th International Conference on Shot Peening, 1999, pp. 69-77.
- [10] O. Higounenc, "Correlation of shot peening parameters to surface characteristics," ICSP-9, Paris, France, pp. 28-35, 2005.
- [11] Normes NFL Grenailage-projetage, éditées par le CETIM, l'AFNOR, le BNAE et l'I.T.I. [1990].
- [12] PLASTER (J.). "Impact finishing, Industrial finishing and surface coatings, supplement" 1973.
- [13] R. Fathallah , " Simulations et Modélisations numériques de la tenue en fatigue des pièces mécaniques traitées superficiellement par voie mécanique : cas du grenailage de précontrainte contrôlé et du choc laser", LMCS 2011.
- [14] FLAVENOT (J.F.) et NIKU-LARI (A.). – Le grenailage de précontrainte. Note Technique, du CETIM, no 15 (1976).
- [15] J. LU, "Traitements de surface mécaniques Principes," Techniques de l'ingénieur. Matériaux métalliques, 2006.
- [16] S. Kyriacou, "Shot-peening mechanics, a theoretical study," in 6th International Conference on Shot Peening (ICSP-6), San Francisco, CA, September, 1996, pp. 2-5.
- [17] P.RENAUD, "Modélisation numérique du grenailage des pièces initialement cémentées ou carbonitrurées", Thèse ParisTech, 2011.
- [18] J. BARRALIS, L. CASTEX, and G. MAEDER, "Précontraintes et traitements superficiels," Techniques de l'ingénieur. Matériaux métalliques, pp. M1180. 1-M1180. 50, 1999.
- [19] S. Meguid, G. Shagal, J. Stranart, and J. Daly, "Three-dimensional dynamic finite element analysis of shot-peening induced residual stresses," Finite elements in analysis and design, vol. 31, pp. 179-191, 1999.
- [20] R. Fathallah, "Modélisation du procédé de grenailage incidence des billes et taux de recouvrement," 1994.
- [21] J. LU, "Traitements de surface mécaniques-Principes". Techniques de l'ingénieur [M1190]. - 2006.
- [22] IHEB. CHAIEB, "Analyse et simulation des contraintes résiduelles induites par des traitements mécaniques de précontrainte en grenailage et choc laser". Thèse Reims Champagne-Ardenne. 2004.

- [23] D. Hakimi, "Caractérisation mécanique et métallurgique de la structure d'une couche grenillée," 1984.
- [24] A. CORNE, "Physique et ingénierie des surfaces". EDP Science. - 1998.
- [25] MIC, "Guide d'Applications du Grenillage de Précontrainte". Disponible sur www.metalimprovement.com. - 2008.
- [26] A. T. Vielma Mendoza, "Parámetros de shot peening y sus efectos en el comportamiento A fatiga del acero F1272," 2013.
- [27] I. Chaieb, "Analyse et simulation des contraintes résiduelles induites par des traitements mécaniques de précontrainte en grenillage et choc laser: thèse pour le doctorat en sciences spécialité Mécanique et matériaux," Reims, 2004.
- [28] W. Z. Zhuang and G. R. Halford, "Investigation of residual stress relaxation under cyclic load," *International Journal of Fatigue*, vol. 23, pp. 31-37, 2001.
- [29] I. Altenberger, U. Martin, B. Scholtes, and H. Oettel, "Near surface microstructures in mechanically surface treated materials and their consequences on cyclic deformation behaviour," in *Proceedings of 7th International Conference on Shot Peening*, Warsaw, Poland, 1999, pp. 79-87.
- [30] G. Liu, J. Lu, and K. Lu, "Surface nanocrystallization of 316L stainless steel induced by ultrasonic shot peening," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 286, pp. 91-95, 2000.
- [31] Z. Ni, X. Wang, J. Wang, and E. Wu, "Characterization of the phase transformation in a nanostructured surface layer of 304 stainless steel induced by high-energy shot peening," *Physica B: Condensed Matter*, vol. 334, pp. 221-228, 2003.
- [32] C. Oman Nonga, "Influence combinée des contraintes résiduelles et de l'état de surface sur le comportement monotone et cyclique des matériaux composites à matrice métallique," 1994.
- [33] W. CAO, "Adoucissement cyclique des aciers et relaxation des contraintes résiduelles de grenillage en fatigue," Paris. ENSAM, 1989.
- [34] J. Zarka and G. Inglebert, "Sur une nouvelle analyse simple des structures inélastiques," Cours à l'Université de la Calabre dans le rapport, 1980.
- [35] E. Macherauch, H. Wohlfahrt and U. Wolfstieg, H.T.M, vol.2 (1981).
- [36] G. Maeder, J.L. lebrun et J.M. Sprael, "Matériaux – Mise en forme pièces formées, 1987, Ile d'Oléron.
- [37] M.G. Moore & W.P. Evans, "Mathematical correction for stress in removed layers in X-ray Diffraction residual stress analysis ", *SAE Transactions*, Vol. 66, 1958.
- [38] Guinier, André, "Théorie et technique de la radiocristallographie", Dunod, 1964.
- [39] W. L. Bragg, *Proc. Cambridge Phil. Soc.*17, pp.43, (1912)
- [40] G. Majzoubi, R. Azizi, and A. A. Nia, "A three-dimensional simulation of shot peening process using multiple shot impacts," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 164, pp. 1226-1234, 2005.
- [41] S. Meguid, G. Shagal, and J. Stranart, "3D FE analysis of peening of strain-rate sensitive materials using multiple impingement model," *International Journal of Impact Engineering*, vol. 27, pp. 119-134, 2002.
- [42] M. Frija, T. Hassine, R. Fathallah, C. Bouraoui, A. Dogui, and L. de Génie Mécanique, "Finite element modelling of shot peening process: Prediction of the compressive residual stresses, the plastic deformations and the surface integrity," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 426, pp. 173-180, 2006.
- [43] J. Lemaitre, J.-L. Chaboche, A. Benallal, and R. Desmorat, *Mécanique des matériaux solides-3eme édition*: Dunod, 2009.
- [44] T. Hong, J. Ooi, and B. Shaw, "A numerical simulation to relate the shot peening parameters to the induced residual stresses," *Engineering Failure Analysis*, vol. 15, pp. 1097-1110, 2008.

- [45] Meguid SA, Shagal G, Stranart JC, Daly J. Three-dimensional dynamic finite element analysis of shot-peening induced residual stresses. *Finite Elem Anal Des* 1999;31:179–91.
- [46] P. RENAUD, et al Optimisation du procédé de grenailage de précontrainte par modélisation par éléments finis 19ème Congrès Français de Mécanique.
- [47] M. Guagliano, "Relating Almen intensity to residual stresses induced by shot peening: a numerical approach," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 110, pp. 277-286, 2001.
- [48] E. ROUHAUD et al, "Un modèle éléments finis pour le grenailage, les effets d'écrouissage cinématique". 17ème Congrès Français de Mécanique. Troyes, France. - 2005.
- [49] H. Miao, S. Larose, C. Perron, and M. Lévesque, "On the potential applications of a 3D random finite element model for the simulation of shot peening," *Advances in Engineering Software*, vol. 40, pp. 1023-1038, 2009.
- [50] S. Bagherifard, R. Ghelichi, and M. Guagliano, "Mesh sensitivity assessment of shot peening finite element simulation aimed at surface grain refinement," *Surface and Coatings Technology*, vol. 243, pp. 58-64, 2014.
- [51] S. Wang, Y. Li, M. Yao, and R. Wang, "Compressive residual stress introduced by shot peening," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 73, pp. 64-73, 1998.
- [52] J. S. Romero, E. Rios, Y. Fam, and A. Levers, "Optimisation of the shot peening process in terms of fatigue resistance," University of Sheffield, 2002.
- [53] S. Curtis, E. De los Rios, C. Rodopoulos, and A. Levers, "Analysis of the effects of controlled shot peening on fatigue damage of high strength aluminium alloys," *International journal of fatigue*, vol. 25, pp. 59-66, 2003.
- [54] F. Petit-Renaud, "Optimization of the shot peening parameters," ICSP-8, Sep., Garmisch-Partenkirchen, Germany, pp. 119-129, 2002.
- [55] M. Rahman, A. Ariffin, N. Jamaludin, and C. Haron, "Influence of surface treatments on fatigue life of a two-stroke free piston linear engine component using random loading," *Journal of Zhejiang University Science A*, vol. 7, pp. 1819-1830, 2006.
- [56] A. Mehmood and M. Hammouda, "Effect of shot peening on the fatigue life of 2024 aluminum alloy," *Failure of engineering materials & structures*, vol. 2, 2007.
- [57] A. Inoue, T. Sekigawa, and K. Oguri, "Fatigue property enhancement by fine particle shot peening for aircraft aluminum parts," in *Conf Proc: ICSP-10*, Tokyo, Japan, 2008.
- [58] U. Zupanc and J. Grum, "Surface integrity of shot peened aluminium alloy 7075-T651," *Strojniški vestnik-Journal of Mechanical Engineering*, vol. 57, pp. 379-384, 2011.
- [59] T. Wang, J. Platts, and A. Levers, "Finite element impact modelling for shot peen forming," ICSP-8, Garmisch-Partenkirchen, Germany, pp. 540-6, 2002.
- [60] N. Hirai, K. Tosha, and E. Rouhaud, "Finite element analysis of shot peening on the form of a single dent," in *Proceedings of the 9th International Conference on Shot Peening*, Paris, 2005.
- [61] H. Miao, C. Perron, and M. Levesque, "Finite element simulation of shot peening and stress peen forming," *Proceedings of ICSP-10*, Tokyo, Japan, pp. 87-92, 2008.
- [62] S. Gangaraj, M. Guagliano, and G. Farrahi, "An approach to relate shot peening finite element simulation to the actual coverage," *Surface and Coatings Technology*, vol. 243, pp. 39-45, 2014.
- [63] S. Bagherifard, R. Ghelichi, and M. Guagliano, "On the shot peening surface coverage and its assessment by means of finite element simulation: a critical review and some original developments," *Applied Surface Science*, vol. 259, pp. 186-194, 2012.
- [64] A. Gariépy, F. Bridier, M. Hoseini, P. Bocher, C. Perron, and M. Lévesque, "Experimental and numerical investigation of material heterogeneity in shot peened

- aluminium alloy AA2024-T351," *Surface and Coatings Technology*, vol. 219, pp. 15-30, 2013.
- [65] D. ASTM, "638-03," *Standard test method for tensile properties of plastics*, vol. 15, 2003.
- [66] Sanjurjo, P, Rodríguez, C., Pariente, I.F., Belzunce, J., Canteli, A.F. "The influence of shot peening on the fatigue behavior of duplex stainless steels". *Procedia Engineering*. 2010;2:1539-1546.
- [67] MIL-S-13165, "Shot peening of metal parts", 1989.
- [68] J. O. Almen, "Shot blasting test", U.S. Patent 2,350,440.
- [69] SAE J443, "Procedures for using standard shot peening test strip" Society of Automotive Engineers, January 1984.
- [70] M. Avrami, *Journal of Chemical Physics* 7-1939, 8-1940 y 9-1941.
- [71] D. Kirk and M. Abyaneh, "Theoretical basis of shot peening coverage control," *Shot Peener(USA)*, vol. 9, pp. 28-30, 1995.
- [72] C. Carboni, "Influence de traitements mécaniques de surface (choc laser et grenailage de précontrainte) sur la tenue à la corrosion localisée de l'acier inoxydable 316L," Compiègne, 2002.
- [73] DIN4768, "Ermittlung der Rauheitskenngrößen Ra, Rz, Rmax mit elektrischen Tastschnittgeräten", Mai 1990.
- [74] A. Standard, "E3. Standard Guide for Preparation of Metallographic Specimens, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2011," ed.
- [75] Vander Voort, GF. *Microindentation Hardness Testing*. In: ASM, editor. *Mechanical: testing and Evaluation*. USA: ASM Handbook; 2000.
- [76] P. S. Prevey, "X-ray diffraction residual stress techniques," *ASM International, ASM Handbook.*, vol. 10, pp. 380-392, 1986.
- [77] N. Rossini, M. Dassisti, K. Benyounis, and A. Olabi, "Methods of measuring residual stresses in components," *Materials & Design*, vol. 35, pp. 572-588, 2012.
- [78] M. Fitzpatrick, A. Fry, P. Holdway, F. Kandil, J. Shackleton, and L. Suominen, "Determination of residual stresses by X-ray diffraction," 2005.
- [79] P. S. Prevey, "A method of determining the elastic properties of alloys in selected crystallographic directions for X-ray diffraction residual stress measurement," *Advances in X-ray Analysis*, vol. 20, pp. 345-354, 1977.
- [80] Weidmann, E. *Electrolytic Polishing*. In: ASM, editor. *Metallography and Microstructures*. USA, 1984 ; 1999.
- [81] A. Diament, R. El Haik, R. Lafont, and R. Wyss, "Tenue en fatigue superficielle des couches carbonitrurées et cémentées en relation avec la répartition des contraintes résiduelles et les modification du réseau cristallin apparaissant en cours de fatigue," *Traitement Thermique*, pp. 87-97, 1974.
- [82] K. Darling, M. Tschopp, A. Roberts, J. Ligda, and L. Kecskes, "Enhancing grain refinement in polycrystalline materials using surface mechanical attrition treatment at cryogenic temperatures," *Scripta Materialia*, vol. 69, pp. 461-464, 2013.
- [83] G. Fargas, J. Roa, and A. Mateo, "Effect of shot peening on metastable austenitic stainless steels," *Materials Science and Engineering: A*, vol. 641, pp. 290-296, 2015.
- [84] G. Farrahi and J. Lebrun, "Surface hardness measurement and microstructural characterisation of steel by x-ray diffraction profile analysis," *International Journal of Engineering*, vol. 8, p. 159, 1995.
- [85] S. Kumar, G. S. Rao, K. Chattopadhyay, G. Mahobia, N. S. Srinivas, and V. Singh, "Effect of surface nanostructure on tensile behavior of superalloy IN718," *Materials & Design*, vol. 62, pp. 76-82, 2014.
- [86] Y.-S. Nam, Y.-I. Jeong, B.-C. Shin, and J.-H. Byun, "Enhancing surface layer properties of an aircraft aluminum alloy by shot peening using response surface methodology," *Materials & Design*, vol. 83, pp. 566-576, 2015.

- [87] K. Anselme, P. Davidson, A. Popa, M. Giazzon, M. Liley, and L. Ploux, "The interaction of cells and bacteria with surfaces structured at the nanometre scale," *Acta biomaterialia*, vol. 6, pp. 3824-3846, 2010.
- [88] E. ISO, "4287 (2009–11)," Geometrical Product Specifications (GPS), surface texture: profile method—terms, definitions and surface texture parameters, ISO, vol. 4287, 1997.
- [89] Clausen, R. and Stangenberg, J. (1999) 'Roughness of shot peened surfaces definition and measurement', Proc. 7th Conf. Shot Peening (ICSP7), pp.69–77, Warsaw, Poland.
- [90] B. N. Mordyuk and G. I. Prokopenko, "Ultrasonic impact peening for the surface properties' management," *Journal of Sound and Vibration*, vol. 308, pp. 855-866, 2007.
- [91] K. Miková, S. Bagherifard, O. Bokuvka, M. Guagliano, and L. Trško, "Fatigue behavior of X70 microalloyed steel after severe shot peening," *International Journal of Fatigue*, vol. 55, pp. 33-42, 2013.
- [92] ABAQUS, "Theory Manual," K. a. S. Hibbitt, Inc., Ed., ed, 1995.
- [93] F. Noureddine, "Etude de comportement mécanique des poteaux rectangulaire en acier rempli de béton," Université Badji Mokhtar de Annaba, 2013.
- [94] K. Hibbitt, "ABAQUS: User's Manual: Version 6.13: Hibbitt," Karlsson & Sorensen, Incorporated, 2013.
- [95] J.L. Chaboche, J. Lemaitre – *Mecanique des materiaux solides* – Editions Dunod,1988.
- [96] Timo Manninen, Antti S. Korhonen, Pasi Aspegren and Tero Taulavuori: Identifying the material parameters of a combined isotropic and nonlinear kinematic hardening model for AISI 304 stainless steel she Conference: Metal Forming 2004, At Cracow, Poland
- [97] J.-M. Crepel, "Modélisation tridimensionnelle de l'intéraction dynamique sol-structure par des éléments finis et infinis," 1983.
- [98] J. Schwarzer, V. Schulze, O. Vohringer, Proceedings of International Conference of Shot Peening ICSP8. Munich. Germany, 2002, p. 507.