



HAL
open science

Simulation de réparation par soudage et billage ultrasonore d'un alliage à base Nickel

Jun Li

► **To cite this version:**

Jun Li. Simulation de réparation par soudage et billage ultrasonore d'un alliage à base Nickel. Autre. INSA de Lyon, 2011. Français. NNT : 2011ISAL0153 . tel-00715778

HAL Id: tel-00715778

<https://theses.hal.science/tel-00715778>

Submitted on 9 Jul 2012

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

Thèse

**Simulation de Réparation par Soudage et Billage
Ultrasonore d'un Alliage à Base Nickel**

Présentée devant
L'Institut National des Sciences Appliquées de Lyon

Pour obtenir
Le Grade de Docteur

Formation doctorale
Mécanique, Energétique, Génie Civil, Acoustique

Par
Jun LI
Ingénieur UTT

Soutenue le 20 décembre 2011 devant la Commission d'examen

Jury

Laurent Barrallier	Prof. (ENSAM Aix)	Rapporteur
Alain Combescure	Prof. (INSA Lyon)	Examinateur
Geneviève Inglebert	Prof. (SUPMECA)	Rapporteur
Daniel Nélias	Prof. (INSA Lyon)	Directeur de thèse
Vincent Robin	Dr. Ingénieur (AREVA)	Examinateur
Emmanuelle Rouhaud	M. de Conférences (UTT)	Examinateur
Claude Stolz	Chercheur CNRS (EP)	Examinateur
Said Taheri	Ing. Senior (EDF)	Examinateur

LaMCoS - UMR CNRS 5514 - INSA de Lyon
20, avenue Albert Einstein, 69621 Villeurbanne Cedex (FRANCE)

INSA Direction de la Recherche - Ecoles Doctorales - Quinquennal 2011-2015

SIGLE	ECOLE DOCTORALE	NOM ET COORDONNEES DU RESPONSABLE
CHIMIE	CHIMIE DE LYON http://www.edchimie-lyon.fr Insa : R. GOURDON	M. Jean Marc LANCELIN Université de Lyon – Collège Doctoral Bât ESCPE 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72.43 13 95 directeur@edchimie-lyon.fr
E.E.A.	ELECTRONIQUE, ELECTROTECHNIQUE, AUTOMATIQUE http://edeea.ec-lyon.fr Secrétariat : M.C. HAVGOUDOUKIAN eea@ec-lyon.fr	M. Gérard SCORLETTI Ecole Centrale de Lyon 36 avenue Guy de Collongue 69134 ECULLY Tél : 04.72.18 60 97 Fax : 04 78 43 37 17 Gerard.scorletti@ec-lyon.fr
E2M2	EVOLUTION, ECOSYSTEME, MICROBIOLOGIE, MODELISATION http://e2m2.universite-lyon.fr Insa : H. CHARLES	Mme Gudrun BORNETTE CNRS UMR 5023 LEHNA Université Claude Bernard Lyon 1 Bât Forel 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cédex Tél : 04.72.43.12.94 e2m2@biomserv.univ-lyon1.fr
EDISS	INTERDISCIPLINAIRE SCIENCES-SANTE http://ww2.ibcp.fr/ediss Sec : Safia AIT CHALAL Insa : M. LAGARDE	M. Didier REVEL Hôpital Louis Pradel Bâtiment Central 28 Avenue Doyen Lépine 69677 BRON Tél : 04.72.68 49 09 Fax : 04 72 35 49 16 Didier.revel@creatis.uni-lyon1.fr
INFOMATHS	INFORMATIQUE ET MATHÉMATIQUES http://infomaths.univ-lyon1.fr	M. Johannes KELLENDONK Université Claude Bernard Lyon 1 LIRIS - INFOMATHS Bâtiment Nautibus 43 bd du 11 novembre 1918 69622 VILLEURBANNE Cedex Tél : 04.72. 43.19.05 Fax 04 72 43 13 10 infomaths@bat710.univ-lyon1.fr
Matériaux	MATERIAUX DE LYON	M. Jean-Yves BUFFIERE Secrétaire : Mériem LABOUNE INSA de Lyon École Doctorale Matériaux Mérim LABOUNE Bâtiment Antoine de Saint-Exupéry 25bis Avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Tel : 04 72 43 71 70 Fax : 04 72 43 72 37 ed.materiaux@insa-lyon.fr
MEGA	MECANIQUE, ENERGETIQUE, GENIE CIVIL, ACOUSTIQUE (ED n°162)	M. Philippe BOISSE Secrétaire : Mériem LABOUNE Adresse : INSA de Lyon École Doctorale MEGA Mérim LABOUNE Bâtiment Antoine de Saint-Exupéry 25bis Avenue Jean Capelle 69621 VILLEURBANNE Tel : 04 72 43 71 70 Fax : 04 72 43 72 37 mega@insa-lyon.fr Site web : http://www.ed-mega.com
ScSo	ScSo* M. OBADIA Lionel Sec : Viviane POLSINELLI Insa : J.Y. TOUSSAINT	M. OBADIA Lionel Université Lyon 2 86 rue Pasteur 69365 LYON Cedex 07 Tél : 04.78.69.72.76 Fax : 04.37.28.04.48 Lionel.Obadia@univ-lyon2.fr

*ScSo : Histoire, Géographie, Aménagement, Urbanisme, Archéologie, Science politique, Sociologie, Anthropologie

Résumé

Lors de la réparation d'un défaut, le processus consiste à éliminer la matière dans la zone englobant le défaut, puis à recharger cet affouillement par un dépôt de cordons de soudure, afin de remettre en conformité la pièce en vérifiant les critères de conception. Pourtant la zone rechargée constitue en elle-même un site sensible où le niveau des contraintes résiduelles peut être préjudiciable de par son importance, notamment localement, s'il porte des contraintes de traction. Les risques de récurrence d'endommagement pourraient être réduits par certains procédés de parachèvement. Ces procédés permettent de générer une zone de compression en peau externe et en sous couche de la pièce traitée. Par conséquent, la durée de vie d'une pièce ainsi parachevée pourrait être augmentée. Parmi les procédés existants, nous nous intéresserons dans cette étude à la mise en compression par billage ultrasonore. L'objectif de cette contribution est de prédire le niveau des contraintes résiduelles induites par le billage sur une pièce rechargée par soudage multi-passes.

Pour mener à bien cet objectif, une étude expérimentale du billage a été réalisée sur des éprouvettes minces et épaisses afin d'identifier les paramètres influents et de disposer d'une base de résultats expérimentaux – comme par exemple la répartition quantitative des contraintes résiduelles dans la matière traitée – à confronter à la simulation. L'originalité de ce travail est de mettre en œuvre, en termes d'évaluation, une modélisation tridimensionnelle représentant correctement les phénomènes locaux et basée sur un modèle semi-analytique. Ce modèle numérique présente l'avantage de temps de calcul considérablement réduits par rapport aux méthodes éléments finis plus conventionnelles, sans pour autant sacrifier à la qualité des résultats. Pour cette application, ce modèle semi-analytique a été validé par des benchmarks aux éléments finis dans le cas de mono et multi impacts. Puis cette approche prédictive a été validée par l'expérience. Enfin, une simulation numérique du soudage a été réalisée afin de disposer d'un champ de contraintes résiduelles de soudage. Les résultats des calculs, obtenus par chaînage de simulations numériques des procédés de soudage puis de billage, ont ensuite été confrontés aux grandeurs mesurées sur des éprouvettes initialement précontraintes par flexions alternées puis billées selon des paramètres du processus identifiés antérieurement. L'état précontraint (qu'il provienne de la thermique du soudage ou de l'érouissage de flexion alternée) a été introduit en données d'entrée, en tant que pré-chargement, dans le modèle numérique simulant les impacts.

Mots clés : billage ultrasonore, modèle d'impact, contraintes résiduelles, réparation par soudage multi-passes, simulation numérique de soudage, Inconel 600.

Table des matières

Table des matières	i
Table des figures	v
Liste des tableaux	ix
Introduction générale	1
Chapitre I - Base bibliographique sur l'ensemble de la problématique	5
I.1. Matériau : alliage à base Nickel	7
I.2. Dommages de Corrosion Sous Contrainte	9
I.3. Procédés de réparation	11
I.3.1. Affouillement	11
I.3.2. Soudage	11
I.4. Procédés de parachèvement	12
I.4.1. Principe	12
I.4.2. Techniques	13
I.4.2.1. Grenailage classique	13
I.4.2.2. Choc laser	13
I.4.2.3. Water jet peening	14
I.4.2.4. Billage par ultrasons	15
I.4.3. Comparaison des différentes techniques	15
I.5. Contraintes résiduelles	18
I.5.1. Définition	18
I.5.2. Origine due aux procédés de réparation	19
I.5.2.1. Soudage	19
I.5.2.2. Billage ultrasonore	20
I.5.3. Mesure des contraintes résiduelles	21
I.5.3.1. Principe de la méthode de diffraction des rayons X	21
I.5.3.2. Loi de Bragg	22
I.5.3.3. Méthode de $\sin^2\psi$	23
I.6. Modélisation numérique des procédés étudiés	25
I.6.1. Simulation numérique du soudage multi-passes	25
I.6.1.1. Phénomènes physiques impliqués	25
I.6.1.2. Modélisation thermique	25
I.6.1.3. Modélisation mécanique	26
I.6.2. Simulation numérique de l'effet dû au procédé de billage ultrasonore	27
I.6.2.1. Du modèle analytique au modèle numérique	27
I.6.2.2. Approche mono-impact	28
I.6.2.3. Approche multi-impacts	30
I.6.2.4. Comparaison des différents modèles	32
I.7. Bilan bibliographique	35

Chapitre II - Étude expérimentale du billage ultrasonore	37
II.1. Dispositif et principe expérimental	39
II.2. Etude des paramètres influents	42
II.2.1. Paramètres liés aux billes	42
II.2.1.1. <i>Nature des billes</i>	42
II.2.1.2. <i>Diamètre des billes</i>	42
II.2.2. Paramètres liés à l'éprouvette	44
II.2.2.1. <i>Dimensions de l'éprouvette</i>	44
II.2.2.2. <i>Matériau de l'éprouvette</i>	44
II.2.3. Paramètres opérationnels du procédé	44
II.2.3.1. <i>Nombre de billes utilisées à chaque essai</i>	44
II.2.3.2. <i>Vitesse des billes</i>	45
II.2.3.3. <i>Angle d'impact</i>	48
II.2.3.4. <i>Taux de recouvrement</i>	49
II.2.3.5. <i>Distance sonotrode/pièce</i>	51
II.2.3.6. <i>Effet thermique</i>	51
II.3. Campagne expérimentale	53
II.3.1. Paramètres à évaluer	53
II.3.1.1. <i>Vitesse initiale des billes</i>	53
II.3.1.2. <i>Taux de recouvrement</i>	54
II.3.1.3. <i>Récapitulatif des paramètres variables</i>	54
II.3.2. Paramètres fixés	54
II.3.2.1. <i>Nature et diamètre des billes</i>	54
II.3.2.2. <i>Propriétés mécaniques des matériaux de l'éprouvette</i>	55
II.3.2.3. <i>Dimensions des éprouvettes</i>	55
II.3.2.4. <i>Dimensions de la chambre</i>	56
II.3.2.5. <i>Nombre de billes utilisées à chaque essai</i>	56
II.3.2.6. <i>Récapitulatif des paramètres fixés</i>	56
II.3.3. Essais préliminaires	58
II.3.3.1. <i>Courbes de saturation</i>	58
II.3.3.2. <i>Essais de répétabilité</i>	60
II.3.4. Essais définitifs	60
II.4. État initial des éprouvettes	62
II.4.1. Préparation par usinage	62
II.4.2. Traitement thermique de détensionnement	62
II.4.3. Planéité initiale	62
II.4.4. Contraintes résiduelles d'usinage	63
II.5. Analyse des résultats expérimentaux	65
II.5.1. Courbes de saturation	65
II.5.2. Essais de répétabilité	66
II.5.3. Détermination du taux de recouvrement à 100%	67
II.5.4. Courbures des éprouvettes minces	68
II.5.5. Contraintes résiduelles	71
II.5.5.1. <i>Conditions de mesure</i>	71
II.5.5.2. <i>Pics de contraintes</i>	72
II.5.5.3. <i>Résultats</i>	73
II.5.6. Microstructure	77
II.6. Conclusion	80

Chapitre III - Modélisation numérique du billage US.....	83
III.1. Code Semi-Analytique.....	85
III.1.1. Généralités	85
III.1.2. Algorithme de la résolution du problème d'impact.....	86
III.1.3. Calcul des contraintes et des déformations.....	88
III.1.3.1. <i>Calcul des contraintes.....</i>	88
III.1.3.2. <i>Calcul des déformations.....</i>	89
III.2. Simulation numérique de multiples impacts	90
III.2.1. Champs de déformations plastiques et de contraintes résiduelles après le billage	90
III.2.2. Modèle multi-impacts sur un massif semi-infini	92
III.2.2.1. <i>Zone élémentaire représentative.....</i>	92
III.2.2.2. <i>Taux de recouvrement.....</i>	92
III.2.2.3. <i>Moyennation des résultats.....</i>	93
III.2.2.4. <i>Vitesse d'impact.....</i>	96
III.2.2.5. <i>Effet des impacts adjacents et répétés sur les déformations.....</i>	97
III.2.3. Modèle multi-impacts sur une structure mince	99
III.2.4. Loi de comportement de l'Inconel 600	100
III.3. Validation du Code Semi-Analytique	103
III.3.1. Benchmark mono-impact.....	103
III.3.1.1. <i>Données d'entrée.....</i>	103
III.3.1.2. <i>Conditions de calcul.....</i>	104
III.3.1.3. <i>Comparaison et analyse des résultats</i>	105
III.3.2. Benchmark multi-impacts.....	108
III.3.2.1. <i>Données d'entrée.....</i>	108
III.3.2.2. <i>Conditions de calcul.....</i>	109
III.3.2.3. <i>Comparaison et analyse des résultats</i>	110
III.4. Comparaison et analyse des résultats numériques et expérimentaux.....	114
III.4.1. Contraintes résiduelles	114
III.4.1.1. <i>Eprouvettes épaisses.....</i>	114
III.4.1.2. <i>Eprouvettes minces</i>	115
III.4.2. Distorsions des éprouvettes minces.....	119
III.5. Conclusion.....	122
Chapitre IV - Chaînage expérimental et numérique des procédés de réparation	125
IV.1. Contraintes résiduelles de soudage	127
IV.1.1. Caractéristiques de la maquette	127
IV.1.1.1. <i>Données géométriques.....</i>	127
IV.1.1.2. <i>Matériaux.....</i>	128
IV.1.2. Description de l'essai de soudage	129
IV.1.2.1. <i>Position de la maquette</i>	129
IV.1.2.2. <i>Paramètres du procédé de soudage.....</i>	130
IV.1.2.3. <i>Mesures réalisées</i>	130
IV.1.3. Simulation numérique du soudage	130
IV.1.3.1. <i>Modélisation thermique.....</i>	131
IV.1.3.2. <i>Modélisation mécanique.....</i>	133
IV.1.3.3. <i>Comparaison des résultats numériques et expérimentaux.....</i>	135
IV.1.4. Discussion et conclusion	138
IV.2. Essais de billage ultrasonore sur éprouvettes précontraintes.....	140
IV.2.1. Objectifs et méthodologies	140

IV.2.2. Mise en précontrainte des éprouvettes.....	140
IV.2.3. État résiduel des éprouvettes avant le billage.....	141
IV.3. Comparaison et analyse des résultats numériques et expérimentaux	143
IV.3.1. Contraintes résiduelles	143
IV.3.2. Distorsions	144
IV.4. Conclusion	146
Conclusion et perspectives.....	147
Annexe	151
Bibliographie	167

Table des figures

Figure I. 1 – Symbolisation des facteurs gouvernant la corrosion sous contrainte	9
Figure I. 2 - Processus de réparation par rechargement de soudage	11
Figure I. 3 – Intérêt des procédés de parachèvement.....	12
Figure I. 4 – (a) machine à turbine, (b) machine à air comprimé.....	13
Figure I. 5 – Principe de fonctionnement de choc laser	14
Figure I. 6 – Principe de fonctionnement du WJP	15
Figure I. 7 – Un cordon déposé (a) avant et (b) après le refroidissement complet	19
Figure I. 8 – Mécanismes de l'évolution des contraintes résiduelles	20
Figure I. 9 – (a) Indice Miller, (b) Grains diffractant.....	22
Figure I. 10 – Variation des distances inter-réticulaires.....	22
Figure I. 11 – Axes principaux des contraintes et des déformations	23
Figure I. 12 – Phénomènes impliqués dans la simulation du soudage.....	25
Figure I. 13 – Modèles 2D mono-impact axisymétrique	28
Figure I. 14 – Modèles 3D mono-impact avec symétrie(s) latérale(s)	29
Figure I. 15 – Modèles 3D multi-impacts avec symétrie.....	30
Figure I. 16 – Modèles 3D multi-impacts sans symétrie.....	31
Figure II. 1 – Schéma explicatif du dispositif expérimental du billage ultrasonore	39
Figure II. 2 – Système de fixation de l'éprouvette sur son support.....	40
Figure II. 3 – Courbures dues au traitement de billage ultrasonore.....	41
Figure II. 4 – Évolution de la flèche Almen en fonction de la dureté des grenailles	42
Figure II. 5 – Influence du diamètre des billes sur les contraintes résiduelles	43
Figure II. 6 – Évolution de la flèche Almen en fonction du diamètre des billes	43
Figure II. 7 – Évolution du nombre d'impacts en fonction du nombre de billes.....	45
Figure II. 8 – Influence de la vitesse des billes sur les contraintes résiduelles	46
Figure II. 9 – Comportement des billes dans l'enceinte durant le traitement	47
Figure II. 10 – Pourcentage des vitesses d'impact en fonction du nombre de billes.....	47
Figure II. 11 – Effet des impacts normaux et obliques sur les contraintes.....	48
Figure II. 12 – Distribution de l'angle d'impact en fonction du nombre de billes	48
Figure II. 13 – Distribution de contraintes résiduelles calculées et mesurées	50
Figure II. 14 – Distribution de contraintes résiduelles mesurées par DRX	51
Figure II. 15 – Influence de l'effet thermique.....	52
Figure II. 16 – Effet des paramètres sur la distribution des contraintes.....	53
Figure II. 17 – Déformation plastique cumulée suite à 3 impacts au même endroit.....	56
Figure II. 18 – Courbes d'érouissage des matériaux constituant les éprouvettes	58
Figure II. 19 – Courbe de saturation issue d'un essai Almen	59
Figure II. 20 – Planéité initiales des éprouvettes mince et épaisse	62
Figure II. 21 – Sens de mesures sur les éprouvettes.....	63
Figure II. 22 – Contraintes post usinage mesurées par DRX	64
Figure II. 23 – Courbes de saturation à différentes vitesses initiales.....	65
Figure II. 24 – Courbes de saturation obtenues avec différents diamètres de billes.....	66
Figure II. 25 – Résultats des essais de répétabilité.....	67
Figure II. 26 – Éprouvettes témoin et traitées avec différents temps d'exposition	67
Figure II. 27 – État de surface des éprouvettes observé sous un microscope	68
Figure II. 28 – MMT	69
Figure II. 29 – Courbures longitudinales	70
Figure II. 30 – Évolution de la flèche en fonction du taux de recouvrement	71
Figure II. 31 – Relaxation des contraintes résiduelles.....	72
Figure II. 32 – Pics de contraintes mesurées.....	73
Figure II. 33 – Contraintes résiduelles mesurées sur les éprouvettes minces.....	74

Figure II. 34 – Évolution de la contrainte en surface	75
Figure II. 35 – Contraintes mesurées sur les éprouvettes épaisses	76
Figure II. 36 – Contraintes obtenues sur des éprouvettes mince et épaisse	77
Figure II. 37 – Microstructure des éprouvettes en Inconel 600.....	78
Figure II. 38 – Microstructure des éprouvettes en acier 316L	79
Figure II. 39 – Microstructure de la face opposée de l'éprouvette en acier 316L	79
Figure III 1 – Algorithme général du module d'impact du Code Semi-Analytique	86
Figure III 2 – Contact entre une sphère élastique et un massif élasto-plastique	87
Figure III 3 – Décomposition du problème lors du calcul des contraintes.....	89
Figure III 4 – Principe de mise en compression sur un massif semi-infini	91
Figure III 5 – Zone élémentaire représentative	92
Figure III 6 – Contraintes moyennées dans le motif triangulaire	93
Figure III 7 – Zone élémentaire triangulaire à différente orientation	94
Figure III 8 – Rotations à prendre en compte dans la moyennation	95
Figure III 9 – Comparaison des résultats moyennés	96
Figure III 10 – Zone élémentaire triangulaire à différents taux de recouvrement.....	96
Figure III 11 – Contraintes moyennées dans la zone locale représentative	97
Figure III 12 – Position des impacts adjacents et répétés	98
Figure III 13 – Effet des impacts adjacents	98
Figure III 14 – Effet des impacts répétés	99
Figure III 15 – Schéma explicatif du transfert du champ de déformations	99
Figure III 16 – Courbe de traction expérimentale à chargements cycliques	100
Figure III 17 – Courbe de traction monotone (premier cycle) de l'Inconel 600	101
Figure III 18 – Maillages des modèles EF dans le cas mono-impact.....	104
Figure III 19 – Déplacement résiduel dans le cas mono-impact.....	106
Figure III 20 – Contraintes et déformations dans le cas mono-impact.....	107
Figure III 21 – Grandeurs équivalentes dans le cas mono-impact	108
Figure III 22 – Maillage des modèles EF dans le cas multi-impacts.....	109
Figure III 23 – Contraintes et déformations dans le cas multi-impacts	111
Figure III 24 – Grandeurs équivalentes dans le cas multi-impacts	112
Figure III 25 – Déformations plastiques cumulées dans le cas multi-impacts.....	113
Figure III 26 – Contraintes obtenues avec $V=4\text{m/s}$ sur des éprouvettes épaisses	114
Figure III 27 – Contraintes obtenues avec $V=1,5\text{m/s}$ sur des éprouvettes minces	116
Figure III 28 – Contraintes obtenues avec $V=4\text{m/s}$ sur des éprouvettes minces	117
Figure III 29 – Contraintes obtenues avec $V=6,2\text{m/s}$ sur des éprouvettes minces	118
Figure III 30 – Largeurs à mi-hauteur des pics de contraintes mesurées	119
Figure III 31 – Courbures obtenues avec des différentes vitesses	120
Figure III 32 – Courbures obtenues avec $V=2\text{m/s}$	121
Figure IV. 1 – Plan de la maquette	128
Figure IV. 2 – Position de la maquette et numérotation des passes.....	129
Figure IV. 3 – Vue d'ensemble de la fouille en face avant	129
Figure IV. 4 – Position des thermocouples	130
Figure IV. 5 – Maillage utilisé pour le calcul dans le Code_Aster	131
Figure IV. 6 – Caractéristiques thermophysiques de l'Inconel 600 et 182.....	131
Figure IV. 7 – Modélisation de l'apport de chaleur	132
Figure IV. 8 – Caractéristiques thermomécaniques de l'Inconel 600 et 182.....	134
Figure IV. 9 – Courbes d'écroissage en fonction de la température	135
Figure IV. 10 – Récapitulatif des hypothèses retenues.....	136
Figure IV. 11 – Calage calcul/mesure de la source de chaleur	137
Figure IV. 12 – Axe de référence et sens de mesure	137
Figure IV. 13 – Comparaison des contraintes résiduelles mesurées et calculées.....	138
Figure IV. 14 – Principe de la méthodologie de mise en forme par flexion.....	141

Figure IV. 15 – Planéité d’une éprouvette après la mise en précontrainte	141
Figure IV. 16 – Flèche maximale des trois éprouvettes précontraintes	141
Figure IV. 17 – Contrainte calculée et mesurée au centre de la surface	142
Figure IV. 18 – Etat résiduel de la mise en précontrainte.....	142
Figure IV. 19 – Contraintes mesurées sur les éprouvettes précontraintes	143
Figure IV. 20 – Courbures dues au billage pour les éprouvettes précontraintes	144
Figure A1. 1 – Plan de l’éprouvette.....	152
Figure A1. 2 – Trajet de déformation	153
Figure A1. 3 – Courbe expérimentale à chargements cycliques	154
Figure A1. 4 – Surface index définissant la mémoire	157
Figure A1. 5 – Courbe calculée à chargements cycliques	158
Figure A1. 6 – Identification des courbes expérimentale.....	159
Figure A2. 1 – Montage du palpeur	161
Figure A3. 1 – Distribution des contraintes résiduelles transversales	164
Figure A3. 2 – Distribution des contraintes résiduelles longitudinales.....	164
Figure A4. 3 – Evolution des contraintes longitudinales après les pliages	165
Figure A4. 4 – Evolution des contraintes longitudinales après la remise à plat	165
Figure A4. 5 – Evolution des contraintes longitudinales le long de la surface	165

Liste des tableaux

Tableau I. 1 – Composition chimique de l'Inconel 600, 625, 718, X750 et 182	7
Tableau I. 2 – Comparaison des techniques de parachèvement	17
Tableau I. 3 – Récapitulatif des différents modèles numériques d'impact	34
Tableau II. 1 – Paramètres à évaluer pour les essais définitifs	54
Tableau II. 2 – Propriétés mécaniques des billes en 100Cr6	55
Tableau II. 3 – Propriétés mécaniques des éprouvettes en Inconel 600	55
Tableau II. 4 – Dimensions des éprouvettes	56
Tableau II. 5 – Récapitulatif des paramètres choisis pour les essais définitifs	57
Tableau II. 6 – Caractéristiques des matériaux constituant les éprouvettes	57
Tableau II. 7 – Matrice des essais préliminaires	59
Tableau II. 8 – Matrice des essais de répétabilité	60
Tableau II. 9 – Matrice des essais définitifs	61
Tableau II. 10 – Temps de traitement pour obtenir les courbes de saturation	65
Tableau II. 11 – Temps de traitement obtenus avec des différents paramètres	68
Tableau III 1 – Propriétés des matériaux pour le benchmark mono-impact	104
Tableau III 2 – Récapitulatif des différents modèles mono-impact	105
Tableau III 3 – Propriétés des matériaux pour le benchmark multi-impacts	109
Tableau III 4 – Récapitulatif des différents modèles multi-impacts	110
Tableau IV. 1 – Comparaison des flèches mesurées et simulées	145
Tableau A1. 1 – Module de Young, limite d'élasticité réelle et conventionnelle	154
Tableau A2. 1 – Demi-amplitude mesurée en 8 séries	162
Tableau A2. 2 – Amplitudes et puissances de vibration	162

Introduction générale

Contexte industriel

Les composants des installations nucléaires sont régulièrement contrôlés en utilisant des techniques d'examen non destructives toujours plus performantes. Dans certains cas, EDF, Exploitant responsable de ses installations, est réglementairement tenu de justifier ce qui constitue un écart au référentiel de conception de son installation. Il lui faut alors remettre l'installation en conformité vis-à-vis des critères de conception. EDF peut aussi décider du remplacement du composant endommagé.

Lorsqu'une opération de réparation est nécessaire, une technique consiste dans un premier temps à éliminer la matière autour du défaut, puis de reconstituer la géométrie initiale de la pièce en rechargeant, par soudage multi-passes, la partie affouillée. La mise en œuvre d'un traitement de détensionnement n'étant pas toujours possible, il est important de vérifier, outre l'état de surface de la réparation, le niveau des contraintes résiduelles de traction laissées par le dépôt des cordons de soudure. En effet, les contraintes résiduelles de traction laissées en surface de la pièce ainsi réparée peuvent avoir des effets défavorables vis-à-vis du dommage de corrosion sous contrainte (CSC).

Il est nécessaire de s'assurer que le niveau des contraintes résiduelles de traction en surface de la zone réparée soit largement inférieur à un seuil critique. Certains procédés de parachèvement peuvent alors être mis en œuvre avec pour finalité de diminuer les tensions en surface et donc de réduire ce risque.

Parmi ceux-ci, le billage ultrasonore semble présenter plusieurs avantages, comme l'état de surface final produit (rugosité) sur la zone traitée, le coût, la relative simplicité de mise en œuvre. Ce procédé est considéré comme une solution de mitigation de la CSC, car il permet d'introduire des contraintes de compression. Cela pourrait réduire le risque d'apparition et de propagation des défauts.

Objectif de la thèse

L'objectif de ce travail de thèse est de contribuer à l'amélioration de la compréhension des phénomènes physiques mis en jeu lors d'une réparation de type « Affouillement–Soudage-Parachèvement » de surface (ici le billage ultrasonore) sur un alliage à base Nickel. A terme on souhaite disposer d'outils numériques prédictifs et qualitatifs d'évaluation des contraintes résiduelles à l'issue de la mise en œuvre de ces procédés de réparation.

Pour ce faire, les procédés de soudage et de billage ont été modélisés numériquement. D'abord de façons découplées puis enchaînées. Différentes modélisations numériques de ces procédés ont été évaluées, le produit de la simulation du soudage servant de donnée d'entrée au modèle simulant les impacts du billage.

A chaque étape, l'approche numérique a été validée par des essais physiques réalisés en suivant une démarche expérimentale dont les observations sont rapportées.

Structure du mémoire

Le premier chapitre de ce mémoire présente en revue bibliographique l'ensemble des problématiques de ce type de réparation. Nous inventorions les dernières références traitant du matériau et de ses caractéristiques utiles à ce travail, son dommage préférentiel est exposé, ainsi que la démarche conduisant à la mise en œuvre des procédés de réparation et de parachèvement. Nous présentons ensuite le principe et les méthodes de mesure des contraintes résiduelles ainsi que la description des mécanismes les engendrant pour chaque procédé. Les méthodes de simulations numériques des procédés de soudage multi-passes et de billage ultrasonore sont ensuite décrites et illustrées des dernières références. Enfin et plus précisément, nous nous attachons à recenser, comparer et analyser les performances des différentes techniques et modèles existants qui permettent de simuler des impacts.

Le deuxième chapitre du mémoire est consacré à l'étude expérimentale du billage ultrasonore. L'objectif est de mettre en évidence les paramètres ayant un effet sur les contraintes résiduelles et d'identifier les paramètres les plus influents à prendre en compte lors de la modélisation de ce procédé. Après avoir défini les paramètres fixes et variables, les essais de type « Almen » sont réalisés sur des éprouvettes en Inconel 600 et en acier 316L. Différents types de mesures, notamment les distorsions et les contraintes résiduelles, sont effectués et analysés.

Dans le troisième chapitre, nous décrivons et nous utilisons une méthode de simulation numérique multi-impacts qui permet d'estimer le niveau de mise en compression obtenu sur un matériau métallique par billage ultrasonore. Cette modélisation mise en œuvre en retenant une hypothèse d'impact d'abord sur un massif semi-infini, s'appuie sur un Code Semi-Analytique développée par le Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Structures à l'INSA de Lyon. Enfin, nous proposons une stratégie permettant de prendre en compte le cas d'une structure mince, d'utiliser un code éléments finis, se basant notamment sur une technique de transfert de champs de déformations inélastiques.

Dans le quatrième chapitre, nous testons les modèles en simulant l'ensemble de la réparation. D'abord, une étude par simulation numérique, visant à déterminer les contraintes résiduelles générées par la soudure, est réalisée. Les résultats calculés par la méthode des éléments finis avec Code_Aster sont confrontés à la fois à ceux obtenus expérimentalement et à ceux obtenus numériquement sous SYSTUS/SYSWELD. Ces résultats servent ensuite de données d'entrée à la simulation numérique du billage ultrasonore. Ainsi, le chaînage des procédés de soudage et billage peut être mise en œuvre. Enfin, les simulations numériques corroborent les résultats obtenus expérimentalement.

Chapitre I - Base bibliographique sur l'ensemble de la problématique

Ce chapitre présente en revue bibliographique l'ensemble des problématiques de ce type de réparation.

Nous inventorions les dernières références utiles à cette thèse et traitons de l'alliage à base Nickel Inconel 600, de ses caractéristiques et de son dommage par Corrosion Sous Contrainte. La méthode de réparation est ensuite décrite en détaillant les procédés d'affouillement, de rechargement par soudage, et de parachèvement.

Nous présentons ensuite le principe et les méthodes de mesure des contraintes résiduelles ainsi que la description des mécanismes les engendrant, pour chaque procédé. Nous nous attardons sur la diffraction par rayons X que nous avons utilisé dans le cadre de ce travail.

Les méthodes de simulation numériques des procédés de soudage multi-passes et de billage ultrasonore sont ensuite décrites et illustrées des dernières références.

Enfin et plus précisément, nous nous attachons à recenser, comparer et analyser les performances des différentes techniques et modèles existants qui permettent de simuler des impacts du billage ultrasonore afin de mettre en évidence leur avantages et limitations.

I.1. Matériau : alliage à base Nickel	7
I.2. Dommages de Corrosion Sous Contrainte	9
I.3. Procédés de réparation	11
I.3.1. Affouillement.....	11
I.3.2. Soudage.....	11
I.4. Procédés de parachèvement	12
I.4.1. Principe.....	12
I.4.2. Techniques.....	13
I.4.2.1. Grenailage classique.....	13
I.4.2.2. Choc laser.....	13
I.4.2.3. Water jet peening.....	14
I.4.2.4. Billage par ultrasons.....	15
I.4.3. Comparaison des différentes techniques.....	15
I.5. Contraintes résiduelles	18
I.5.1. Définition.....	18
I.5.2. Origine due aux procédés de réparation.....	19
I.5.2.1. Soudage.....	19
I.5.2.2. Billage ultrasonore.....	20
I.5.3. Mesure des contraintes résiduelles.....	21
I.5.3.1. Principe de la méthode de diffraction des rayons X.....	21
I.5.3.2. Loi de Bragg.....	22
I.5.3.3. Méthode de $\sin^2\psi$	23
I.6. Modélisation numérique des procédés étudiés	25
I.6.1. Simulation numérique du soudage multi-passes.....	25
I.6.1.1. Phénomènes physiques impliqués.....	25
I.6.1.2. Modélisation thermique.....	25
I.6.1.3. Modélisation mécanique.....	26
I.6.2. Simulation numérique de l'effet dû au procédé de billage ultrasonore.....	27
I.6.2.1. Du modèle analytique au modèle numérique.....	27
I.6.2.1.a. Méthode analytique.....	27
I.6.2.1.b. Méthode semi-analytique.....	27
I.6.2.1.c. Méthode éléments finis.....	27
I.6.2.2. Approche mono-impact.....	28
I.6.2.2.a. Modèle 2D mono-impact axisymétrique.....	28
I.6.2.2.b. Modèle 3D mono-impact avec symétrie(s) latérale(s).....	29
I.6.2.3. Approche multi-impacts.....	30
I.6.2.3.a. Modèle 3D multi-impacts avec symétries.....	30
I.6.2.3.b. Modèle 3D multi-impacts sans symétrie.....	31
I.6.2.4. Comparaison des différents modèles.....	32
I.7. Bilan bibliographique	35

I.1. Matériau : alliage à base Nickel

Les alliages à base Nickel sont des superalliages ayant une bonne tenue mécanique et résistance à la corrosion à haute température. Ces alliages sont généralement connus sous le nom « INCONEL®alliages », une marque déposée par la société « Spécial Metals Corporation », qui désigne différents alliages à base Nickel. Cette marque est utilisée comme préfixe pour environ 25 alliages, les plus couramment utilisés étant l'Inconel 600, 690, 718, X750 et 182, dont les compositions chimiques en pourcentage en masse sont rappelées dans le Tableau I. 1.

	Inconel 600	Inconel 690	Inconel 718	Inconel X750	Inconel 182
Ni	72,0 min	58,0 min	50,0-55,0	70,0 min	59,0 min
Cr	14,0-17,0	27,0-31,0	17,0-21,0	14,0-17,0	13,0-17,0
Fe	6,0-10,0	7,0-11,0	15,0-20,0	5,0-9,0	6,0-10,0
Mn	1,0 max	0,5 max	0,35 max	1,0 max	5,0-9,5
C	0,15 max	0,05 max	0,08 max	0,08 max	0,1 max
S	0,015 max	0,015 max	0,015 max	0,01 max	0,015 max
Si	0,5 max	0,5 max	0,35 max	0,5 max	1,0 max
Cu	0,5 max	0,5 max	0,3 max	0,5 max	0,5 max
Co			1,0 max	1,0 max	
P			0,015 max		0,03 max
Ti			0,65-1,15	2,25-2,75	1,0 max
Al				0,4-1,0	
Mo			2,8-3,3		
Nb			4,75-5,5	0,7-1,2	1,0-2,5
B			0,06 max		

Tableau I. 1 – Composition chimique de l'Inconel 600, 625, 718, X750 et 182, % en masse [SMC]

La présence d'une haute teneur en Nickel donne une meilleure résistance à la corrosion. Le Chrome confère une meilleure résistance à l'usure et à la corrosion. L'ajout de Silicium permet d'une augmentation de la limite élastique. La teneur en Molybdène augmente la résistance à l'usure et à la chaleur. Selon la composition chimique, les propriétés mécaniques de la famille d'Inconel peuvent être très différentes.

Dans le cadre de cette thèse, nous nous intéressons particulièrement à l'Inconel 600 qui possède des propriétés thermomécaniques comparables à celles des aciers inoxydables. A 20°C, sa masse volumique est de 8250 kg/m³. En termes de métallurgie, les alliages à base Nickel ne subissent pas de transformations de phases à haute température et restent toujours à l'état austénitique.

L'Inconel 600 a été largement utilisé lors de la fabrication de composants des centrales nucléaires à eau pressurisée ou bouillante. En France, c'est le matériau constitutif de

certaines tubes de générateur de vapeur, des tubes de pénétrations de couvercles et de fonds de cuve et de certaines plaques. Un de ses dérivés, l'Inconel 182, sert de matériau d'apport dans certaines jonctions soudées.

Les caractéristiques thermomécaniques de l'Inconel 600 sont recueillis dans **[DUPAS 94]** **[SMC]**. Les données diffèrent selon la coulée. De plus, les valeurs à haute température sont souvent extrapolées. Pour l'Inconel 182, les données sont rarement disponibles dans la littérature.

Dans ce travail, nous retenons les données en annexe de **[GUILLARD 08]** comme point d'entrée pour la simulation numérique de soudage présentée au chapitre IV (§ IV.1). Une autre loi de comportement de l'Inconel 600 a été identifiée à température ambiante dans le cas de billage ultrasonore (cf. §III.2.4).

I.2. Dommage de Corrosion Sous Contrainte

La fissuration par Corrosion Sous Contrainte (CSC) est le talon d'Achille de ce matériau. La première manifestation de la sensibilité de cet alliage à la CSC a été observée en laboratoire et décrite en 1959 ([CORIOU 59]) puis apparue en exploitation en 1969 sur un tube de GV à Obrigheim en Allemagne.

La CSC est un dommage qui résulte de l'action simultanée d'un milieu agressif à l'égard d'un matériau susceptible soumis à un état de traction mécanique (Figure I. 1). Ce phénomène se manifeste par l'apparition de fissures à la surface du matériau.

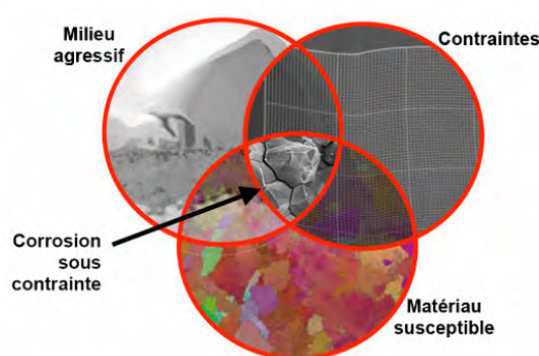


Figure I. 1 – Symbolisation des facteurs gouvernant la corrosion sous contrainte

Sur le Parc Nucléaire français, les premiers cas de fissuration en service sont apparus en 1970 sur des tubes de générateurs de vapeur.

Malgré de nombreuses études [BLANCHET 75] [REBAK 96], les mécanismes d'amorçage et de propagation des fissures de CSC en milieu primaire restent controversés et incompris particulièrement à l'échelle microscopique. Les valeurs communément admises pour le seuil de déclenchement de la CSC sont estimées respectivement à une contrainte de 250 MPa pour l'Inconel 600 et à 350 MPa pour l'Inconel 182, métal d'apport de l'Inconel 600 lors du soudage [FAURE 02].

Pour lutter contre les risques de CSC, il suffit de supprimer un pied du trépied (Figure I. 1) pour éviter le dommage :

- **pour le matériau**, le remplacement du matériau sensible par un autre matériau peu sensible à la CSC permet de diminuer les risques. Cependant, certaines zones en Inconel ne sont que très difficilement remplaçables. [DELABROUILLE 04] a montré l'influence de la teneur en chrome sur la corrosion sous contrainte pour les alliages à base Nickel. Il résulte de son étude que la sensibilité à la CSC diminue avec l'augmentation de la teneur en chrome de l'alliage jusqu'à ce que cette dernière

atteigne 25%. Une autre possibilité de protéger le matériau consiste à appliquer une couche superficielle de passivation afin de l'isoler du milieu corrosif ;

- **pour l'environnement**, l'injection de zinc dans le circuit primaire permet de diminuer les débits de dose des surfaces en contact avec l'eau primaire [CATTANT 09]. Elle est d'autant plus efficace qu'elle est pratiquée tôt dans la vie de l'installation. En revanche, l'efficacité de l'injection de zinc n'est pas immédiate, il faut une durée très longue avant que des gains réels puissent être escomptés, ce qui peut prendre plusieurs années ;
- **pour la contrainte**, le traitement thermique de détensionnement retarde l'échéance de fissuration en relaxant les contraintes de traction. Bien plus souvent, ce sont les procédés de parachèvement, relativement plus efficaces, qui sont appliqués sur les zones sensibles dans le but d'introduire des contraintes de compression en surface et en sous couche afin de diminuer les risques (voir §1.4).

I.3. Procédés de réparation

Pour supprimer un défaut d'intégrité dans un matériau et remettre en service un composant réparé, nous pouvons procéder en deux temps :

- excavation de la matière hétérogène et création d'un affouillement par usinage ;
- reconstruction de la géométrie originale par rechargement par soudage.

Cette méthode se décompose en 3 phases distinctes comme schématisées Figure I. 2.

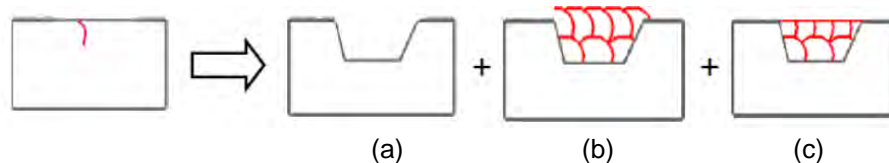


Figure I. 2 - Processus de réparation d'une pièce fissurée, (b) affouillement, (c) rechargement par soudage multi-passes, (d) surfacage

I.3.1. Affouillement

La première étape consiste à extraire la matière, par fraisage, meulage, voire perçage dans certains cas, dans la zone englobant le défaut. Parmi ces techniques, retenons l'usinage à grande vitesse et l'usinage laser [JARDIN 08], comme techniques robotisées intéressantes car elles présentent toutes les deux l'avantage de minimiser les niveaux de contraintes résiduelles de traction laissées en surface par l'outil ou le procédé. La géométrie de la fouille à pratiquer doit être définie en tenant compte de l'accessibilité de la torche de soudage, d'une part et d'autre part, de façon à limiter l'apparition de nouvelles zones de concentration de contraintes : la géométrie de ce type de fouille est codifiée en termes de pentes et congés de raccordement.

I.3.2. Soudage

La deuxième étape consiste à recharger la fouille par dépôt de cordons de soudure, en empilant plusieurs cordons (soudage multi-passes). L'ordre du dépôt est défini de manière à faciliter l'accès de la torche de soudage souvent portée par un bras robotisé, et aussi à apporter sur les cordons déjà déposés suffisamment de chaleur (technique de soudage en « Temper Bead »). Cependant, cette opération génère toujours des contraintes résiduelles de traction, dues au fait des phénomènes thermomécaniques liés au procédé de soudage : grande variation de température sur un temps très court, dilatation et contraction du cordon de soudure, etc.

La troisième étape consiste en un traitement de surface final afin de remettre en conformité la pièce ainsi réparée avec sa géométrie d'origine.

I.4. Procédés de parachèvement

I.4.1. Principe

Comme nous l'avons vu précédemment, la zone sensible d'une pièce réparée par cette méthode d'affouillement puis rechargement par soudage est très souvent située en surface, sur la soudure. Du fait des tensions résiduelles en surface qui ne peuvent être totalement éliminées par un traitement thermique de détensionnement (TTD) approprié, la réparation peut devenir un lieu privilégié pour l'amorçage des fissures, en fatigue, en CSC, ...

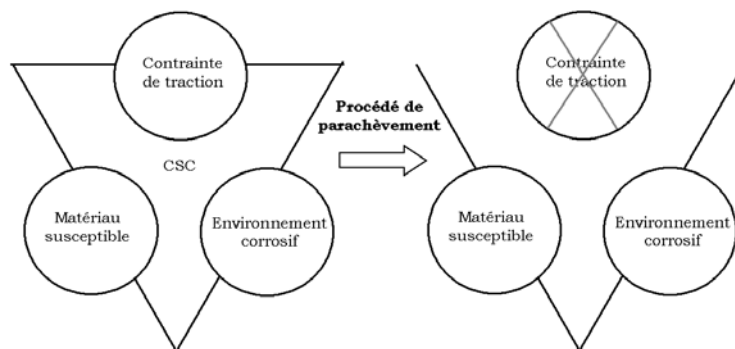


Figure I. 3 – Intérêt des procédés de parachèvement

Pour remédier ce problème, des procédés de parachèvement sont fréquemment utilisés. Ces procédés consistent à introduire en surface du matériau, sur une faible épaisseur, par des moyens mécaniques, des contraintes de compression. Celles-ci permettent de limiter l'amorçage et la propagation de nouvelles fissures. Par conséquent, les caractéristiques du matériau sont localement renforcées. C'est là tout l'intérêt de créer en surface du matériau cette couche de quelques millimètres en compression.

Ces traitements de parachèvement modifient essentiellement (i) l'état de surface par l'écrasement du matériau, (ii) les contraintes résiduelles par une déformation plastique entre la surface et la sous couche du matériau et (iii) l'état microstructural par un écrouissage ou par une transformation de phases métallurgiques du matériau traité. Ces modifications vont non seulement augmenter les propriétés de matériaux vis à vis de la CSC, mais encore contribuer à améliorer la tenue en fatigue du matériau [LIEURADE 05] [MOLZEN 00] [FLAVENOT 84].

Les techniques de mise en œuvre des procédés de parachèvement les plus couramment utilisées permettent de créer mécaniquement des contraintes de compression :

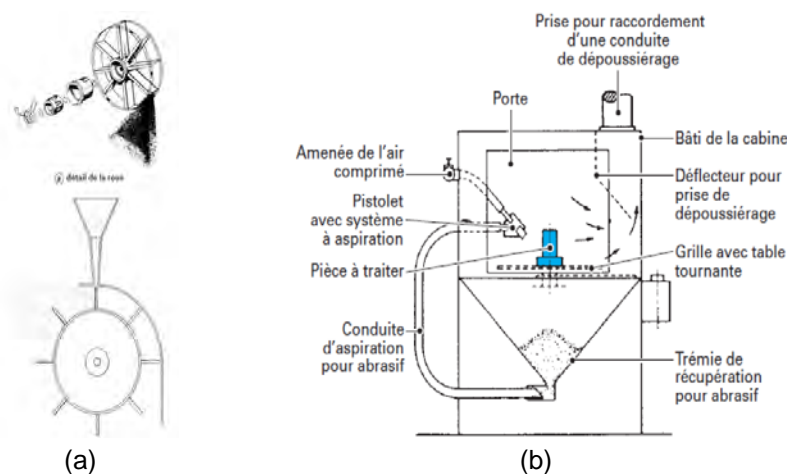
- en utilisant les outils intermédiaires tels que le marteau, les aiguilles qui frappent, pour le martelage ;
- en appuyant fortement sur une bille dure et en la faisant rouler, pour le galetage ;
- en envoyant des projectiles à grande vitesse sur la surface à traiter. Certains traitements projettent les impacteurs solides par voie mécanique : grenailage, billage ultrasonore. D'autres techniques, en eau, soumettent la surface du matériau à une

onde de pression générée par l'implosion de bulles de cavitation : choc laser, water jet peening.

I.4.2. Techniques

I.4.2.1. Grenailage classique

Le grenailage classique de précontrainte est un procédé de traitement à froid qui consiste à bombarder massivement une pièce métallique par des grenailles d'une dureté élevée. La source de l'énergie provient soit d'une force centrifuge (machine à turbine), soit d'un flux gazeux (machine à air comprimé) comme schématisée sur la Figure I. 4.



Les principaux paramètres opérationnels du traitement sont les suivants :

- taille, nature, forme et comportement mécanique des grenailles ;
- vitesse, angle d'incidence ;
- temps de traitement ;
- température de la pièce pendant le traitement.

La machine à turbine est généralement utilisée pour les pièces de petite taille. Elle est souvent équipée d'un système convoyant les pièces sous le jet de grenailles afin de les traiter en continu. La machine à air comprimé est plutôt utilisée pour des pièces de taille relativement importante.

I.4.2.2. Choc laser

Le choc laser est un traitement de surface mécanique permettant d'introduire des contraintes résiduelles de compression tout en conservant un état de surface proche de l'initial. Il engendre la propagation d'une onde de choc provoquée par une impulsion laser très puissante (Figure I. 5).

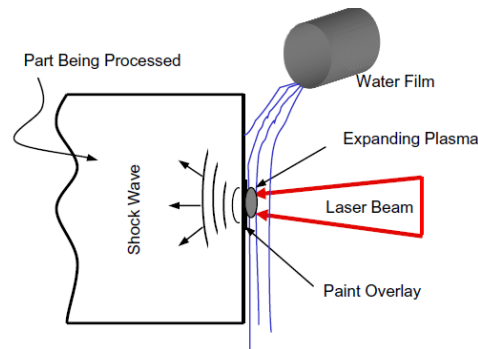


Figure 1. 5 – Principe de fonctionnement de choc laser [WARREN 08]

Les paramètres à prendre en compte pour le traitement par chocs laser sont les suivants :

- nature du matériau de base à traiter ;
- mode de confinement ;
- durée du traitement ;
- densité énergétique du traitement ;
- nombre de tirs et mode de recouvrement des tirs.

Le choc laser a été initialement proposé par les chercheurs de la société Batelle aux Etats-Unis en 1965 sans connaître un succès industriel à cause de la faible cadence de tirs et du mauvais rendement économique. Depuis quelques années, ce traitement a connu un nouvel essor grâce à de nouveaux développements passant par la modélisation numérique, qui permettent une meilleure compréhension des phénomènes physiques mis en jeu et leur optimisation [CHAIEB 04] [SINGH 09].

1.4.2.3. Water jet peening

Cette technique, relativement plus récente, consiste à produire, sous eau, un jet d'eau à haute pression générant des bulles de cavitation. Leur implosion crée une onde de pression, qui, en impactant la surface, va introduire des contraintes de compression. La profondeur de la zone impactée est généralement de l'ordre du millimètre. La dureté en surface augmente faiblement. L'avantage de cette technique est qu'elle permet de traiter des zones difficiles d'accès, comme par exemple à l'intérieur d'un tube.

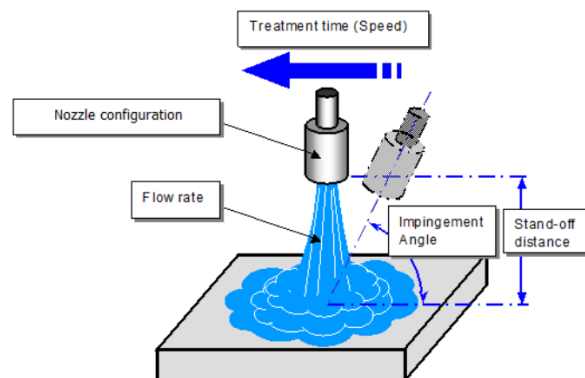


Figure I. 6 – Principe de fonctionnement du WJP

Les principaux paramètres du procédé sont :

- diamètre de la buse ;
- distance entre la buse et la surface à traiter ;
- pression du jet d'eau ;
- angle d'incidence ;
- temps de traitement.

Cette technique a été initialement développée par Hitachi pour mitiger les zones en Inconel des BWR. Mitsubishi l'utilise sous licence Hitachi pour traiter les PWR. Elle repose sur le même principe que le traitement par laser (cavitation), mais reste moins dispendieuse et ne forme pas d'oxyde sur les surfaces traitées. Elle est maintenant appliquée dans différents secteurs comme la construction aéronautique, le Génie Civil ainsi que dans le domaine nucléaire et notamment par des sociétés japonaises **[MOCHIZUKI 93]** **[YOSHIMURA 04]** **[HIRANO 97]**.

1.4.2.4. Billage par ultrasons

Le billage par ultrasons encore appelé Micro Billage US, ou billage ultrasonore fait partie de la famille des techniques de parachèvement de type « grenailage de précontrainte ». Au lieu d'utiliser un jet d'air ou une force centrifuge comme pour propulser les particules de grenailles, ici de petites billes calibrées sont mises en mouvement au moyen d'un ensemble acoustique, appelé sonotrode, qui correspond à un ensemble piézo-électrique dont l'amplitude de vibration est multipliée. Les billes sont enfermées dans une enceinte étanche qui épouse la zone à traiter (voir Figure II. 1).

Les principaux paramètres du procédé qui permettent de faire varier l'intensité du billage US sont l'amplitude et la fréquence de la sonotrode. La sonotrode vibre entre 20 et 70 kHz. L'amplitude des vibrations peut varier de 10 à 200 microns. Le traitement est homogène, car les billes frappent la pièce de façon aléatoire, sous des angles d'incidence multiples. Ce procédé permet d'associer gradient de contraintes élevé et excellent état de surface **[PILE 05]** **[SONATS]**.

Cette technique a été inventée en U.R.S.S. par A.V. Koulemine en 1980. Elle a été initialement utilisée dans le domaine aéronautique et nucléaire. En France, elle a été introduite par la société Teknoson, depuis 1992.

1.4.3. Comparaison des différentes techniques

Si nous comparons les techniques de parachèvement évoquées ci-dessus, nous pouvons tirer les conclusions suivantes :

- **Le grenailage classique** est certainement le traitement le plus utilisé en raison de sa simplicité pour traiter tout type de pièces métalliques quelles que soient leurs géométries. Son principal inconvénient est qu'il laisse une rugosité superficielle non négligeable. En effet, plus l'intensité du traitement est importante, plus la profondeur de mise en compression est grande mais plus la rugosité superficielle est importante. Cet état de surface rugueux a un effet négatif vis-à-vis de la tenue en fatigue. Dans certains cas critiques, les effets bénéfiques des contraintes résiduelles de compression peuvent être effacés par la détérioration de l'état de surface qui, par effet de type « entaille » peut devenir le siège d'amorçage de défaut.
- **Le choc laser** est un nouveau traitement qui suscite de plus en plus d'intérêt grâce aux nouvelles applications dans le secteur aéronautique, notamment sur les aubes de turbines. En effet, grâce à de nouvelles machines à grande cadence et souvent à miroirs, son application industrielle devient intéressante et possible. Mais comparé aux autres techniques, le coût des équipements laser est bien plus cher.
- **Le water jet peening** est une technologie relativement récente. Son intérêt a été démontré par les chercheurs japonais et reconnu internationalement. Cependant, peu d'études sont disponibles dans la littérature, portant sur l'ajustement et la maîtrise des différents paramètres du procédé qui pourraient conduire à une création « maîtrisée » des contraintes de compression, en fonction des différentes natures de matériaux.
- **Le billage ultrasonore** est souvent vu comme une technologie complémentaire du grenailage classique. Car le grenailage classique garde tout son intérêt dans le cas où les pièces seraient importantes ou en grande série. L'avantage du billage ultrasonore comparé au grenailage classique est la faible rugosité de l'état de surface final, due aux billes calibrées et de bonne qualité. Alors que le grenailage classique utilise des dizaines de kilogrammes de projectiles aux formes variées et anguleuses, le procédé à ultrasons nécessite de ne mettre en mouvement que quelques grammes de billes, de meilleure qualité et qui restent confinées dans l'enceinte. Grâce à cette réduction de la quantité de projectiles, le coût de mise en œuvre est par conséquent également réduit.

Le Tableau I. 2 récapitule sommairement les caractéristiques mécaniques de ces procédés de parachèvement, tels que le niveau de mise en compression atteint, la profondeur affectée, la rugosité et l'écrouissage généré. Les valeurs sont données à titre d'indicatif.

	Grenaillage classique	Choc Laser	Water jet peening	Billage ultrasonore
Niveau de mise en compression [MPa]	-600	-400 à -500	- 500	-300 à -400
Profondeur affectée [mm]	0,1 à 1	0,8 à 2,5	1,2	0,1 à 1
Rugosité en surface	++++	+ (même niveau par rapport à un usinage fin)	++	+++
Ecrouissage superficiel	++	+	+	++
Coût et niveau de complexité de mise en œuvre	+	++	+	+

Tableau I. 2 – Comparaison des techniques de parachèvement

I.5. Contraintes résiduelles

Nous avons vu que les contraintes résiduelles de traction résultantes du soudage, en surface d'une pièce réparée sont néfastes vis-à-vis du phénomène de corrosion sous contrainte. Par la suite le procédé de parachèvement engendre une redistribution des contraintes qui va influencer le comportement de la pièce en corrosion, voire en fatigue. Plus précisément, la question est : comment vont évoluer les contraintes résiduelles à l'issue de chaque procédé ?

Dans ce paragraphe, nous nous proposons de présenter les différents ordres de grandeur des contraintes résiduelles, les origines de leur formation, ainsi que la technique de mesure par diffraction des rayons X.

I.5.1. Définition

En général, on définit les contraintes résiduelles comme étant les contraintes qui subsistent dans une pièce métallique sur laquelle aucun effort extérieur n'est exercé. Ces efforts internes sont en équilibre dans l'ensemble du volume constitutif du solide.

Des contraintes résiduelles existent dans pratiquement tous les matériaux métalliques dès leur fabrication. Car tout procédé de fabrication apporte un nouvel état de contraintes résiduelles y compris un traitement thermique de détensionnement (TTD). Ces contraintes existent dans la matière à différents niveaux. On en distingue en général trois qui dépendent de l'échelle à laquelle on les observe :

- **Contraintes résiduelles du 1^{er} ordre** : Les contraintes résiduelles d'ordre I, ou macroscopiques, sont homogènes sur un très grand nombre de grains dans le matériau, à une échelle de quelques centaines de microns à quelques millimètres. Ces contraintes sont nulles en moyenne globalement si la pièce est en équilibre. Elles sont mesurables à l'aide de différentes techniques comme par exemple les jauges de déformation, la diffraction neutronique ou la diffraction des rayons X ;
- **Contraintes résiduelles du 2^{ème} ordre** : Les contraintes résiduelles d'ordre II, ou mésoscopiques, sont homogènes sur un plus petit domaine du matériau, à l'échelle d'un grain (quelques dizaines de microns). Elles sont dues à l'hétérogénéité et à l'anisotropie de chaque grain dans un matériau polycristallin. Lors d'une sollicitation mécanique (traction uniforme d'une éprouvette lisse par exemple), certains grains orientés favorablement atteindront avant d'autres la limite d'écoulement, ce qui provoquera une hétérogénéité du comportement lorsque la charge sera supprimée. Les retours élastiques se feront donc différemment et plus ou moins librement suivant les grains, ce qui conduira ceux-ci dans des états de contraintes résiduelles, dites de 2^{ème} ordre, non nulles. Cependant, la moyenne de ces contraintes, c'est-à-dire la résultante générale suivant l'axe de traction, sera nulle à la fin de l'essai (contrainte résiduelle du 1^{er} ordre). Il est montré que ce type de contraintes pourrait également être mesuré par diffraction des rayons X [HUANG 07] ;

- **Contraintes résiduelles du 3^{ème} ordre** : Les contraintes d'ordre III, ou microscopiques, sont homogènes à une échelle encore plus fine (quelques dizaines de nanomètres). Elles sont dues aux discontinuités à l'intérieur des grains telles que les dislocations, les lacunes, ou les macles, ...

Dans le cas des matériaux métalliques, l'état de contrainte est représenté par la contrainte résiduelle qui résulte de la superposition des contraintes d'ordre I, II et III. Du point de vue mécanique, les contraintes d'ordre I sont celles qui sont plus facilement accessibles par les mesures. Les contraintes d'ordre II sont également importantes car elles donnent une indication sur l'état d'érouissage et d'endommagement du matériau.

I.5.2. Origine due aux procédés de réparation

I.5.2.1. Soudage

Après le dépôt des cordons de soudure, les contraintes résiduelles macroscopiques qui apparaissent ont pour origine des phénomènes thermiques, mécaniques ou métallurgiques.

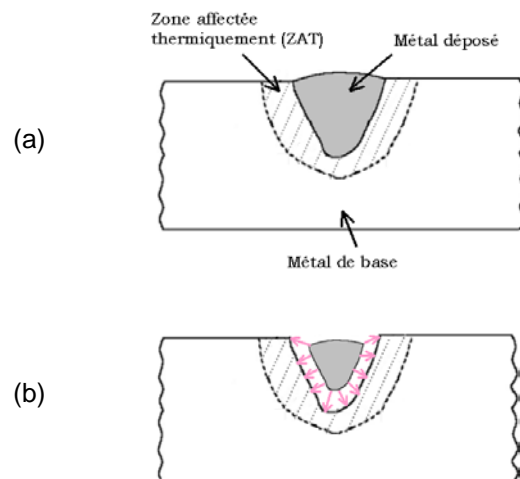


Figure I. 7 – Un cordon de soudure déposé (a) avant et (b) après le refroidissement complet

Les gradients thermiques très localisés, mis en œuvre lors de l'opération de soudage, engendrent des dilatations locales à proximité de la zone fondue (Figure I. 7 (a)) ayant pour conséquences l'apparition de champs de déformations et de contraintes non uniformes. Ces contraintes résiduelles sont appelées contraintes **thermiques** et elles disparaissent après refroidissement.

Le deuxième mécanisme conduisant à la création de contraintes résiduelles est d'ordre **mécanique**. Il s'agit des contraintes résiduelles causées par les déformations plastiques après le refroidissement complet du métal de base et des soudures. En effet, lors du rechargement d'une fouille par soudage multi-passes, les cordons de soudure sont déposés

sur le métal de base, un par un, puis couche par couche. L'alternance des cycles de réchauffement et de refroidissement dans la zone affectée thermiquement (ZAT) du matériau est responsable de la génération de déformations plastiques inhomogènes. Au cours des cycles de chargement thermique, la ZAT se rétracte lorsqu'elle se refroidit (Figure I. 7 (b)). En conséquence à la fin du refroidissement complet, les contraintes résiduelles de traction sont générées dans le volume à proximité du bain de fusion. Elles montent au fur à mesure vers la surface tout au long du remplissage de la fouille.

Le troisième mécanisme produisant les contraintes résiduelles est d'ordre **métallurgique**. Les changements de phases métallurgiques lors de la solidification et de la recristallisation du bain de fusion donnent également naissance à des contraintes résiduelles lors du cycle de chauffage et de refroidissement. Ce phénomène n'intervient pas lors de la solidification des alliages à base Nickel.

L'ensemble des contraintes résiduelles produites par ces trois modes de formation peut être élevé au voisinage de la surface d'un composant réparé. Étant donné que le traitement thermique de détensionnement n'est pas envisageable lorsque ce dernier est de taille grande, le moyen de mitigation, tel que le billage ultrasonore, pourrait être mis en œuvre comme technique de mise en compression.

1.5.2.2. Billage ultrasonore

Pour le billage ultrasonore, comme pour le grenailage classique, deux mécanismes d'évolution des contraintes résiduelles existent, selon l'endroit où se situe la contrainte maximale de compression en fonction de l'épaisseur de la pièce traitée.

A cet effet, **[WOHLFART 84]** a proposé une explication de la création des contraintes résiduelles lors des impacts multiples à partir d'un double mécanisme comme schématisé dans la Figure I. 8.

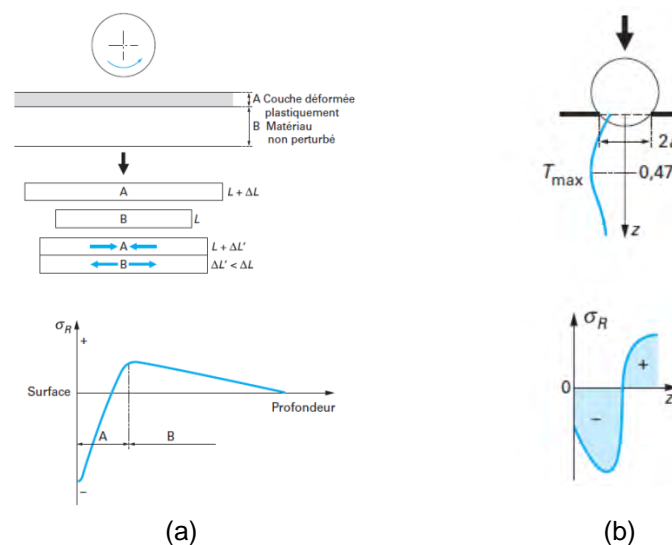


Figure I. 8 – Mécanismes de l'évolution des contraintes résiduelles lors des impacts multiples **[LU 06]**, (a) effet d'une elongation d'une couche superficielle, (b) effet d'une pression Hertzienne

Le premier mécanisme (Figure I. 8 (a)) consiste à un allongement plastique de la couche superficielle du massif traité. Cet allongement se produit sous l'action des forces tangentielles dues aux impacts des billes. Il résulte de ce mécanisme que les déformations plastiques les plus importantes peuvent être situées en surface si le coefficient de frottement est important. La valeur du maximum de la contrainte résiduelle de compression obtenue sera alors fonction du taux de déformation plastique.

Le second mécanisme (Figure I. 8 (b)) est lié à la pression de « Hertz » exercée par les billes au moment du choc, sous l'action des forces normales à la surface du matériau. La théorie de Hertz prévoit que le cisaillement maximal résultant de cette pression se situe à une profondeur proportionnelle au rayon de l'aire de contact élastique qui est exprimé par l'équation I. 1 (pour un coefficient de Poisson $\nu=0,3$).

$$Z = 0,47a \quad I. 1$$

Lors d'un traitement de billage, ce double mécanisme a un effet combiné. Si la pression Hertzienne exercée par la bille est suffisamment importante, alors le maximum de contrainte de compression sera observé en profondeur, malgré l'écrasement de la couche superficielle par des billes. Dans le cas contraire, la contrainte maximale de compression sera en surface. Du point de vue phénoménologique, les contraintes résiduelles sont généralement maximales en surface pour les matériaux de faibles caractéristiques mécaniques et maximales en sous couche pour les matériaux relativement plus durs.

1.5.3. Mesure des contraintes résiduelles

1.5.3.1. Principe de la méthode de diffraction des rayons X

La détermination des contraintes résiduelles par diffraction des rayons X (DRX) est sans doute la technique la plus répandue. Elle est basée sur la loi de Bragg et sur la variation des distances inter-réticulaires d'une famille de plans cristallins. En effet, un matériau métallique est formé d'une multitude de grains dont la taille varie de quelques dixièmes à quelques centaines de microns. Chaque grain est un monocristal constitué d'un empilement régulier d'atomes métalliques dont la cohésion est due à des attractions interatomiques. Cet empilement peut être décrit par des ensembles de plans cristallins définis par une distance d_{hkl} qui dépend des indices de Miller (Figure I. 9 (a)). Cette distance d_{hkl} est mesurable sur les grains diffractant (Figure I. 9 (b)) par la diffraction des rayons X grâce à la loi de Bragg.

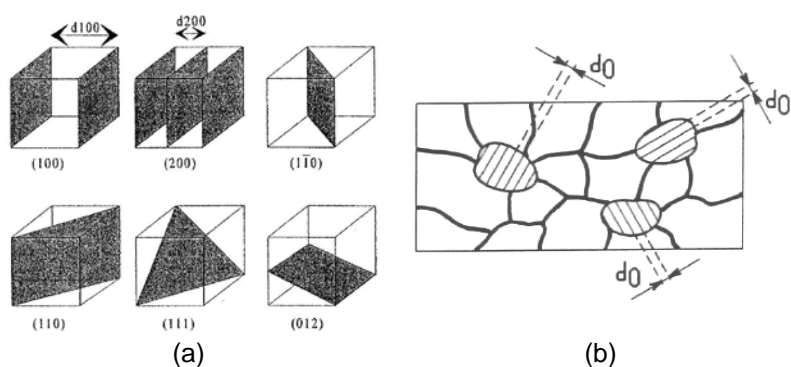


Figure I. 9 – (a) Indice Miller, (b) Grains diffractant

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. En effet, la pénétration du faisceau est de l'ordre de quelques microns pour les matériaux industriels polycristallins dans les conditions de laboratoire. La surface irradiée est souvent de l'ordre de 1 mm². En outre, elle permet de mesurer les contraintes dans des pièces en présence d'une courbe, c'est le cas d'une plaque mince après le traitement de type billage US. L'utilisation de l'électro polissage permet des mesures en profondeur, mais fait perdre à la mesure son statut « non destructive ».

1.5.3.2. Loi de Bragg

La détermination des contraintes résiduelles macroscopiques repose sur la mesure des déformations élastiques du réseau cristallin à partir des déplacements des pics de diffraction, θ , par rapport à ceux du matériau non contraint, θ_0 (Figure I. 10). Les déformations du réseau cristallin sont liées aux angles de diffraction par la relation de Bragg définie comme suit :

$$n\lambda = 2d_0 \sin \theta_0 \quad 1.2$$

où n est un nombre entier, λ est la longueur d'onde du rayon X, d représente la distance entre les plans atomiques et θ l'angle d'incidence.

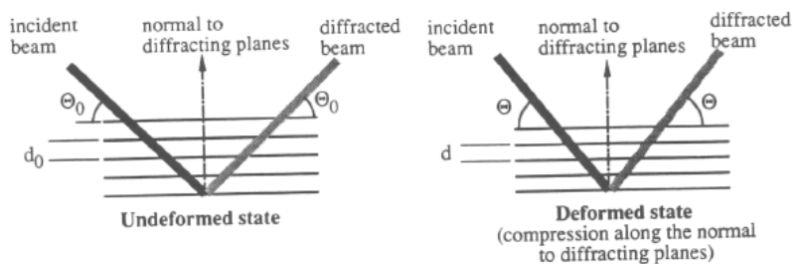


Figure I. 10 – Variation des distances inter-réticulaires sous l'application d'une contrainte de compression [LU 96]

Sous la sollicitation d'une contrainte de compression, l'espace inter-réticulaire peut être exprimé par :

$$d = d_0 + \Delta d \quad 1.3$$

L'élongation ε dans le réseau est donnée par :

$$\varepsilon = \frac{d - d_0}{d_0} \quad 1.4$$

En appliquant la loi de Bragg, il vient :

$$\varepsilon = \frac{\sin \theta_0}{\sin \theta} - 1 \quad 1.5$$

Il est à noter que la mesure des déformations est d'autant plus précise que l'angle d'incidence est grand. Il est donc nécessaire de travailler aux plus grands angles afin d'avoir une meilleure sensibilité de mesure.

1.5.3.3. Méthode de $\sin^2\psi$

Dans les années 1960, une des méthodes d'analyse des contraintes par diffraction des rayons X, dite « relation des $\sin^2\psi$ », est devenue en pratique la méthode standard. Cette méthode relie la déformation mesurée suivant une direction $\phi\psi$ à la variable $\sin^2\psi$, ψ étant l'angle entre la normale à l'échantillon et la bissectrice du faisceau incident et du faisceau diffracté (Figure I. 11).

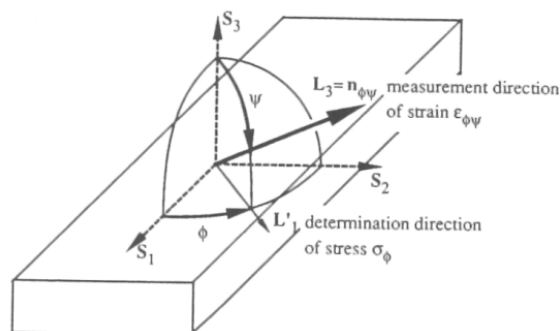


Figure I. 11 – Axes principaux des contraintes et des déformations [LU 96]

Dans le cas d'un état triaxial de contrainte, la relation entre les contraintes et les déformations s'écrit d'une manière générale :

$$\varepsilon_{\phi\psi} = \frac{1+\nu}{E} (\sigma_{\phi} - \sigma_{33}) \sin^2\psi + \frac{1+\nu}{E} \sigma_{33} - \frac{\nu}{E} Tr\sigma + \frac{1+\nu}{E} \tau_{\phi} \sin 2\psi \quad I.6$$

L'évolution de la déformation $\varepsilon_{\phi\psi}$ en fonction de $\sin^2\psi$ est linéaire et sa pente est proportionnelle à la contrainte σ_{ϕ} que l'on cherche à déterminer. En toute rigueur, le domaine d'application de cette méthode est limité aux cas où les hypothèses nécessaires à la démonstration de la loi des $\sin^2\psi$ sont vérifiées, soit :

- les cristaux composant le matériau étudié doivent avoir un comportement élastique linéaire et isotrope ;
- la taille des grains doit être petite et les grains doivent être orientés de manière aléatoire ;
- les déformations et les contraintes doivent être homogènes dans l'ensemble du volume irradié par les rayons X ;
- la mesure est superficielle, ce qui implique un état de contraintes biaxial.

L'ensemble de la technique DRX présenté précédemment sera utilisé dans ce travail lors des mesures de contraintes résiduelles.

I.6. Modélisation numérique des procédés étudiés

I.6.1. Simulation numérique du soudage multi-passes

I.6.1.1. Phénomènes physiques impliqués

Lors d'une simulation numérique de soudage, les phénomènes physiques modélisés reproduisent la physique du procédé et traitent donc du comportement thermique, métallurgique et mécanique du matériau. Il est important de noter que ces domaines de la physique interviennent de façon couplée dans la Zone Affectée Thermiquement (ZAT).

La Figure I. 12 présente ces trois domaines et leurs interactions. Rappelons que, contrairement à d'autres matériaux, les alliages à base Nickel ne subissent pas de changement de phases métallurgiques à haute température. Ceci nous permet de modéliser cette Simulation Numérique du Soudage (SNS) de manière purement thermomécanique.

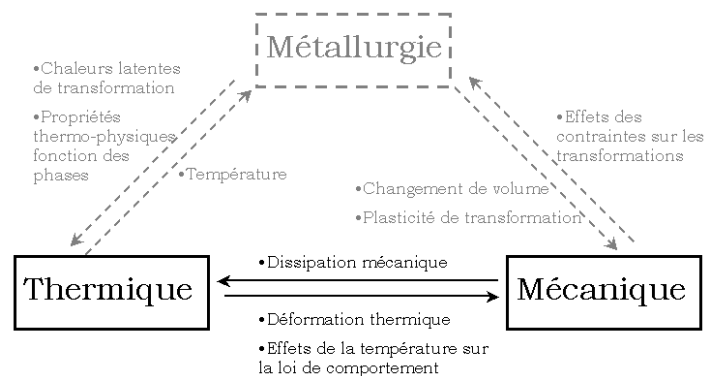


Figure I. 12 – Phénomènes impliqués dans la simulation du soudage [BERGHEAU 04]

Les effets thermiques fortement liés aux caractéristiques de matériaux en fonction de la température ont une influence importante sur la résolution du problème mécanique. En revanche, l'influence de la dissipation mécanique sur le calcul thermique est souvent négligée, car son effet est très faible devant la source de chaleur apportée à la phase de chauffage lors du dépôt de cordon.

I.6.1.2. Modélisation thermique

Le calcul de l'évolution thermique s'effectue par la résolution non linéaire de l'équation lagrangienne de la chaleur dans le volume du solide, qui s'écrit :

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} - \text{div}(\lambda \cdot \vec{\text{grad}}(T)) - Q = 0 \quad I. 7$$

où ρ est la masse volumique, C_p est la chaleur spécifique qui est définie par $C_p(T)=dH/dT$, T la température. λ est le tenseur symétrique des conductivités thermiques dont chaque composant λ_{ij} est éventuellement fonction de la température, qui donne l'influence d'un gradient thermique dans la direction j sur la densité de flux de chaleur dans la direction i . Q représente une source de chaleur volumique.

Les conditions aux limites thermiques sont caractérisées par des échanges convectifs de la pièce soudée et le rayonnement avec l'environnement qui s'écrit :

$$-\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = h(T - T_{air}) + \varepsilon \sigma (T^4 - T_{air}^4) \quad 1.8$$

où λ désigne la conductivité thermique, n la normale extérieure sortante, h le coefficient d'échange convectif, σ la constante de Stefan-Boltzman pris égal à $5,67.10^{-8} \text{ W.m}^{-2}.\text{K}^{-4}$, ε l'émissivité du matériau prise égale à 0,8, et T_{air} la température du milieu ambiant.

Dans le cas d'une structure épaisse, les valeurs du deuxième terme n'ont qu'une influence secondaire sur les calculs thermiques du fait qu'il est très faible devant le flux de chaleur par conduction dans la pièce provenant de l'apport de chaleur.

1.6.1.3. Modélisation mécanique

Compte tenu des caractéristiques des matériaux dépendant de la température et les conditions aux limites de type rayonnement, les problèmes mécaniques intervenant dans la simulation numérique de soudage sont des problèmes non linéaires. L'analyse mécanique repose sur la résolution des équations d'équilibre statique. Les forces d'inertie sont souvent négligées.

$$\overrightarrow{\text{div}}(\sigma) + \overrightarrow{f} = \overrightarrow{0} \quad 1.9$$

L'analyse doit tenir compte d'un certain nombre de phénomènes tels que la dilatation thermique, la dépendance des propriétés mécaniques à la température, les changements de volume d'origine métallurgique et la plasticité de transformation. Ce qui peut amener à une décomposition de la déformation totale de la manière suivante :

$$\underline{\underline{\varepsilon}}^{tot} = \underline{\underline{\varepsilon}}^e + \underline{\underline{\varepsilon}}^{th} + \underline{\underline{\varepsilon}}^p + \underline{\underline{\varepsilon}}^{vp} \quad 1.10$$

où

- $\underline{\underline{\varepsilon}}^e$ représente la déformation élastique qui est liée à la contrainte par la loi de Hooke ;
- $\underline{\underline{\varepsilon}}^{th}$ inclut la dilatation thermique et le changement de volume au cours d'une transformation de phase métallurgique ;

- $\underline{\underline{\varepsilon}}^p$ est la déformation plastique totale regroupant les effets dus à la plasticité classique et ceux dus à la plasticité de transformation ;
- $\underline{\underline{\varepsilon}}^{vp}$ est la déformation viscoplastique.

Vu que les alliages à base Nickel reste à l'état austénitique à toute température jusqu'à la fusion, aucune déformation d'origine métallurgique n'est prise en compte dans la modélisation. De même pour la déformation viscoplastique car [VINCENT 03] montre que la prise en compte de la viscoplasticité améliore sensiblement les résultats en termes de distorsion. Elle n'a en revanche que peu d'influence sur les contraintes résiduelles.

1.6.2. Simulation numérique de l'effet dû au procédé de billage ultrasonore

1.6.2.1. Du modèle analytique au modèle numérique

1.6.2.1.a. Méthode analytique

La distribution des contraintes résiduelles après un traitement de type grenailage a été d'abord étudiée par méthodes analytiques à travers de nombreux travaux [MEGUID 75] [NIKU-LARI 81] [AL-HASSANI 81] [LI 91]. Les formules proposées permettent de calculer les contraintes résiduelles en prenant en compte les caractéristiques dimensionnelles de la bille (rayon et vitesse de bille), ainsi que les caractéristiques physiques et mécaniques du massif (masse volumique, limite d'élasticité, module de Young et coefficient de Poisson).

Ces études ont montré la nécessité de la mise en place des formules ou des coefficients empiriques. Malgré ces limitations, ces approches ont permis d'approfondir le phénomène et d'aboutir à une meilleure compréhension des effets de mise en compression et de la répartition des contraintes résiduelles dans le massif impacté.

1.6.2.1.b. Méthode semi-analytique

La méthode semi-analytique est une méthode numérique qui consiste à discrétiser le problème global en problèmes élémentaires. Ensuite en sommant ces solutions analytiques élémentaires connues, on retrouve la solution du problème global.

L'utilisation de la méthode du gradient conjugué (méthode de résolution des équations) et de la transformé de Fourier rapide (technique accélératrice) permet de réduire considérablement les temps de calcul. Ce type de méthode pourrait aussi être appliqué aux phénomènes thermo-élasto-plastiques dans la résolution des problèmes de contact et d'impact. Voir §III.1 pour plus de détails.

1.6.2.1.c. Méthode des éléments finis

La modélisation par la simulation numérique du procédé de billage est apparue dans les années 1990, en dynamique, grâce aux avancées dans le domaine du matériel informatique

et dans celui des algorithmes de résolution. Depuis, la simulation numérique des impacts a fait l'objet de nombreux travaux, en complexité toujours croissante, qui va notamment du modèle 2D axisymétrique au modèle 3D, du mono-impact aux impacts multiples, et des positions de billes prédéfinies aux impacts aléatoires.

Dans ce qui suit, nous allons présenter les modèles les plus représentatifs recensés dans la littérature, ainsi qu'une comparaison de leurs avantages et limitations.

1.6.2.2. Approche mono-impact

1.6.2.2.a. Modèle 2D mono-impact axisymétrique

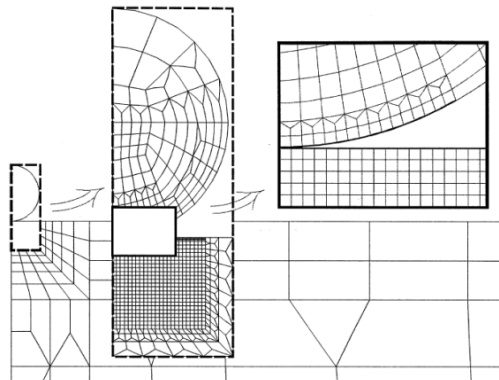


Figure 1. 13 – Modèles 2D mono-impact axisymétrique [SCHIFFNER 99]

[SCHIFFNER 99] a proposé un modèle axisymétrique afin d'étudier l'effet des différents paramètres du maillage tels que la vitesse et le diamètre de bille et les propriétés mécaniques du massif. Il a montré que l'enfoncement de la bille est une fonction linéaire de la vitesse indépendante du matériau du massif. Une autre analyse montre que la contrainte en surface a tendance à diminuer avec l'augmentation de la vitesse d'impact. Ceci est indépendant du diamètre de bille.

[HIRAI 05] a utilisé un modèle similaire pour étudier l'évolution de la taille et la forme de l'empreinte de contact, en fonction du diamètre, de la vitesse et des propriétés mécaniques de la bille. Les résultats montrent que la taille de l'empreinte augmente avec la vitesse et le diamètre de bille. Tandis que la limite élastique de la bille a un rôle important sur la forme de l'empreinte.

[ROUHAUD 05] a utilisé un modèle axisymétrique pour étudier l'effet du choix de la loi de comportement sur les contraintes résiduelles. Les calculs, réalisés avec trois niveaux d'érouissage différents (faible, important et fort), montrent une réduction considérable des contraintes résiduelles lorsque l'on prend en compte un érouissage cinématique.

En complément, [ROUQUETTE 09] s'est intéressé à l'effet thermique lors du choc des billes sur les contraintes résiduelles. Il est important de noter que la prise en compte de l'effet thermique a tendance à réduire les contraintes résiduelles, même dans le cas de

mono-impact. Cette influence est d'autant plus importante que la vitesse d'impact est grande.

[KIM 11] a mis en avant l'effet du coefficient de frottement et de la vitesse de déformation sur les contraintes résiduelles, avec respectivement trois types de billes (bille rigide, bille élastiquement déformable et bille plastiquement déformable). Avec une variation du coefficient de frottement entre 0 à 0,5, on peut constater que les contraintes résiduelles en surface ont tendance à diminuer si le coefficient de frottement augmente dans le cas des billes rigides et élastiques. Toutefois, le frottement n'a pas d'effet sur les contraintes induites dans le massif si les billes considérées sont plastiquement déformables. Concernant la vitesse de déformation, contrairement aux cas des billes rigides et élastiques, la prise en compte de cette dernière diminue les contraintes maximales en profondeur pour les billes plastiquement déformables.

1.6.2.2.b. Modèle 3D mono-impact avec symétrie(s) latérale(s)

Dans le cas de modèles reposant sur une discrétisation 3D et toujours dans le cas de chargement mono-impact, deux niveaux de simplification sont possibles. Soit on traite un quart du massif avec deux symétries latérales (Figure I. 14 (a)), soit on considère la moitié du massif avec une symétrie latérale (Figure I. 14 (b)).

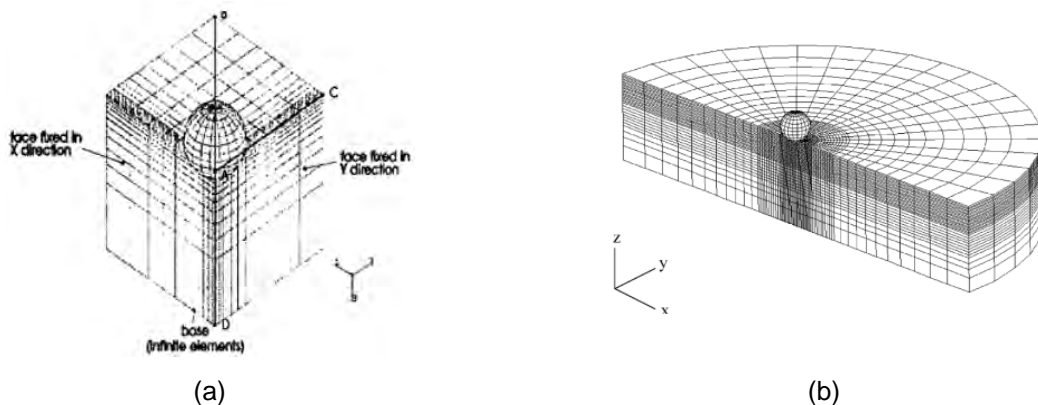


Figure I. 14 – Modèles 3D mono-impact avec symétrie(s) latérale(s), (a) deux symétries latérales [AL-HASSANI 99], (b) une symétrie latérale [HONG 08]

[AL-HASSANI 99] a réalisé un modèle 3D en prenant en compte un quart du massif dans le but d'analyser l'effet de la vitesse de bille. [HONG 08] a conduit une étude paramétrique en se basant sur un demi massif pour étudier l'influence des principaux paramètres du maillage.

1.6.2.3. Approche multi-impacts

1.6.2.3.a. Modèle 3D multi-impacts avec symétries

A propos des modèles en multi-impacts, les symétries sont souvent utilisées pour réduire considérablement le volume de la discrétisation. Par conséquent, le temps de calcul peut être réduit.

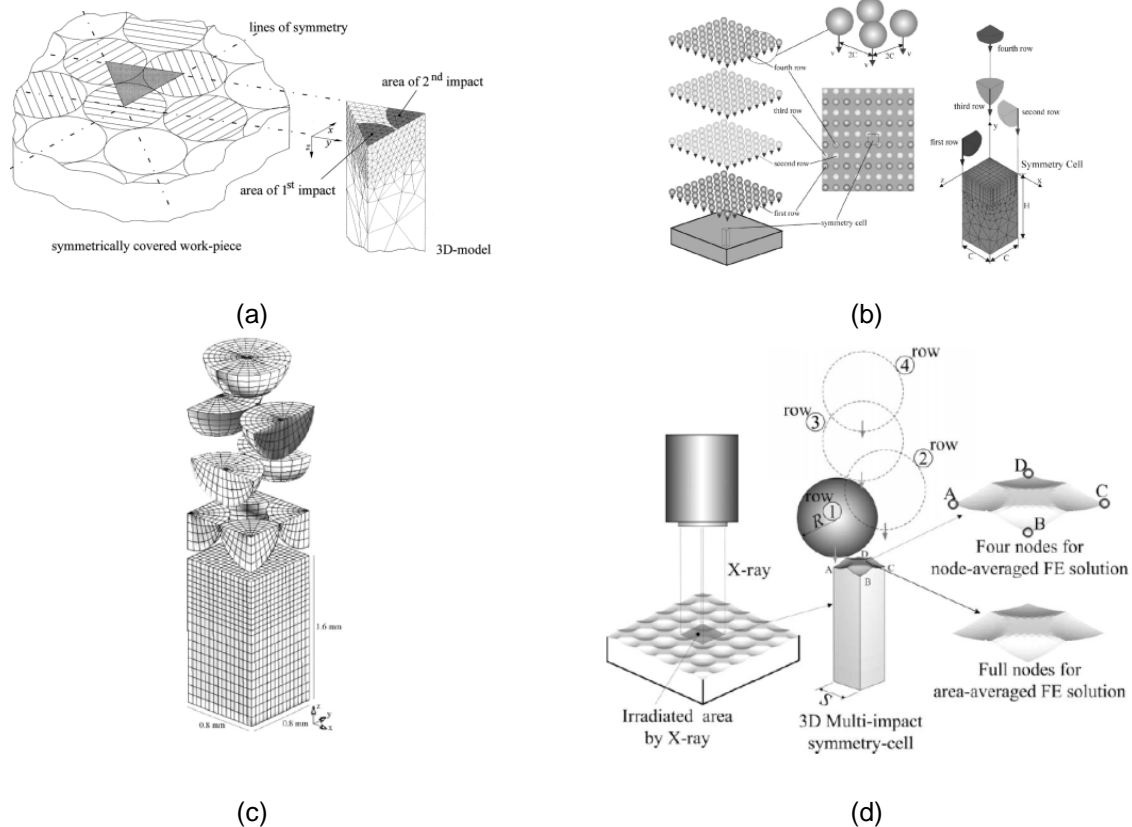


Figure 1. 15 – Modèles 3D multi-impacts avec symétrie, (a) trois symétries [SCHIFFNER 99], (b) quatre symétries [MEGUID 02], (c) quatre symétries [MAJZOBI 05], (d) quatre symétries [KIM 10]

L'étude multi-impacts menée par [SCHIFFNER 99] est basée sur un motif représenté par un triangle isocèle. Par suite, trois impacts sont pris en compte de manière successive. En utilisant les conditions de symétries particulières schématisées Figure 1. 15, les résultats, calculés sur une plus grande zone, montrent que les impacts adjacents influencent fortement l'état de contrainte résiduelle. Il est donc important de prendre en compte l'interaction entre impacts adjacents. Ce point a été confirmé par [SCHWARZER 02].

Afin de réduire davantage le modèle, [MEGUID 02] a mis en œuvre un modèle avec 4 symétries. Il a montré que le profil de déformation plastique et de contraintes résiduelles dans le massif impacté est d'autant plus homogène que le taux de recouvrement considéré tend vers 100% (cf. §II.3.1.2 pour la définition du taux de recouvrement).

[MAJZOBI 05] a utilisé un modèle similaire pour mener une étude multi-impacts avec respectivement 4, 6, 8, 9, 13 et 25 billes. L'analyse montre une importante dépendance entre

la distribution des contraintes résiduelles et la vitesse et la multiplicité des impacts. Le meilleur niveau de mise en compression sur un bloc en acier, dont la surface fait $0,8 \times 0,8 \text{ mm}^2$, est atteint à la suite de 25 impacts, avec une vitesse de bille de 90 m/s et avec les billes de diamètre de 0,4 mm. Remarquons que les 4 premières billes ont touché simultanément la surface du massif (Figure I. 15 (c)), ce qui pourrait créer un champ de contraintes résiduelles différent que si les impacts avaient lieu successivement.

[KIM 10] a procédé à un modèle très similaire de celui proposé par [MEGUID 02]. Il montre que les résultats numériques en termes de contraintes résiduelles sont plus proches des mesures, si l'on considère la moyenne des profils de contraintes dans une zone locale impactée par 4 billes, au lieu de considérer le profil de contrainte sous chaque impact.

1.6.2.3.b. Modèle 3D multi-impacts sans symétrie

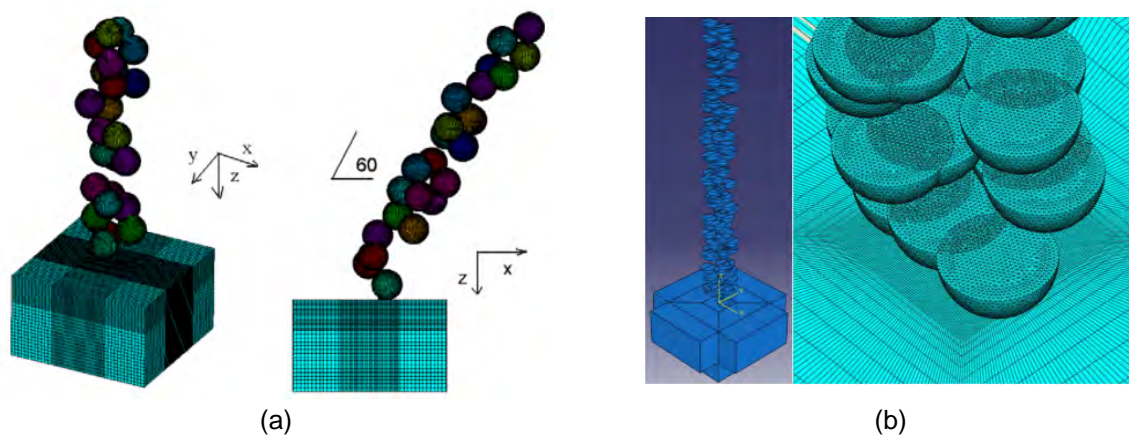


Figure I. 16 – Modèles 3D multi-impacts sans symétrie, (a) [MIAO 09], (b) [BAGHERIFARD 10]

[MIAO 09] a construit un modèle multi-impacts représenté schématiquement sur la Figure I. 16 (a) dans lequel les billes rentrent en contact de façon aléatoire dans une zone limitée du massif. Ce modèle a permis de modéliser la flèche d'une plaque mince après un traitement de type grenailage jusqu'à la saturation (§II.3.3.1 pour la définition de la notion de saturation) due à des impacts normaux et obliques. Le taux de recouvrement à 100% est atteint avec 48 billes de diamètre 1 mm, sur un massif dont les dimensions sont de $2 \times 2 \text{ mm}^2$.

[BAGHERIFARD 10] a réalisé un modèle en adoptant des billes représentées par des demi-sphères (Figure I. 16). Le taux de recouvrement à 100% est atteint après 67 impacts avec des billes de diamètre 0,6 mm. Les résultats numériques comme les mesures montrent que le niveau de contraintes résiduelles n'a pas subi de grande évolution lorsque le taux de recouvrement est porté à 200% (soit 134 impacts).

1.6.2.4. Comparaison des différents modèles

L'ensemble des approches présentées précédemment est récapitulé dans le Tableau I. 3 afin de synthétiser les avantages et limitations de l'usage des différentes hypothèses.

En conclusion, notons que les **modèles axisymétriques** ont l'avantage d'avoir un coût de calcul réduit. Ils sont souvent utilisés pour mener des études paramétriques en vue de mettre en évidence l'influence de tels ou tels paramètres du procédé sur les contraintes résiduelles. Toutefois, ce type de modèle ne permet que de simuler un seul impact normal ou plusieurs impacts normaux répétés au même endroit.

Dans les **modèles multi-impacts avec symétries**, plusieurs billes impactent le massif de façon simultanée. C'est grâce aux conditions de symétries imposées que nous pouvons réduire la taille du modèle et donc le volume des calculs. De plus, les positions où les billes rentrent en contact avec le massif sont prédéfinies.

Les deux derniers **modèles multi-impacts sans symétries**, les plus aboutis, permettent de modéliser, dans un contexte tridimensionnel, un grand nombre de billes avec un ordre d'impacts totalement aléatoire. Ces dernières représentations semblent beaucoup plus réalistes vis-à-vis du procédé réel de billage. En revanche, ce type de calcul, dans lequel plus d'une centaine de billes sont modélisées, est très coûteux en termes de temps de calcul.

Hypothèse, objectif et mode de validation						
	Code de calcul	Modèle	Symétrie	Mono/Multi	Paramètres étudiés	Validation
[SCHIFFNER 99]	ADINA	2D	axisymétrique	mono	vitesse, diamètre, paramètre matériau	-
[HIRAI 05]	LS-DYNA	2D	axisymétrique	mono	vitesse, diamètre, limite d'élasticité de bille	-
[ROUHAUD 05]	ABAQUS	2D	axisymétrique	mono	type d'écroissage	-
[ROUQUETTE 09]	Z-SET	2D	axisymétrique	mono	effet thermique	-
[KIM 11]	ABAQUS	2D	axisymétrique	mono	nature de bille, frottement, vitesse de déformation du massif	DRX
[AL-HASSANI 99]	ABAQUS	2D	2 symétries	mono	vitesse, angle	-
[HONG 08]	ABAQUS EXPLICIT	3D	1 symétrie	mono	vitesse, diamètre, matériau, angle	-
[SCHWARZER 02]	ABAQUS EXPLICIT	3D	-	multi (19 billes)	impact adjacent, diamètre, vitesse, taux de recouvrement, angle	DRX
[MEGUID 02]	LS-DYNA	3D	4 symétries	multi	vitesse, taux de recouvrement, frottement	-
[MAJZOBI 05]	LS-DYNA	3D	4 symétries	multi	nb. de billes, vitesse, angle	DRX
[KIM 10]	ABAQUS EXPLICIT	3D	4 symétries	multi	solution moyennée dans une zone de référence	DRX
[MIAO 09]	LS-DYNA	3D	-	multi (96 impacts)	taux de recouvrement, rugosité, angle	-
[BAGHERIFARD 10]	ABAQUS EXPLICIT	3D	-	Multi (134 impacts)	taux de recouvrement, nano-structure	DRX

Paramètres choisis						
	Type d'élément	Vitesse [m/s]	Diamètre [mm]	Coefficient frottement	Matériau bille	Limite élastique massif [MPa]
[SCHIFFNER 99]	C2D8	25-100	0,4-2	0	-	-
[HIRAI 05]	-	60	1,2		élasto-plastique	300
[ROUHAUD 05]	-	75	0,8		élastique	1680
[ROUQUETTE 09]	C2D8R	80	0,3		rigide	950
[KIM 11]	CAX4R	75	0,8	0-0,5	rigide, déformable	1510
[AL-HASSANI 99]	C3D8I	66	0,72	0,1	rigide	1250
[HONG 08]	C3D8R	50-125	0,5-3	0,25	-	[380 760 1140]
[SCHWARZER 02]	C3D8R	20-80	0,5-2,5	0,4	rigide	1263
[MEGUID 02]		25-100	1,0	0-0,5	rigide, déformable	-
[MAJZOBI 05]	C3D8	50-100	0,8	0,1	élastique	1500
[KIM 10]	C3D8R	40-70	0,8	0,2	rigide, déformable	[1510 1630 1700]
[MIAO 09]	C3D8R	50	1	0,2	rigide	503
[BAGHERIFARD 10]	C3D8R	90	0,6	0,2	déformable	359

Tableau I. 3 – Récapitulatif des différents modèles numériques d'impact recensés dans la littérature

I.7. Bilan bibliographique

Dans ce premier chapitre, nous avons d'abord présenté la procédure d'une opération de réparation par soudage pour un alliage à base Nickel, en particulier l'Inconel 600, sensible au dommage de corrosion sous contrainte. Ensuite nous avons montré l'intérêt des procédés de parachèvement permettant de mettre en compression la surface du composant réparé et d'améliorer ainsi sa tenue à la fatigue et sa résistance à la CSC.

Parmi les techniques de parachèvement présentées, certaines ont fait l'objet de nombreux travaux depuis des années comme le grenailage classique, plus récemment pour le choc laser, le billage ultrasonore et le water jet peening. Il est à noter que le billage ultrasonore présente l'avantage que les billes soient récupérables après le traitement grâce à son enceinte de confinement. Cela a un intérêt particulier, par exemple, lors de la mise en œuvre sur des composants nucléaire à l'intérieur de la cuve. En effet, les billes perdues pourraient être source de dégâts sous l'effet de haute pression lors du fonctionnement.

En ce qui concerne la modélisation par la simulation numérique des problèmes d'impacts, une présentation générale, basée sur une abondante littérature scientifique, a permis de constater que l'une des principales difficultés réside dans le compromis à trouver entre un temps de calcul acceptable par les industriels et les hypothèses qui doivent être suffisamment réalistes en tenant compte des paramètres les plus influents sur les contraintes résiduelles.

Chapitre II - Étude expérimentale du billage ultrasonore

Ce chapitre regroupe la description des conditions, du déroulement et des analyses d'une étude expérimentale de billage ultrasonore sur des éprouvettes en Inconel 600. Ces essais sont réalisés au LaSMIS de l'Université de Technologie de Troyes (UTT).

Une première partie de ce chapitre est consacrée à décrire le principe et le dispositif expérimental. Ensuite, sont analysés les facteurs pouvant éventuellement influencer les résultats expérimentaux, ainsi que leurs effets.

Compte tenu du nombre important de paramètres modifiables et du grand nombre de combinaisons possibles, nous allons mettre en place un plan d'expérience et étudier préférentiellement certains paramètres en justifiant nos choix.

Enfin, les résultats expérimentaux, en particulier en termes de distorsions et de contraintes résiduelles, sont analysés. L'état initial des éprouvettes est également étudié.

II.1. Dispositif et principe expérimental	39
II.2. Etude des paramètres influents	42
II.2.1. Paramètres liés aux billes	42
II.2.1.1. Nature des billes	42
II.2.1.2. Diamètre des billes	42
II.2.2. Paramètres liés à l'éprouvette	44
II.2.2.1. Dimensions de l'éprouvette	44
II.2.2.2. Matériau de l'éprouvette	44
II.2.3. Paramètres opérationnels du procédé	44
II.2.3.1. Nombre de billes utilisées à chaque essai	44
II.2.3.2. Vitesse des billes	45
II.2.3.3. Angle d'impact	48
II.2.3.4. Taux de recouvrement.....	49
II.2.3.4.a. Définition	49
II.2.3.4.b. Détermination expérimentale.....	49
II.2.3.4.c. Détermination analytique.....	49
II.2.3.4.d. Influence sur les contraintes	50
II.2.3.5. Distance sonotrode/pièce.....	51
II.2.3.6. Effet thermique	51
II.3. Campagne expérimentale	53
II.3.1. Paramètres à évaluer	53
II.3.1.1. Vitesse initiale des billes.....	53
II.3.1.2. Taux de recouvrement.....	54
II.3.1.3. Récapitulatif des paramètres variables	54
II.3.2. Paramètres fixés.....	54
II.3.2.1. Nature et diamètre des billes.....	54
II.3.2.2. Propriétés mécaniques des matériaux de l'éprouvette	55
II.3.2.3. Dimensions des éprouvettes	55
II.3.2.4. Dimensions de la chambre	56
II.3.2.5. Nombre de billes utilisées à chaque essai	56
II.3.2.6. Récapitulatif des paramètres fixés	56
II.3.3. Essais préliminaires.....	58
II.3.3.1. Courbes de saturation	58
II.3.3.2. Essais de répétabilité.....	60
II.3.4. Essais définitifs.....	60
II.4. État initial des éprouvettes	62
II.4.1. Préparation par usinage.....	62
II.4.2. Traitement thermique de détensionnement.....	62
II.4.3. Planéité initiale	62
II.4.4. Contraintes résiduelles d'usinage	63
II.5. Analyse des résultats expérimentaux.....	65
II.5.1. Courbes de saturation	65
II.5.2. Essais de répétabilité.....	66
II.5.3. Détermination du taux de recouvrement à 100%	67
II.5.4. Courbures des éprouvettes minces	68
II.5.5. Contraintes résiduelles	71
II.5.5.1. Conditions de mesure.....	71
II.5.5.2. Pics de contraintes	72
II.5.5.3. Résultats	73
II.5.6. Microstructure	77
II.6. Conclusion.....	80

II.1. Dispositif et principe expérimental

Le procédé de billage ultrasonore est un traitement mécanique superficiel par impacts. Un schéma explicatif du dispositif expérimental est représenté Figure II. 1.

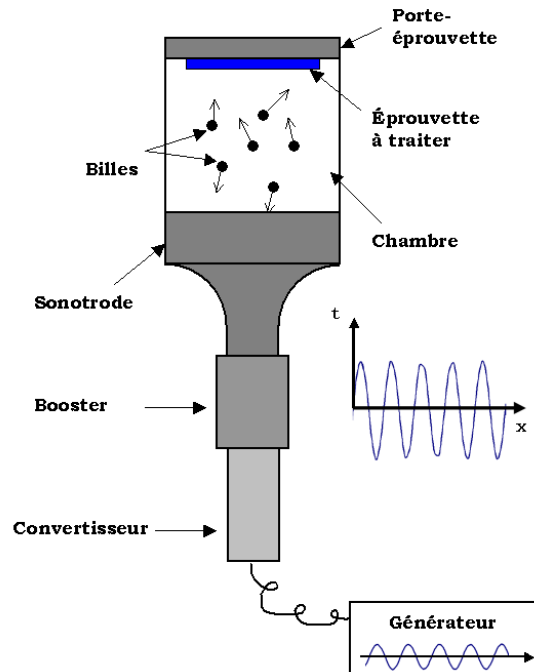


Figure II. 1 – Schéma explicatif du dispositif expérimental du billage ultrasonore

Le dispositif comprend, de bas en haut :

- un **générateur** délivrant un champ électrique sinusoïdal dont la fréquence ici est de 20 kHz ;
- un **convertisseur** permettant de transformer l'énergie électrique délivrée par le générateur en vibration ultrasonore ;
- un **booster** dont l'utilité est d'amplifier le signal ;
- une **sonotrode**, pièce métallique en Ta6V (alliage à base Titane) directement en contact avec les billes, qui transforme l'énergie vibratoire en énergie cinématique des billes ;
- une **chambre** constituée d'une enceinte dont la hauteur est réglable afin d'ajuster la distance entre la sonotrode et la surface de la pièce à traiter. Cette chambre est fermée en haut par un porte-épreuve supportant l'éprouvette à traiter, en bas par la sonotrode et sur les côtés par les parois rendant l'ensemble étanche ;
- un **porte-épreuve**, pièce métallique permettant de maintenir bridée l'éprouvette au cours du traitement. La Figure II. 2 donne plus de précisions sur ce système de fixation constitué de 4 vis. A l'issue du traitement, l'éprouvette est libérée de son support pour permettre la réalisation des mesures.

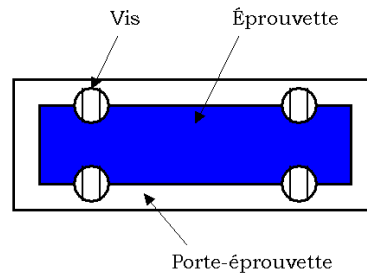


Figure II. 2 – Système de fixation de l'éprouvette sur son support

L'éprouvette à traiter est initialement plate et rectangulaire (Figure II. 3 (a)). Par des chocs successifs pendant un temps donné sur l'une des faces de l'éprouvette fixée sur un support, le procédé change l'état et les propriétés mécaniques en introduisant des contraintes résiduelles de compression en peau et en sous couche de la pièce traitée.

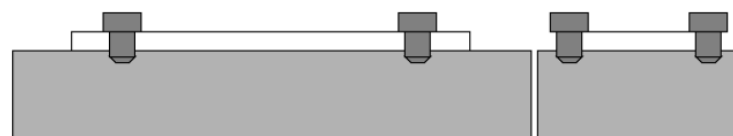
Par équilibre, une zone où les contraintes de traction équilibrent les contraintes de compression est créée au cœur de la pièce. Lorsque l'éprouvette a été traitée sur son support qui la bride, nous pouvons observer la formation d'une légère courbure, dans les sens longitudinal et transversal, car l'éprouvette n'est fixée que par quatre vis (Figure II. 3 (b)).

A l'issue de l'essai, la libération de l'éprouvette de son support conduit à une redistribution des contraintes résiduelles, qui fait fléchir l'éprouvette en formant un arc convexe suivant le côté long et le côté court par rapport à la surface billée (Figure II. 3 (c)).

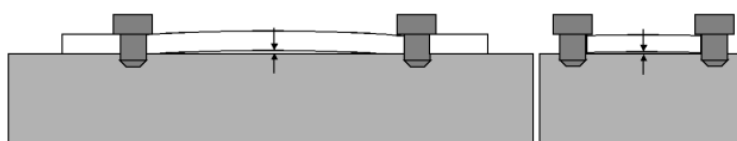
Cette méthodologie d'observation des effets du procédé est similaire à celle de l'essai Almen (mesure de flèche) [FLAVENOT 76]. L'essai Almen est une technique de mesure normalisée notamment par son matériau de référence (un acier de ressort SAE 1070) et les dimensions de l'éprouvette qui permet de déterminer l'intensité du grenailage et de contrôler la répétitivité du procédé dans des conditions fixées.

La flèche de l'éprouvette, résultante d'un essai Almen, est la conséquence d'une distribution des contraintes introduites dans le solide par le traitement. C'est le paramètre principal que l'on mesure avec cet essai. Il traduit l'intensité de la mise en compression sous-jacente du matériau par le procédé. Remarquons qu'il est aussi possible de générer la même flèche Almen avec deux distributions différentes de contraintes créées par deux conditions de traitement.

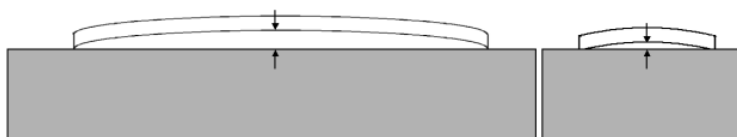
Dans notre étude, nous nous inspirons de la méthodologie de l'essai Almen pour évaluer l'effet du billage ultrasonore sur des éprouvettes (minces et épaisses) en Inconel 600.



(a)



(b)



(c)

Figure II. 3 – Courbures dues au traitement de billage ultrasonore dans le cas d'une éprouvette mince, (a) avant le traitement, (b) après traitement à l'état bridé, (c) après traitement à l'état libre

II.2. Etude des paramètres influents

De nombreux paramètres peuvent influencer les résultats expérimentaux, notamment en termes de contraintes et de distorsions résiduelles. Ils sont principalement liés au matériau et à l'épaisseur de l'éprouvette, à la nature et à la taille de billes, et au paramétrage du procédé.

II.2.1. Paramètres liés aux billes

Les principaux paramètres liés aux billes pouvant influencer les résultats lors des essais sont : la nature (notamment la dureté du matériau) et le diamètre des billes.

II.2.1.1. Nature des billes

Pour le billage ultrasonore, comme en grenailage classique, la forme des projectiles doit s'approcher au maximum d'une sphère. Les projectiles avec une forme angulaire sont interdits car ils favorisent l'amorçage de fissures en surface. A la différence du grenailage classique, la quantité de bille nécessaire pour le billage ultrasonore est petite.

Lors des impacts au cours d'un procédé de billage, les billes et le massif se déforment. Il est donc nécessaire que la dureté des billes soit plus élevée que celle du massif cible pour que la déformation plastique générée soit plus importante dans le massif impacté.

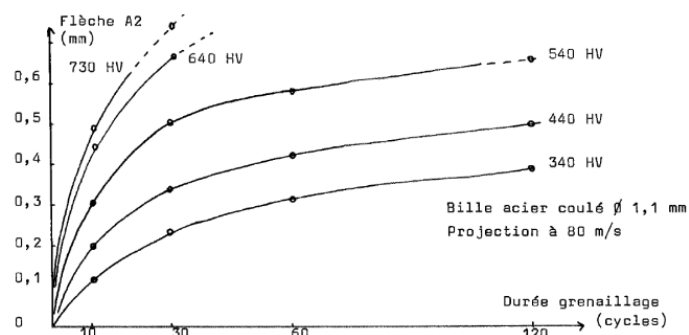


Figure II. 4 – Évolution de la flèche Almen en fonction de la dureté des grenailles [ARNAUD 81]

La Figure II. 4 illustre l'évolution de la flèche Almen produite par le grenailage classique en fonction de la durée de traitement pour des projectiles de différentes duretés. Nous pouvons constater que, pour une durée de traitement donnée, plus les projectiles sont durs, plus la flèche Almen est grande.

II.2.1.2. Diamètre des billes

Le diamètre des billes joue un rôle sur l'énergie cinématique emmagasinée par les billes avant le choc. Son influence est illustrée à la Figure II. 5. Pour un même matériau, l'augmentation du diamètre des billes fait croître l'étendue de la zone de compression sous-

jacente sans modifier notablement la valeur de la contrainte en surface, ni la valeur du maximum de la contrainte de compression. Nous verrons plus tard que la réponse du massif impacté est en fait rigoureusement identique quand les résultats sont normalisés par le diamètre de la bille.

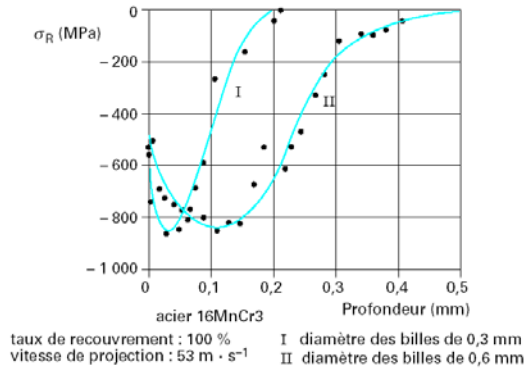


Figure II. 5 – Influence du diamètre des billes sur les contraintes résiduelles au centre de l'impact [BARRALIS 99]

La dimension des billes a également un effet sur l'allure de la courbe de saturation (cf. §II.3.3.1) pour le grenailage classique. Comme le montre la Figure II. 6, la « flèche Almen » tend vers une asymptote (phénomène de saturation) plus rapidement lorsque nous utilisons des billes de petite dimension.

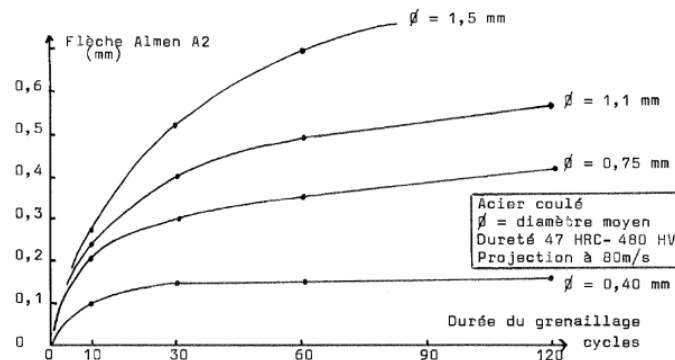


Figure II. 6 – Évolution de la flèche Almen en fonction du diamètre des billes [ARNAUD 81]

II.2.2. Paramètres liés à l'éprouvette

Les principaux paramètres liés à l'éprouvette pouvant influencer les résultats des essais sont : ses dimensions et la nature du matériau constitutif de l'éprouvette.

II.2.2.1. Dimensions de l'éprouvette

Lorsque les essais sont réalisés sur des structures minces, les dimensions de ces dernières doivent être choisies de façon judicieuse. L'épaisseur doit notamment être suffisamment grande pour éviter que la pièce soit entièrement plastifiée. Le volume de matière plastifié doit être intégralement contenu dans la pièce traitée. D'autre part, l'éprouvette doit être suffisamment fine pour que la courbure soit visible et mesurable après le billage.

A titre d'indicatif, les dimensions d'une éprouvette Almen sont de 76,2 mm x 18,9 mm avec trois choix d'épaisseurs, en fonction de l'intensité du grenailage, qui sont respectivement 0,78 mm (type N), 1,29 mm (type A), et 2,38 mm (type C).

II.2.2.2. Matériau de l'éprouvette

La connaissance des propriétés mécaniques du matériau constituant le massif impacté est un facteur important, puisque ces caractéristiques mécaniques (courbe de traction, dureté...) influencent le niveau des contraintes de compression générées par le procédé.

II.2.3. Paramètres opérationnels du procédé

D'autres facteurs importants sont les paramètres opérationnels du procédé. Ils sont liés à la fois au paramétrage de la machine, tels que l'amplitude et la fréquence de vibration permettant de définir la vitesse initiale des billes (§II.2.3.2), et à la manière dont les essais sont mis en œuvre, comme le nombre de billes utilisées dans la chambre à chaque essai (§II.2.3.1), le taux de recouvrement d'impacts considéré (§II.2.3.4) et la distance entre la surface de l'éprouvette à traiter et la sonotrode (§II.2.3.5).

II.2.3.1. Nombre de billes utilisées à chaque essai

Combien de billes faudrait-il mettre dans la chambre lors d'une opération de billage ultrasonore ? Une règle, utilisée dans les industries, consiste à couvrir la moitié de la sonotrode avec les billes. A titre d'exemple, pour une sonotrode rectangulaire dont les dimensions de la surface font 85 x 35 mm² et des billes de diamètre 4 mm, alors le nombre de billes à utiliser est d'environ 92. Ce nombre est-il optimal ? Combien de billes permettent-elles d'optimiser le procédé ?

En premier lieu, notons que le nombre d'impacts est une fonction croissante du nombre de billes utilisées comme montré sur la Figure II. 7. Ceci n'est vrai que pour un temps de traitement court pendant lequel le nombre d'impacts qui se chevauchent est minimisé.

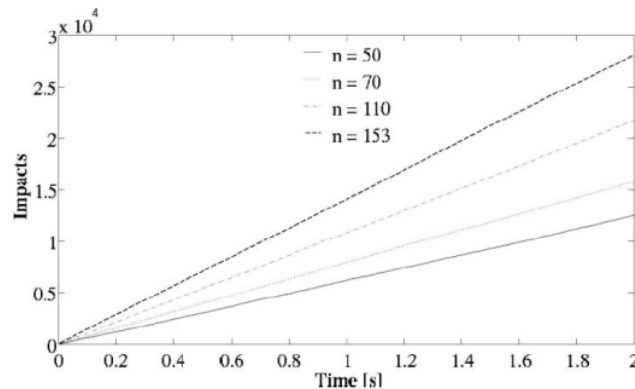


Figure II. 7 – Évolution du nombre d'impacts au cours du temps en fonction du nombre de billes
[ZARWEL 11]

Si le nombre de billes est trop important, celles-ci vont s'entrechoquer plus fréquemment pendant le traitement, même si elles ont globalement une même trajectoire de direction normale à la surface de départ, la sonotrode. Leur trop grand nombre provoque des chocs collatéraux inutiles, des trajectoires modifiées et par conséquent une perte d'énergie dynamique. Le nombre de billes contenues dans la chambre joue un rôle sur la vitesse et l'angle d'impact des billes, modifiant ainsi le niveau des contraintes résiduelles obtenues dans la pièce traitée. Nous analyserons l'influence de ce paramètre conjointement avec la vitesse des billes au paragraphe §II.2.3.2 et avec l'angle d'impact au §II.2.3.3.

Par contre, si nous mettons très peu de billes à chaque essai, nous risquons d'avoir un temps de traitement beaucoup trop long nécessaire pour atteindre un taux de recouvrement élevé (voir §II.2.3.4 pour la définition du taux de recouvrement).

II.2.3.2. Vitesse des billes

Pour le procédé de billage ultrasonore, la vitesse d'impact des billes est sans doute le paramètre le plus important. La Figure II. 8 nous donne deux informations. Pour un même matériau, ces courbes montrent que, plus la vitesse des billes est importante, plus la valeur absolue de la contrainte maximale obtenue dans le massif est importante, et qu'elle se situe sous la surface impactée à une profondeur qui augmente avec la vitesse.

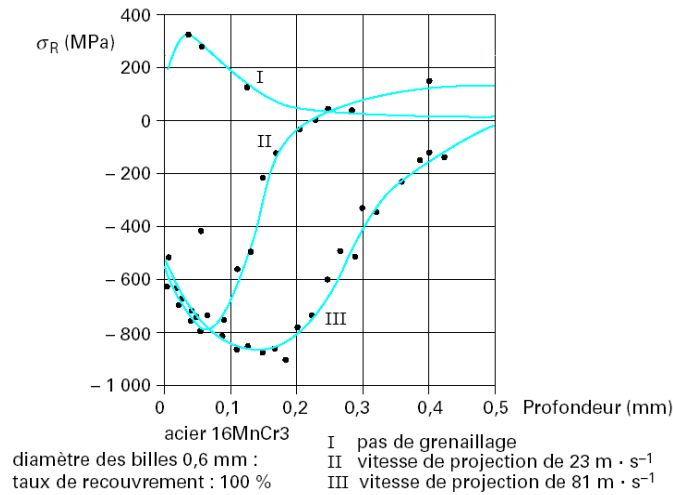


Figure II. 8 – Influence de la vitesse des billes sur les contraintes résiduelles [BARRALIS 99]

Aussi, et compte tenu de l'effet important de la vitesse des billes sur la formation des contraintes de compression, il apparaît important de pouvoir mesurer expérimentalement cette vitesse, et ceci afin de nourrir correctement la modélisation numérique de ce procédé. Pour connaître les vitesses réelles des billes dans le cas du procédé de billage ultrasonore, il serait nécessaire de mettre en place un système d'observation et de mesure, de type caméra rapide filmant une enceinte de confinement transparente, afin de déterminer leurs comportements dynamiques dans la chambre.

Il est néanmoins possible d'estimer analytiquement la **vitesse initiale maximale** (V_0) des billes. Elle dépend de l'amplitude et de la fréquence de vibration de la sonotrode. Considérons une sonotrode dont la surface est animée d'un mouvement sinusoïdal de type :

$$x(t) = A \sin \omega t \quad \text{II. 1}$$

où A et ω représentent respectivement l'amplitude et la pulsation de la sonotrode.

En dérivant par rapport au temps on a :

$$\frac{dx}{dt} = A \omega \cos \omega t \quad \text{II. 2}$$

La vitesse initiale maximale des billes en contact est donc de :

$$v_0 = 2A \pi f \quad \text{II. 3}$$

avec f la fréquence.

La vitesse initiale des billes ainsi calculée correspond uniquement à leur vitesse initiale théorique. En fait, la vitesse des billes varie durant le traitement car à l'énergie initialement

fournie par la sonotrode il faut retirer celle perdue suite aux chocs bille/bille, bille/paroi, bille/éprouvette, bille/porte-éprouvette et rebonds bille/sonotrode, comme schématisé sur la Figure II. 9.

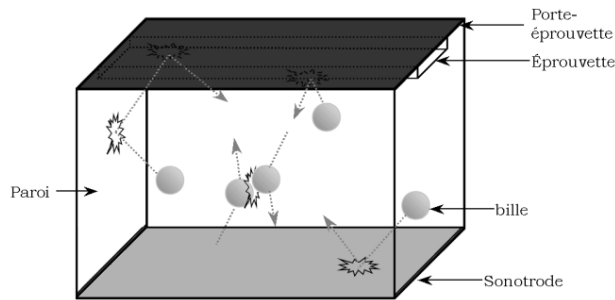


Figure II. 9 – Comportement des billes dans l'enceinte durant le traitement

La question que l'on se pose alors est : cette vitesse initiale permet-elle de représenter la vitesse moyenne réelle des billes lors de l'impact sur le massif au cours d'un traitement ? **[ZARWEL 11]** a modélisé le comportement dynamique des billes dans la chambre en utilisant la méthode des éléments discrets, en tenant compte des interactions par contact entre différents substrats, ainsi que le taux de restitution de l'énergie (Figure II. 10).

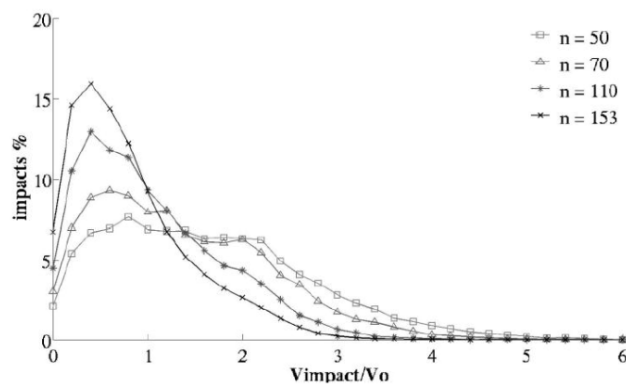


Figure II. 10 – Pourcentage des vitesses d'impact en fonction du nombre de billes ($A = 50 \mu\text{m}$ et $d = 4 \text{ mm}$) **[ZARWEL 11]**

Avec un faible nombre de billes, la distribution des vitesses est très étalée. On constate qu'un nombre significatif d'impacts se fait avec des vitesses supérieures à V_0 (vitesse initiale théorique). Au contraire, si le nombre de billes augmente, la distribution se resserse et la majorité des impacts se fait avec des vitesses inférieures à V_0 . La vitesse moyenne des billes est donc très dépendante du nombre de billes. Les résultats similaires ont été observés par **[BADREDINNE 11]**.

II.2.3.3. Angle d'impact

La Figure II. 11 montre l'influence de l'angle d'impact des billes à l'aide d'une simulation numérique en multi-impacts [MIAO 09]. Une diminution importante du niveau de contraintes de compression est constatée en surface comme en profondeur quand les billes impactent obliquement le massif, avec un angle de 60°.

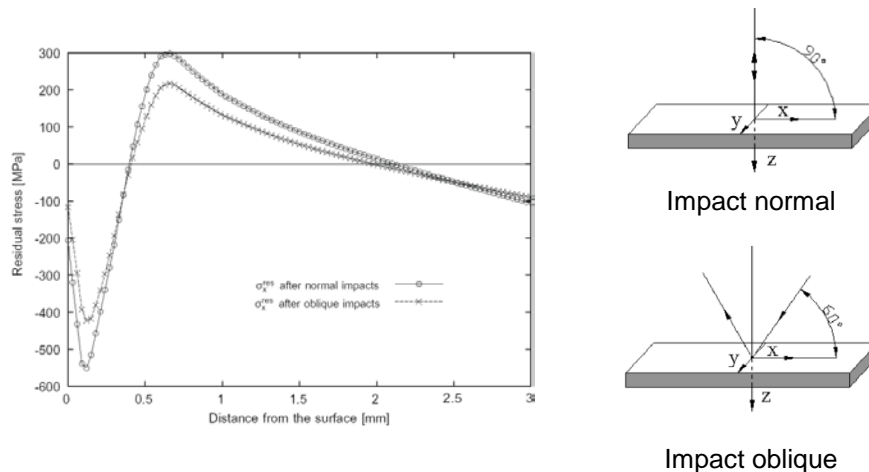


Figure II. 11 – Effet des impacts normaux et obliques sur les contraintes résiduelles [MIAO 09]

Comme nous avons vu au §II.2.3.1, ce paramètre est fonction du nombre de billes utilisées dans la chambre pour le procédé. [BADREDINNE 11] a montré que pour avoir des angles d'impact majoritairement normaux à la pièce à traiter, il est plus intéressant d'utiliser peu de billes (Figure II. 12).

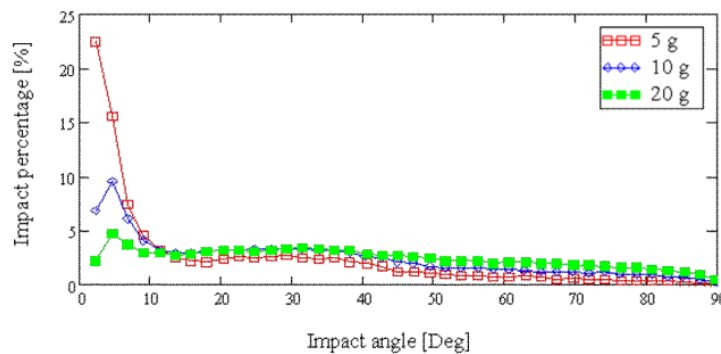


Figure II. 12 – Distribution de l'angle d'impact en fonction du nombre de billes (5 g = 45 billes, 10 g = 90 billes et 20 g = 181 billes) (ici, l'angle d'impact étant l'angle entre la perpendiculaire de la surface impactée et l'angle incident de la bille) [BADREDINNE 11]

II.2.3.4. Taux de recouvrement

II.2.3.4.a. Définition

Le taux de recouvrement est défini comme le rapport entre la surface impactée et la surface à traiter. En pratique, le taux de recouvrement de 100% est atteint si la pièce est traitée jusqu'à ce que toute la surface soit impactée au moins une fois. Un taux de recouvrement supérieur à 100% peut être obtenu pour un temps de traitement supérieur à celui à 100% de recouvrement. Par exemple, pour un temps de traitement double de celui conduisant à 100%, nous obtenons alors un recouvrement de 200%.

Pour un recouvrement inférieur à 100%, le traitement est jugé inefficace, car la zone non recouverte d'impacts serait le siège d'une répartition de contraintes résiduelles inhomogène en surface, ce qui peut amorcer les fissures. [LUDIAN 05] a montré que les microfissures ont été générées facilement au niveau de la surface suite à un traitement de grenailage classique sur de l'aluminium avec un recouvrement de 16%. Dans les industries, on a l'habitude de traiter les pièces avec un taux recouvrement qui atteint 150%, voire 200%.

II.2.3.4.b. Détermination expérimentale

La détermination du taux de recouvrement peut être effectuée avec différentes méthodes. Celle la plus couramment utilisée est l'examen visuel de la surface traitée avec une loupe ou un microscope optique. Il est possible d'appliquer sur la zone à traiter des traceurs tels que des vernis ou encres en vue d'améliorer la visibilité d'une surface impactée. De plus, un équipement innovant de mesure du taux de recouvrement, appelé « Coverage Checker™ » [SONATS], a été inventé par Toyo Seiko (Japon). SONATS est distributeur exclusif en Europe de ce produit qui est simple d'utilisation et permet une mesure automatique et répétable sur tout type de géométrie.

II.2.3.4.c. Détermination analytique

Il existe plusieurs méthodes de détermination du taux de recouvrement de manière analytique pour le grenailage classique. Deux modèles sont plus souvent utilisés dans la littérature.

Le premier est le modèle d'Avrami, proposé par [KIRK 93] et basé sur l'équation d'Avrami :

$$C = 100[1 - \exp(-\pi\alpha^2 Rt)] \quad \text{II. 4}$$

où C désigne le taux de recouvrement, a représente la taille de l'empreinte due à un impact, R est le ratio de la génération des empreintes en fonction du temps et t la durée du traitement.

Considérons un système équipé d'une buse qui émet une masse de billes M par unité de temps et par unité d'aire, alors R peut être exprimé par :

$$R = \frac{3M}{4\pi r^3 \rho} \quad \text{II. 5}$$

où r représente le rayon des billes et ρ est la masse volumique.

Au début du traitement, les indentations ne se chevauchent pas (ou peu), donc le taux de recouvrement augmente linéairement avec le temps d'exposition. Plus la surface est impactée par les billes, moins le taux de recouvrement augmente vite. D'où un modèle représenté par une fonction exponentielle. Théoriquement, cette fonction tend vers 1 quand t augmente. Par conséquent, elle n'atteint jamais 100%.

Le deuxième modèle est dit de « Holdgate », développé dans le cadre des travaux de thèse de [HOLDGATE 93] :

$$C(t + \delta t) = 1 - [1 - C(t)] \left(1 - \frac{a}{S}\right) \quad \text{II. 6}$$

où a désigne la taille d'empreinte, et S la surface à traiter.

D'après [KARUPPANAN 02] le modèle de « Holdgate » est meilleur que le modèle d'« Avrami ». Ces deux méthodes sont proposées dans le cas de grenailage à air comprimé équipé d'une buse. Remarquons que ces deux modèles ne permettent pas d'obtenir un taux de recouvrement supérieur à 100%.

II.2.3.4.d. Influence sur les contraintes

L'influence du taux de recouvrement est illustrée par la Figure II. 13. Pour un diamètre et une vitesse des billes fixe, l'augmentation du taux de recouvrement de 100% à 600% se traduit par une augmentation de la profondeur affectée, une augmentation du maximum de la contrainte de compression et un déplacement de celui-ci vers l'intérieur de la pièce.

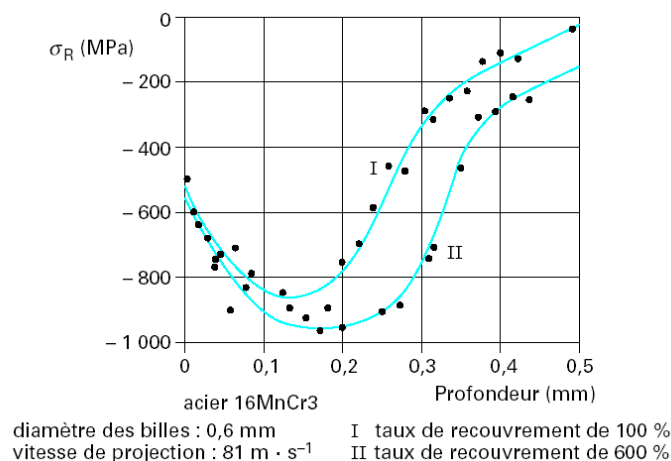


Figure II. 13 – Distribution des contraintes résiduelles calculées et mesurées après un traitement de type grenailage sur des éprouvettes en acier 16MnCr3, avec respectivement un taux de recouvrement de 100% (I) et de 600%(II) [BARRALIS 99]

En revanche, comme l'indique la Figure II. 14 , le niveau de contraintes de compression n'est pas significativement affecté lorsque le taux de recouvrement passe de 100% et 200%.

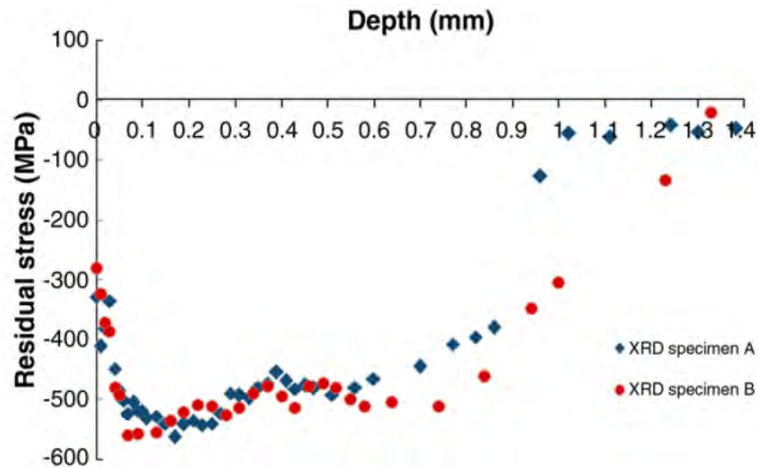


Figure II. 14 – Distribution des contraintes résiduelles mesurées par DRX après un traitement de type grenailage sur les éprouvettes en acier, avec respectivement un taux de recouvrement de 100% pour l'échantillon A et de 200% pour l'échantillon B [BAGHERIFARD 10]

II.2.3.5. Distance sonotrode/pièce

Le dispositif de billage ultrasonore que nous avons utilisé permet d'ajuster la dimension de la chambre en réglant la distance entre la sonotrode et la surface de la pièce à traiter. Ceci modifie par conséquent le temps d'exposition. A nombre de billes égal et pour un taux de recouvrement identique, le temps d'exposition est d'autant plus long que cette distance est grande, compte tenu des distances plus importantes à parcourir pour les billes. Donc, *a priori*, ce paramètre ne devrait pas avoir d'influence sur la distribution des contraintes résiduelles.

II.2.3.6. Effet thermique

Durant un traitement de billage ultrasonore, les chocs des billes sur le massif produisent de la chaleur. [ROUQUETTE 09] a montré par la simulation numérique, au travers d'une comparaison entre un modèle thermo-élasto-plastique et un modèle élasto-plastique, que l'influence de l'effet thermique est minime sur les contraintes résiduelles lorsque la vitesse de billes est inférieure à 20 m/s (Figure II. 15). Ce paramètre n'est donc pas pris en compte dans cette étude. De plus, notre machine est équipée d'un système de ventilation par air comprimé qui refroidit l'ensemble du dispositif expérimental durant le traitement.

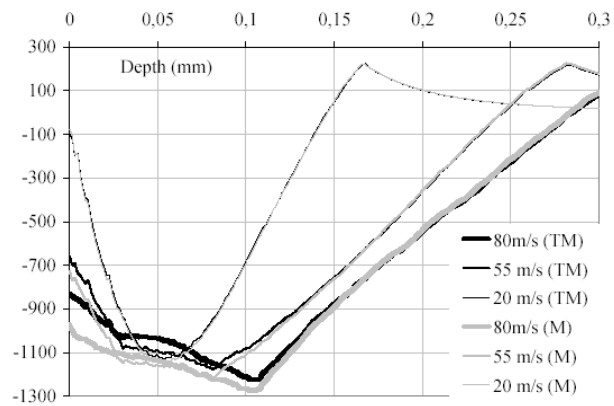


Figure II. 15 – Influence de l'effet thermique : comparaison du profil de contrainte obtenu entre un modèle thermo-élasto-plastique (TM) et un modèle élasto-plastique (M) à différentes vitesses d'impact
[ROUQUETTE 09]

II.3. Campagne expérimentale

Dans cette partie, nous présentons d'abord le choix des paramètres à évaluer et de ceux que nous considérerons comme étant fixes, ainsi que leur domaine de variation (§ II.3.1 et §II.3.2). Ensuite, nous décrivons la série d'essais préliminaires consistant à établir les courbes de saturation pour mettre au point les paramètres du procédé dans notre cas d'étude (§II.3.3.1) et afin de s'assurer de la répétitivité des essais dans des conditions de réalisation identiques (§II.3.3.2). Enfin, nous proposons un plan d'expérimentation détaillé, élaboré pour tester l'influence des paramètres du procédé lors des essais « définitifs » sur les éprouvettes minces et épaisses en Inconel 600 (§II.3.4).

II.3.1. Paramètres à évaluer

Rappelons l'objectif de cette campagne d'essais : mettre en œuvre le procédé de billage ultrasonore sur les éprouvettes en Inconel 600 et confronter les résultats à ceux de la modélisation. Or, nous avons vu dans la partie précédente que les paramètres pouvant influencer les essais à réaliser sont nombreux (Figure II. 16), leur domaine de variation est assez large et les possibilités de combinaison entre ces paramètres sont grandes. C'est pourquoi, afin de conserver un volume expérimental raisonnable et d'arriver à une meilleure interprétation de l'effet de mise en compression, conséquence du procédé de billage ultrasonore, nous privilégions les paramètres qui ont l'influence la plus sensible sur les contraintes résiduelles que sont la **vitesse initiale des billes** et le **taux de recouvrement**.

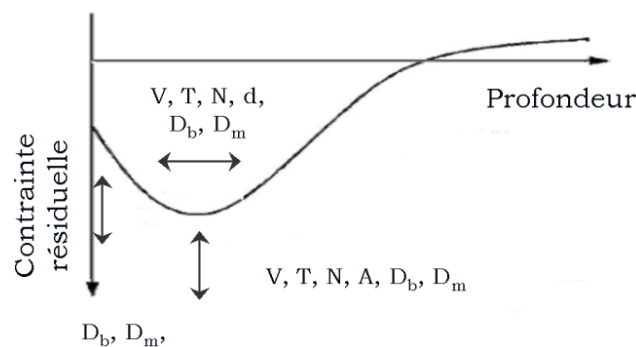


Figure II. 16 – Effet des paramètres sur la distribution des contraintes résiduelles (contrainte en surface, contrainte maximale de compression et l'étendu de la zone de compression). V désigne la vitesse d'impact, T le taux de recouvrement, N le nombre de billes, d le diamètre des billes, D_b et D_m sont respectivement la dureté des billes et du massif [BHUYARAGHAN 10]

II.3.1.1. Vitesse initiale des billes

La vitesse initiale des billes change en fonction de l'amplitude de la vibration générée par la sonotrode. Ainsi, les billes impacteront la surface de l'éprouvette avec une énergie différente, ce qui aura pour conséquence des niveaux différents de mise en compression permanente (plastification).

Sachant que la fréquence de notre sonotrode est fixée à 20 kHz et que son domaine de variation d'amplitude de vibration est de 10 à 50 μm , la plage de vitesse initiale des billes est donc comprise entre 1,25 et 6,2 m/s, calculées selon l'équation II. 3. Afin d'évaluer l'effet de trois vitesses, dans la gamme de notre dispositif expérimental et le plus possible différentes les unes des autres, les trois amplitudes que nous avons choisies sont 12 μm , 32 μm et 50 μm , ce qui nous donne, d'après l'équation II. 3, trois vitesses initiales de billes de 1,5, 4 et 6,2 m/s.

II.3.1.2. Taux de recouvrement

Le taux de recouvrement correspond directement au nombre d'empreintes résultant des impacts des billes sur la surface traitée. Il se traduit également par le niveau de contrainte introduit par le procédé sous la surface du massif. Nous avons vu au §II.2.3.4 qu'un taux de recouvrement inférieur à 100% peut apporter des effets néfastes. Il est donc plus intéressant de faire varier ce paramètre au-delà de 100% en accord avec ce qu'il se fait couramment dans l'industrie. Nous retenons finalement les trois taux de recouvrement suivants : 100%, 150% et 200%.

II.3.1.3. Récapitulatif des paramètres variables

Les deux paramètres variables et leur domaine d'étude sont rappelés dans le Tableau II. 1.

	Gamme d'étude
Vitesse initiale des billes	1,5 m/s 4 m/s 6,2 m/s
Taux de recouvrement	100% 150% 200%

Tableau II. 1 – Paramètres à évaluer et leur domaine d'étude pour les essais définitifs

II.3.2. Paramètres fixes

II.3.2.1. Nature et diamètre des billes

Les billes que nous avons utilisé dans cette étude sont fabriquées en acier 100Cr6/AISI52100 dont les propriétés mécaniques sont indiquées dans le Tableau II. 2. Le diamètre des billes est de 4 mm. Ceci est choisi pour se rapprocher au mieux du procédé industriel visé.

	ρ [kg/m ³]	ν	E [GPa]	σ_y [MPa]	R _m [MPa]	Dureté
100Cr6	7834	0,29	213	1618	2600	64

Tableau II. 2 – Propriétés mécaniques des billes en 100Cr6

II.3.2.2. Propriétés mécaniques des matériaux de l'éprouvette

Le matériau qui nous intéresse dans ce travail est l'Inconel 600. Une campagne d'essais de caractérisation du matériau de l'éprouvette en Inconel 600 a été effectuée (voir Annexe.1).

Étant donné que la quantité de matière brute en Inconel 600 dont nous disposons est faible, nous avons prévu également de tester le procédé sur des éprouvettes en acier inoxydable 316L, dont les caractéristiques mécaniques sont assez proches de celles de l'Inconel 600, pour mettre au point la procédure et réaliser quelques essais préliminaires (cf. §II.3.3).

Nous donnons ci-dessous quelques caractéristiques physiques et mécaniques de l'Inconel 600 et de l'acier 316L :

	ρ [kg/m ³]	ν	E [GPa]	σ_y [MPa]	R _m [MPa]	Dureté
Inconel 600	8250	0,3	195,2	215	-	-
Acier 316L	8345	0,3	197	216	≅ 720	HB 215

Tableau II. 3 – Propriétés mécaniques des éprouvettes en Inconel 600 et en acier 316L

II.3.2.3. Dimensions des éprouvettes

Dans notre étude, nous avons considéré des éprouvettes d'épaisseur **mince** et **épaisse** en Inconel 600. Contrairement à l'éprouvette épaisse qui peut être considérée comme un massif semi-infini, il se produit, à l'issue du traitement de l'éprouvette mince, une déflexion après sa libération des vis de fixation (voir Figure II. 2).

Pour déterminer l'épaisseur optimale des éprouvettes minces, une première simulation a été réalisée, en utilisant le code de calcul semi-analytique (décrit au paragraphe §III.1) pour de trois impacts successifs à la même position sur un massif d'Inconel 600. Cette configuration est équivalente à un taux de recouvrement supérieur à 200% (voir §II.2.3.4 pour la définition et la détermination du taux de recouvrement).

Les résultats numériques indiquent que la déformation plastique équivalente dans le massif atteint une profondeur maximale de 1,75 mm suite aux trois impacts avec un diamètre des billes de 4 mm et une vitesse d'impact de 8 m/s (voir Figure II. 17). Nous en déduisons alors l'épaisseur minimale de l'éprouvette mince doit être au moins supérieure ou égale à 1,75 mm.

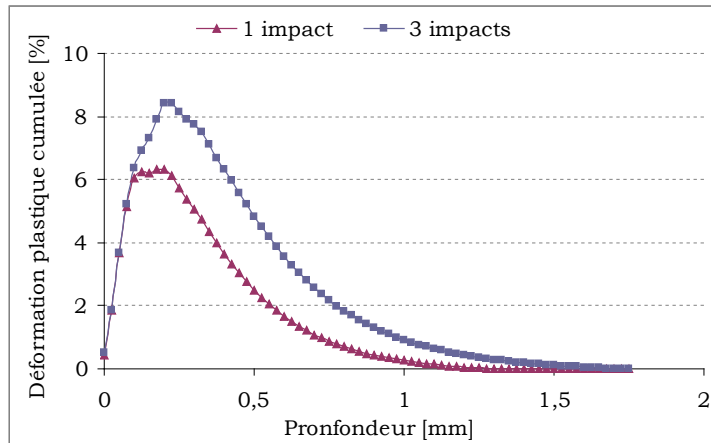


Figure II. 17 – Déformation plastique cumulée sous le centre d'impact suite à 3 impacts au même endroit

Finalement, les dimensions des éprouvettes minces et épaisses retenues sont données dans le Tableau II. 4.

	Éprouvette épaisse	Éprouvette mince
Longueur	60 mm	60 mm
Largeur	18 mm	18 mm
Épaisseur	25 mm	2 mm

Tableau II. 4 – Dimensions des éprouvettes

II.3.2.4. Dimensions de la chambre

La sonotrode de notre dispositif a une surface rectangulaire, de dimensions 85 x 35 mm². La hauteur de la chambre est réglée à 50 mm.

II.3.2.5. Nombre de billes utilisées à chaque essai

Au travers des analyses aux paragraphes §II.2.3.1, §II.2.3.2 et §II.2.3.3, il s'est avéré plus intéressant d'utiliser peu de billes pour avoir à la fois une faible dispersion de l'angle d'impact (perpendiculaire à la surface à traiter) et une vitesse moyenne réelle des billes proche de la vitesse initiale théorique. Finalement pour notre étude nous avons retenu un nombre de billes de 10 pour tous les essais.

II.3.2.6. Récapitulatif des paramètres fixes

Le tableau suivant récapitule les paramètres choisis :

Paramètres	Valeurs
Diamètre des billes	4 mm
Dimension de l'éprouvette épaisse	60 x 18 x 25 mm ³
Dimension de l'éprouvette mince	60 x 18 x 2 mm ³
Fréquence de vibration	20 kHz
Surface de la sonotrode	85 x 35 mm ²
Hauteur de la chambre	50 mm
Nb. de billes dans la chambre	10

Tableau II. 5 – Récapitulatif des paramètres choisis pour les essais définitifs

Les caractéristiques physiques et mécaniques des matériaux constituant les éprouvettes et les billes (Tableau II. 6), ainsi que les courbes d'érouissage (Figure II. 18) sont rappelées ci-dessous.

Éprouvettes	Inconel 600	ρ [kg/m ³]	8250
		ν	0,3
		E [GPa]	195,2
		σ_y [MPa]	215
		Rm [MPa]	-
		Dureté	-
	Acier 316L	ρ [kg/m ³]	7800
		ν	0,3
		E [GPa]	197
		σ_y [MPa]	286
Rm [MPa]		≅ 720	
Billes	Acier 100Cr6	Dureté	HB 215
		ρ [kg/m ³]	7834
		ν	0,29
		E [GPa]	213
		σ_y [MPa]	1618
		Rm [MPa]	2600
Dureté	HRC 64		

Tableau II. 6 – Caractéristiques des matériaux constituant les éprouvettes et les billes

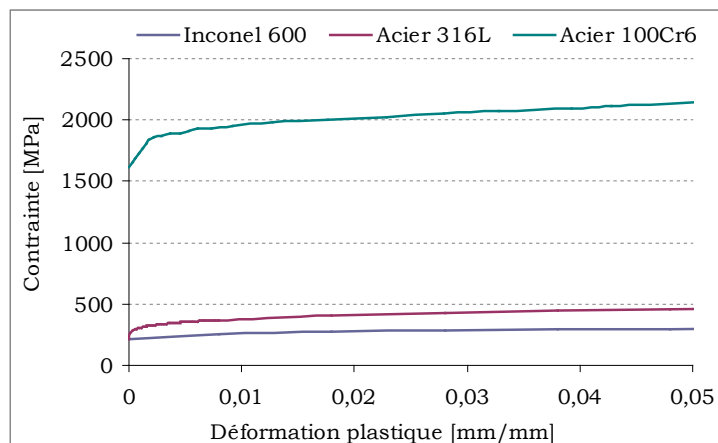


Figure II. 18 – Courbes d'érouissage des matériaux constituant les éprouvettes et les billes¹

II.3.3. Essais préliminaires

Deux types d'essais préliminaires ont été réalisés afin de mettre au point la procédure expérimentale testant le processus en termes de répétabilité et en établissant les courbes de saturation du procédé.

II.3.3.1. Courbes de saturation

En effet, pour un essai Almen, la vérification initiale du procédé nécessite d'établir une courbe de saturation. Par définition, la condition de saturation est atteinte si les deux critères suivants sont vérifiés :

- la totalité de l'éprouvette est traitée de façon homogène,
- la durée de billage t est telle que la flèche n'évolue pas de plus de 10% si cette durée est portée à $2t$.

A titre d'exemple, la Figure II. 19 présente l'allure d'une courbe de saturation pour un essai Almen.

¹ Sources des données - Inconel 600 : essais de traction monotone (voir Annexe Annexe.1) ; - 316L : Projet ANR AFGRAP ; - 100Cr6 : MPDB

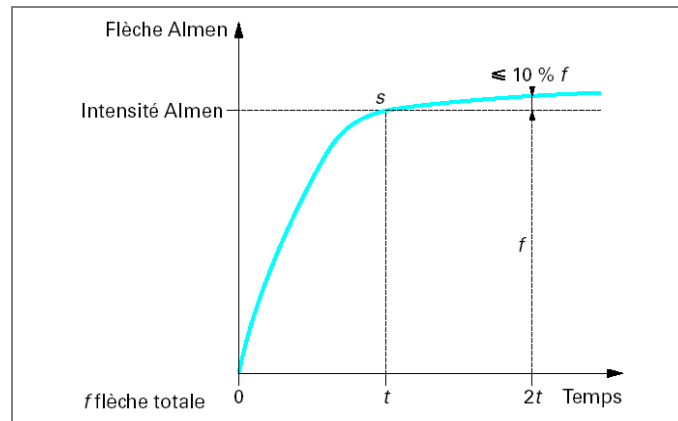


Figure II. 19 – Courbe de saturation issue d'un essai Almen [LU 06]

Dans nos essais, nous allons procéder de la même manière pour construire les courbes de saturation avec les éprouvettes en Inconel 600, en variant la vitesse initiale de billes et le temps d'exposition. Les données du plan d'expériences sont présentées dans le Tableau II. 7.

Courbe de saturation Éprouvettes en Inconel 600		
N° essai	Facteur1 (vitesse initiale)	Facteur2 (temps d'exposition)
EPI1	$V_0 = 1,5\text{m/s}$	t_1
EPI2		$2t_1$
EPI3		$4t_1$
EPI4		$8t_1$
EPI5		$16t_1$
EPI6	$V_0 = 4\text{ m/s}$	t_2
EPI7		$2t_2$
EPI8		$4t_2$
EPI9		$8t_2$
EPI10		$16t_2$
EPI11	$V_0 = 6,2\text{ m/s}$	t_3
EPI12		$2t_3$
EPI13		$4t_3$
EPI14		$8t_3$
EPI15		$16t_3$

Tableau II. 7 – Matrice des essais préliminaires

La durée t_i est le temps de traitement unitaire à définir. Chaque courbe de saturation est constituée de 5 points de mesure pour lesquels la durée de traitement est doublée par rapport à l'essai précédent. C'est à dire que pour la construction de chaque courbe, 5 éprouvettes sont traitées avec respectivement des durées d'exposition de t_i , $2t_i$, $4t_i$, $8t_i$ et $16t_i$. Les résultats de ces essais sont analysés au §II.5.1.

II.3.3.2. Essais de répétabilité

Afin d'éviter des biais dus aux aléas de l'expérience, nous vérifierons la répétabilité des effets de la grenailleuse par ultrasons afin de garantir la qualité et la stabilité de nos essais. Pour ce faire, nous proposons deux séries d'essais pour lesquelles les conditions de réalisation sont totalement identiques afin d'établir deux courbes de saturation en fonction du temps. Nous retenons :

- Série (i) : EPA1 à EPA5
- Série (ii): EPA6 à EPA10

Nous concluons que la répétabilité est acquise si les deux courbes de saturation obtenues sont suffisamment similaires. Cet ensemble d'essais a été effectué sur des éprouvettes en acier 316L. La vitesse initiale de billes est de 6,2 m/s, ce qui correspond à la vitesse initiale maximale que notre machine est capable de fournir. La matrice d'expériences est présentée dans le Tableau II. 8. Les résultats de ces essais sont analysés au § II.5.2.

Essais de répétabilité (éprouvettes en acier 316L)		
N° essai	Facteur1 (vitesse initiale)	Facteur1 (temps d'exposition)
EPA1	$V_0 = 6,2 \text{ m/s}$	t_3
EPA2		$2t_3$
EPA3		$4t_3$
EPA4		$8t_3$
EPA5		$16t_3$
EPA6	$V_0 = 6,2 \text{ m/s}$	t_3
EPA7		$2t_3$
EPA8		$4t_3$
EPA9		$8t_3$
EPA10		$16t_3$

Tableau II. 8 – Matrice des essais de répétabilité

II.3.4. Essais définitifs

Ces essais « définitifs » ont été réalisés avec les éprouvettes en Inconel 600 en faisant varier l'amplitude de vibration et le taux de recouvrement pour chacune des trois valeurs choisies. Ceci nous a conduit à mener 9 essais tels qu'indiqués dans le Tableau II. 9. Les autres paramètres sont ceux définis, présentés et retenus au §II.3.2.6. Les résultats des ces essais sont analysés aux §II.5.3, §II.5.4, §II.5.5 et §II.5.6.

Essais Définitifs (Éprouvettes en Inconel 600)				
N° essai	Facteur 1 (type d'éprouvette)	Facteur 2 (vitesse initiale)	Facteur 3 (recouvrement)	
ED1	-1	-1	-1	
ED2			0	
ED3			+1	
ED4		0	-1	-1
ED5				0
ED6				+1
ED7		+1	-1	-1
ED8				0
ED9				+1
ED10	+1	0	-1	
ED11			+1	
Domaine d'étude				
Niveau -1	Mince	$V_0 = 1,5 \text{ m/s}$	100%	
Niveau 0	-	$V_0 = 4 \text{ m/s}$	150%	
Niveau +1	Épaisse	$V_0 = 6,2 \text{ m/s}$	200%	

Tableau II. 9 – Matrice des essais définitifs

II.4. État initial des éprouvettes

II.4.1. Préparation par usinage

Pour les deux épaisseurs retenues, les éprouvettes ont été découpées par électroérosion au fil, suivies d'une rectification sur les deux faces.

II.4.2. Traitement thermique de détensionnement

Ensuite, les éprouvettes ont subi un traitement thermique de détensionnement (TTD) pour diminuer ainsi, au maximum, les contraintes résiduelles d'usinage. La température et le temps de maintien doivent être définis de manière à ce que la microstructure ne soit pas modifiée lors du traitement. D'après l'étude de [FEUILLY 09] pour un traitement thermique de température inférieure à 900°C, la taille des grains d'Inconel 600 n'est pas affectée, par rapport à l'état de réception. Au-delà un grossissement des grains a été observé.

Finalement, dans notre cas, toutes les éprouvettes ont été chauffées et maintenues à une température de 600°C pendant 3 heures, avec une montée en température de 200°C par heure et avec un refroidissement naturel.

II.4.3. Planéité initiale

Deux éprouvettes, une mince et une épaisse, ont été choisies de façon arbitraire afin de mesurer leur planéité initiale. Les valeurs relevées sont tracées sur la Figure II. 20. Nous observons que les éprouvettes sont quasiment parfaitement plates après la rectification. La flèche maximale due à l'usinage est de 10 µm.

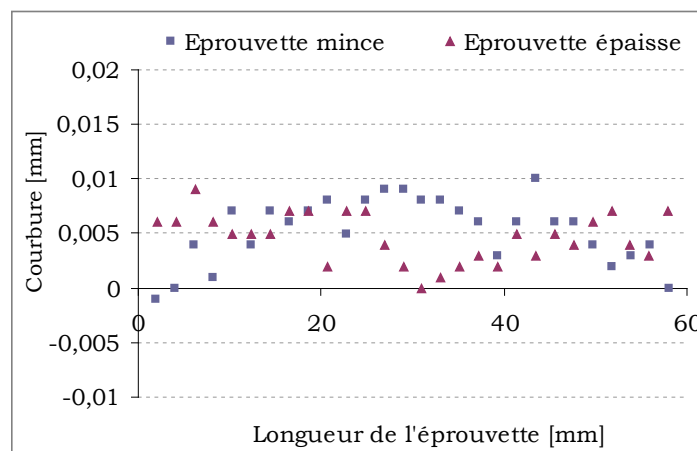


Figure II. 20 – Planéité initiales des éprouvettes mince et épaisse

II.4.4. Contraintes résiduelles d'usinage

Nous avons effectué des mesures de contraintes par DRX, dans les sens longitudinal et transversal (Figure II. 21), avant et après le détensionnement pour étudier, de façon qualitative, l'efficacité de ce TTD.

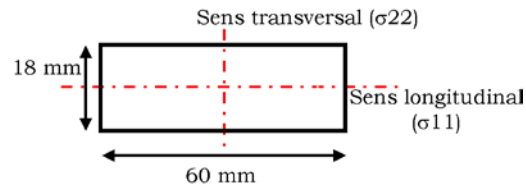


Figure II. 21 – Sens de mesures sur les éprouvettes

Pour les éprouvettes minces, la Figure II. 22 montre que, quel que soit le sens de mesure, le niveau de contrainte sur les deux surfaces est le même. Le procédé d'usinage est donc de qualité constante.

Nous observons un effet de réduction des contraintes de traction (d'un facteur 2) après le TTD en surface avant et arrière. Toutefois, le niveau des contraintes résiduelles à l'intérieur de la plaque reste non négligeable et difficilement interprétable à l'égard des incertitudes de mesure (± 30 MPa).

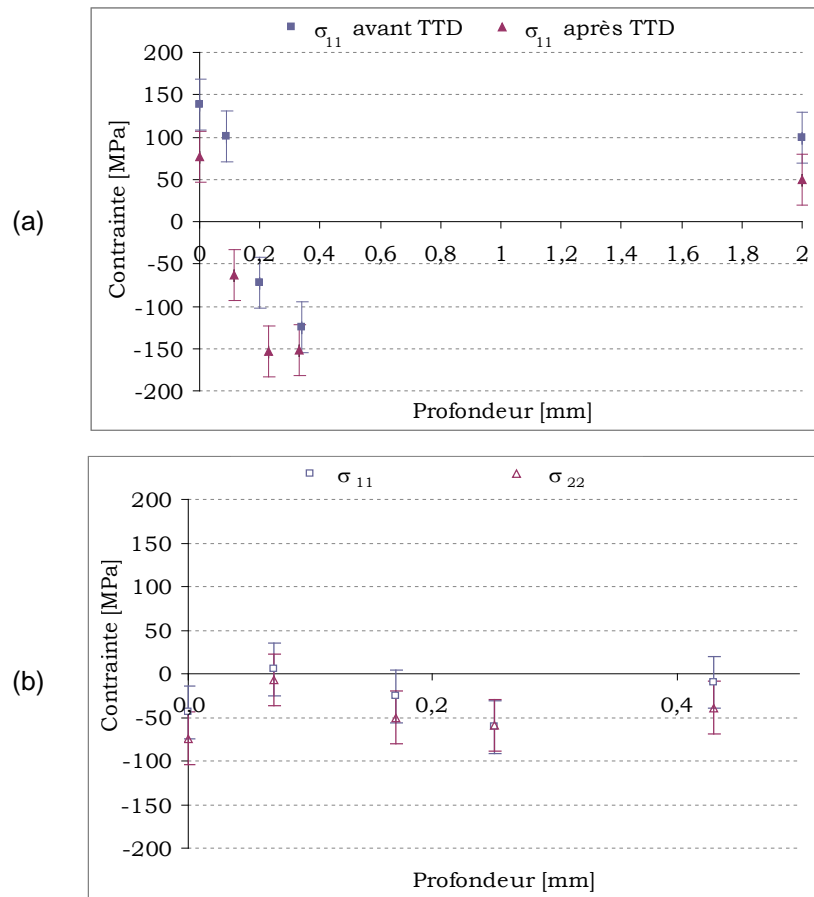


Figure II. 22 – Contraintes post usinage mesurées par DRX, (a) sur l'éprouvette mince avant et après le TTD, (b) sur l'éprouvette épaisse après le TTD.

Pour les éprouvettes épaisses (Figure II. 22 (b)), nous avons seulement mesuré les contraintes après le TTD. Nous constatons que le niveau de contraintes résiduelles est très faible (de l'ordre de 70 MPa en valeur absolue). De plus, ces valeurs sont du même ordre de grandeur que ce soit dans le sens longitudinal et transversal.

II.5. Analyse des résultats expérimentaux

II.5.1. Courbes de saturation

Les durées de traitement des éprouvettes pour construire les courbes de saturation sont données dans le Tableau II. 10.

$V_0 = 1,5 \text{ m/s}$		$V_0 = 4 \text{ m/s}$		$V_0 = 6,2 \text{ m/s}$	
Temps [min]	Flèche [mm]	Temps [min]	Flèche [mm]	Temps [min]	Flèche [mm]
t_1	5	t_2	2,25	t_3	1,5
$2t_1$	10	$2t_2$	4,5	$2t_3$	3
$4t_1$	20	$4t_2$	9	$4t_3$	6
$8t_1$	40	$8t_2$	18	$8t_3$	12
$16t_1$	80	$16t_2$	36	$16t_3$	24

Tableau II. 10 – Temps de traitement pour obtenir les courbes de saturation

Les courbes de saturation obtenues sur les éprouvettes minces en Inconel 600 avec trois vitesses initiales différentes selon la matrice d'expériences du Tableau II. 7 donnent les résultats présentés sur la Figure II. 23. Les flèches sont mesurées au centre de l'éprouvette traitée.

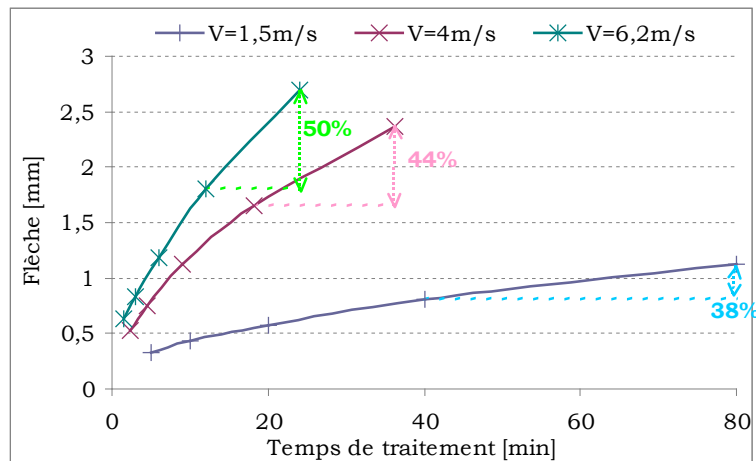


Figure II. 23 – Courbes de saturation à différentes vitesses initiales mesurées sur des éprouvettes en Inconel 600

Rappelons que la saturation est atteinte si l'augmentation de la flèche maximale provoquée par le billage US est inférieure à 10% lorsque la durée de traitement t est portée à $2t$ (§II.3.3.1). Ainsi, nous pouvons voir sur les trois courbes qu'aucune saturation n'est

atteinte, quelle que soit la vitesse initiale des billes. Seule la courbe correspondante à $V_0=1,5$ m/s tend à montrer une asymptote après un traitement de 80 minutes.

Néanmoins, pour les temps de traitement considérés, le taux de recouvrement dépasse largement 200% (voir Tableau II. 11). Notons que le temps de saturation du matériau traité correspondant à la stabilisation des contraintes résiduelles introduites qui pourrait être différent du temps de recouvrement total à 100% selon la dureté du massif. Pour un matériau dur, le temps de saturation est proche du recouvrement de 100%. Certes, les trois courbes atteindront leur saturation si l'on prolonge le temps de traitement, ce qui ne présente toutefois pas beaucoup d'intérêts vu que le taux de recouvrement maximal considéré dans ce travail est de 200%.

De plus, le temps pour atteindre la saturation varie également en fonction du diamètre des billes comme montré par la Figure II. 24. Pour un nombre de billes et une vitesse initiale identiques, la saturation semble d'autant plus rapide que le diamètre des billes est petit. Le même phénomène a été observé par [FLAVENOT 76] dans le cas du grenailage classique (Figure II. 6). D'autre part, le comportement de l'Inconel 600 avec fort écrouissage explique également la différence par rapport à l'essai Almen normalisé sur acier à ressort.

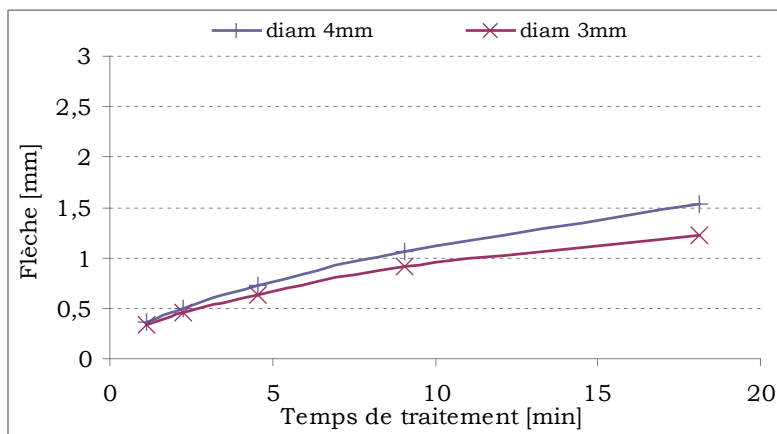


Figure II. 24 – Courbes de saturation obtenues avec des billes de diamètre 4 mm et 3 mm. La vitesse initiale des billes est de 4 m/s

II.5.2. Essais de répétabilité

Les flèches, obtenues par deux séries de mesures avec des conditions identiques de réalisation (§II.3.3.2), sont tracées en fonction du temps de traitement sur la Figure II. 25. Cette dernière nous indique que le procédé est bien reproductible et répétable avec un écart de moins de 2%.

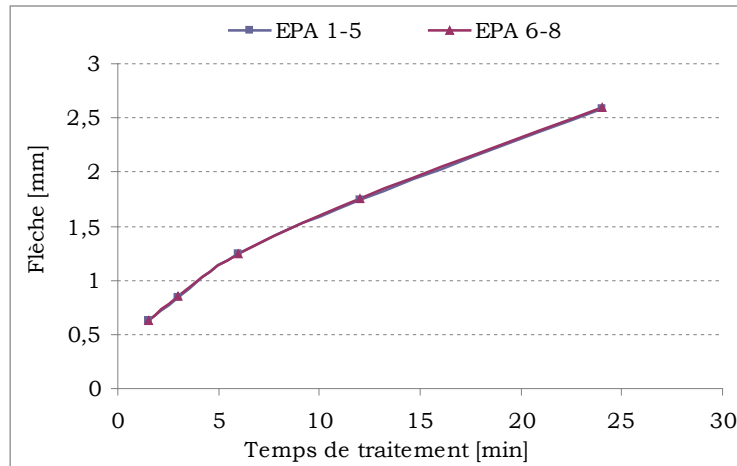


Figure II. 25 – Résultats des essais de répétabilité

II.5.3. Détermination du taux de recouvrement à 100%

Les éprouvettes ont été préalablement peintes en bleu à l'aide d'un marqueur afin de mieux apprécier leur état de surface après le traitement. La Figure II. 26 montre les cinq éprouvettes traitées qui ont servi à construire la courbe de saturation à $V_0 = 4$ m/s. En première approximation, nous pouvons dire que le recouvrement total est atteint pour l'éprouvette N°EP7, car il ne reste plus que du bleu dans les zones couvertes par les vis de fixation.

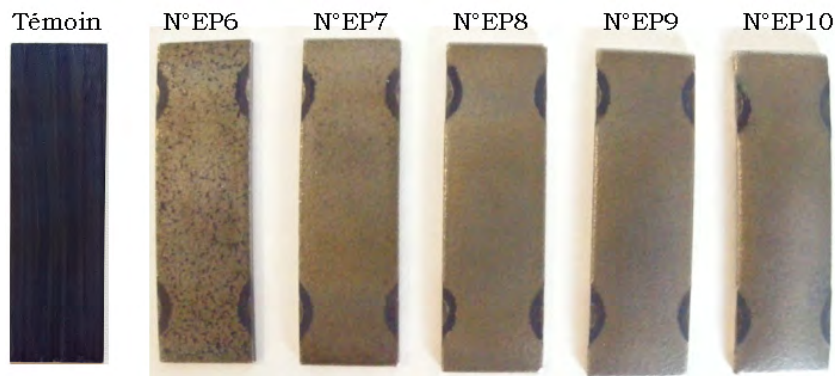


Figure II. 26 – Éprouvettes témoin et traitées avec différents temps d'exposition

Puis nous avons observé ces éprouvettes au microscope optique pour plus de précision. La Figure II. 27 (a) montre que la surface n'est pas totalement couverte par les impacts (Zone A). Notons que lorsque le taux de recouvrement à 100% est atteint sur l'ensemble de la surface traitée, il existe inévitablement des zones où les impacts se sont superposés (Zone C, Figure II. 27 (b)). En effet, bien que le nombre d'impacts soit une fonction quasi linéaire du temps de traitement, l'évolution du taux de recouvrement ne l'est pas, car tous les impacts ne créent pas forcément une nouvelle empreinte (impact répété). Il est clair que certaines zones ont été impactées plus que d'autres.

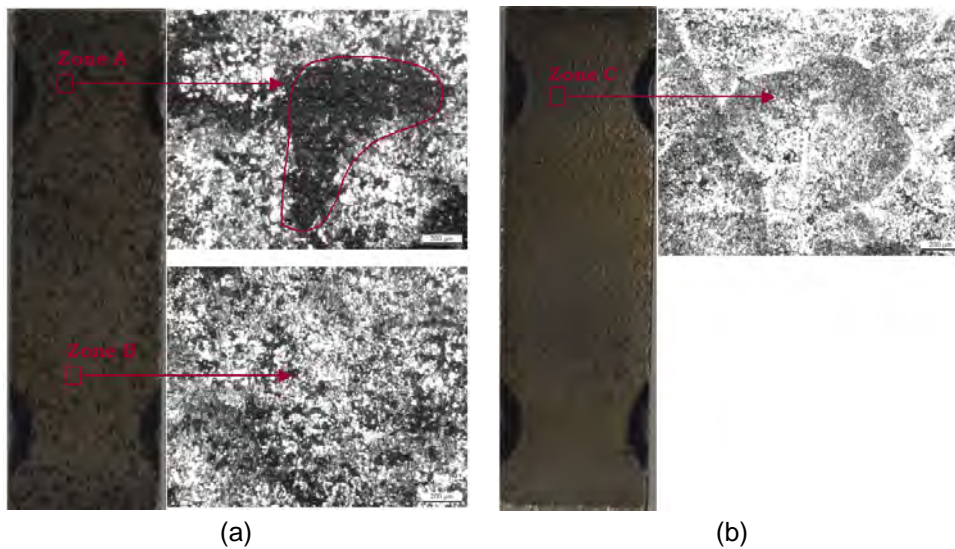


Figure II. 27 – État de surface des éprouvettes observé sous un microscope optique, (a) sur l'éprouvette N°EP6, (b) sur l'éprouvette N°EP7

D'après l'étude de [LOMBARDO 96], 80% de la surface est impactée plus de deux fois lorsque le recouvrement atteint 90%. Si ce dernier est proche de 99%, alors la surface impactée plus de deux fois est de 85% dont 50% est impactée 5 fois voire plus.

Dans notre étude, les temps de traitement, pour lesquels les taux de recouvrement de 100%, 150% et 200% sont atteints à différentes vitesses initiales des billes, sont donnés dans le Tableau II. 11. Nous constatons que la durée de traitement diminue lorsque la vitesse maximale de la sonotrode (V_0) augmente. Ceci s'explique par le cumul de deux phénomènes, premièrement une aire impactée plus grande lorsque la vitesse de la bille augmente, et deuxièmement l'augmentation de l'épaisseur plastifiée.

	Temps de traitement [min]		
	100%	150%	200%
$V_0=1,5$ m/s	10	15	20
$V_0=4$ m/s	4,5	6	9
$V_0=6,2$ m/s	3	4,5	6

Tableau II. 11 – Temps de traitement correspondant à un recouvrement de 100%, 150% et 200% pour les vitesses initiales de 1.5, 4 et 6,2 m/s

II.5.4. Courbures des éprouvettes minces

Les mesures de la courbure des éprouvettes traitées ont été effectuées à l'aide d'une machine à mesure tridimensionnelle (MMT) qui peut atteindre une précision de l'ordre d'un centième de millimètre. Le montage est donné par la Figure II. 28.

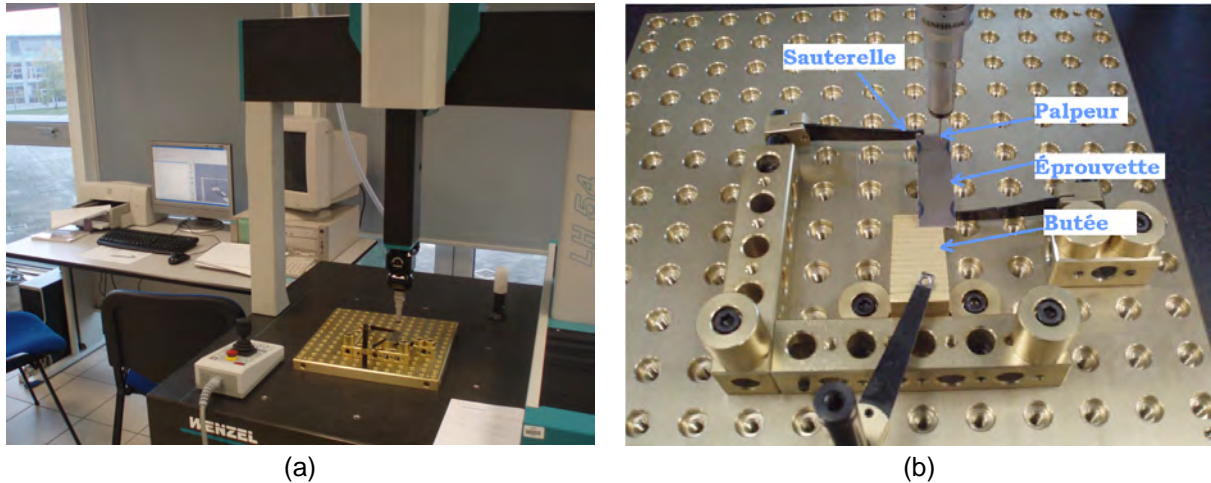


Figure II. 28 – MMT, (a) vue d'ensemble, (b) montage d'une éprouvette serrée d'un côté par une butée et d'un autre côté par une sauterelle

Les courbures des éprouvettes traitées au cours des essais définitifs (§II.3.4) sont tracées sur la Figure II. 29 dans le sens longitudinal. Comme nous n'avons pas atteint la saturation, la courbure obtenue est d'autant plus importante que la durée du traitement a été longue. Nous observons aussi que la flèche est une fonction quasi linéaire du taux de recouvrement (temps d'exposition) lorsque ce dernier est compris entre 100% et 200% (Figure II. 30).

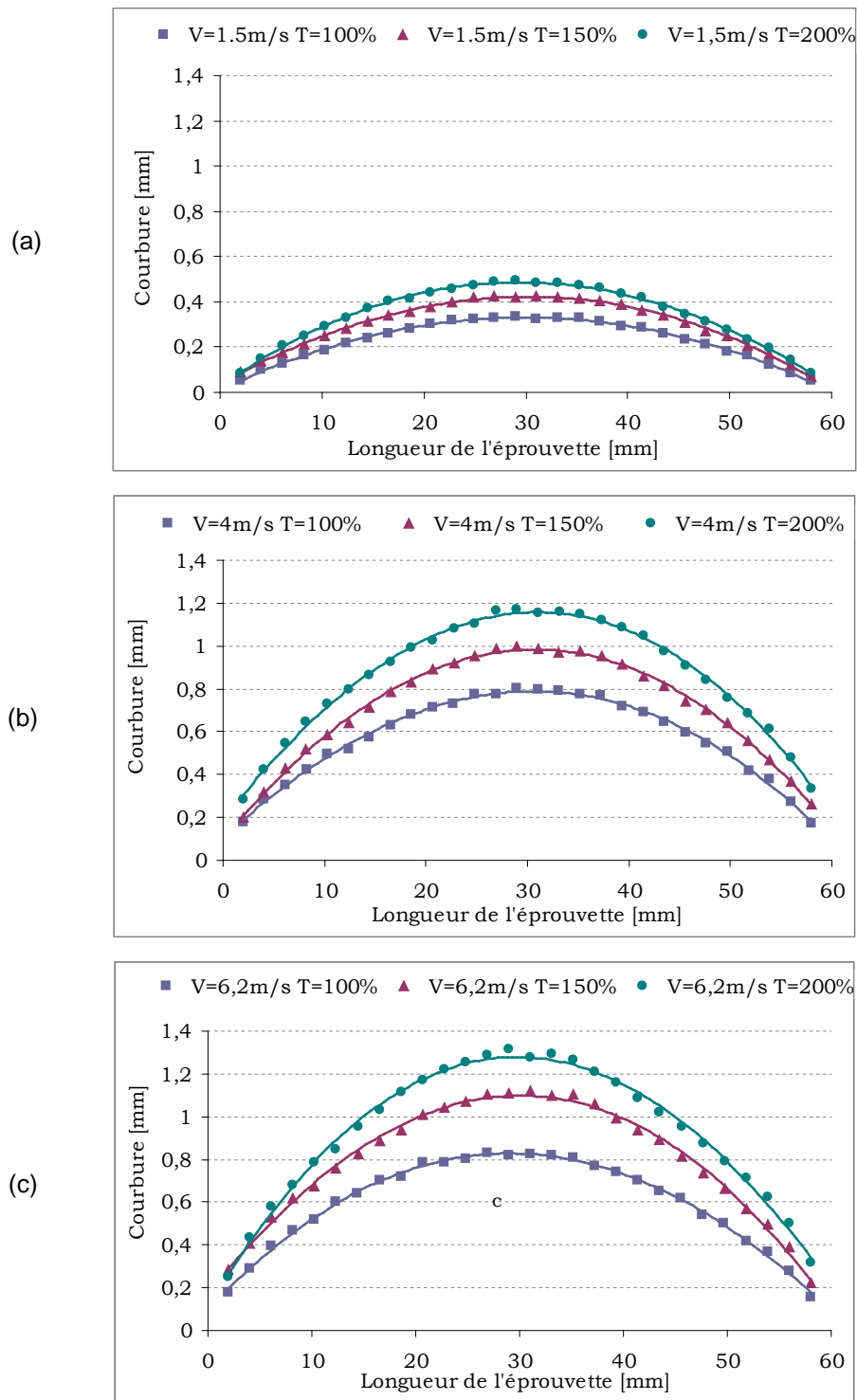


Figure II. 29 – Courbures longitudinales des éprouvettes traitées au cours des essais définitifs, (a) $V_0=1,5\text{ m/s}$, (b) $V_0=4\text{ m/s}$, (c) $V_0=6,2\text{ m/s}$

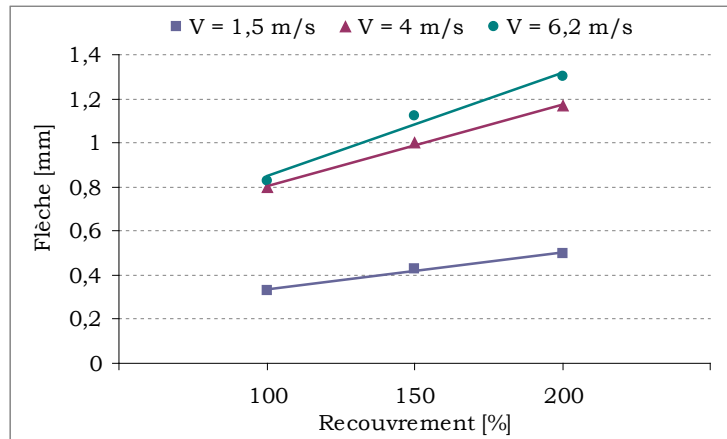


Figure II. 30 – Évolution de la flèche en fonction du taux de recouvrement pour différentes vitesses initiales

II.5.5. Contraintes résiduelles

II.5.5.1. Conditions de mesure

Compte tenu de la limitation de la méthode de DRX pour des matériaux ayant une taille de grains importante, nos mesures ont été réalisées avec un angle diffractant relativement plus grand et en faisant varier cet angle ϕ de $\pm 10^\circ$ pendant l'acquisition, avec une vitesse de 15 °/s. Ceci permet d'augmenter le nombre de grains contribuant à l'établissement du pic de diffraction. Par conséquent, nous obtenons des pics de contraintes plus réguliers tant sur la forme qu'en amplitude.

Les autres conditions de mesure sont les suivantes :

- Tube à rayons X : Cu-K α ,
- Pic de diffraction : 141,13° ,
- Plan de diffraction : {3 3 1},
- Tension du tube: 40 kV,
- Courant du tube: 30 mA.
- Incertitude de mesure : ± 30 MPa.

Les mesures en profondeur ont été réalisées en enlevant la matière couche par couche par électro-polissage. L'avantage de ce procédé est qu'il ne génère pas de contraintes supplémentaires. Pour ce faire, une fenêtre de dimension 10 x 10 mm² au centre de la plaque (Figure II. 31 (a)) est pratiquée, sous une tension de 5 V, par une solution électrolytique (également appelée « D11 ») composée de :

- 70% d'éthanol dénaturé ;
- 10% d'éther mono-butylique de l'éthylène glycol (2-Butoxyéthanol) ;
- 20% d'acide perchlorique.

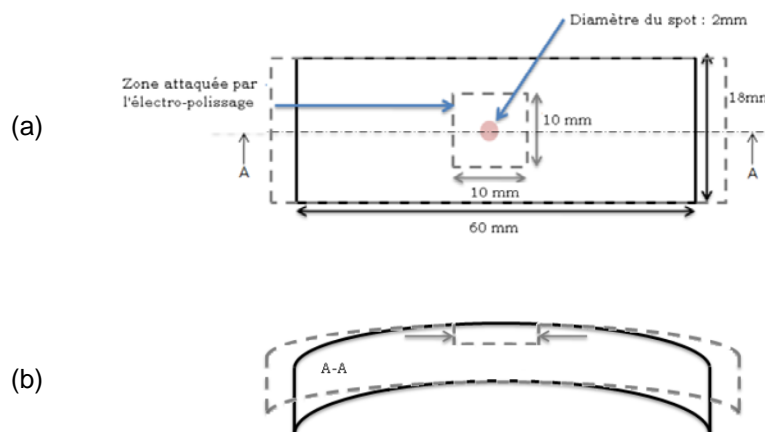


Figure II. 31 – (a) Zone affectée par l'électro-polissage et point de mesure par DRX, (b) Relaxation des contraintes résiduelles due à l'enlèvement de matière sur les éprouvettes minces

Compte tenu de la faible épaisseur des éprouvettes minces, cet enlèvement de matière lié au procédé de mesure par DRX des contraintes dans l'épaisseur modifie quelque peu la rigidité de l'échantillon et conduit à une relaxation des contraintes, comme schématisé sur la Figure II. 31 (b). C'est pourquoi l'épaisseur enlevée ne dépasse pas 400 μm pour les mesures que nous avons réalisé.

Des techniques de correction existent, comme par exemple les travaux de [MOORE 58], qui a proposé une méthode permettant de corriger les contraintes résiduelles mesurées expérimentalement en tenant compte de la relaxation due à l'enlèvement de couches. Toutefois, la méthode est valable lorsqu'une couche entière est enlevée et non pas sur une fenêtre carrée comme dans le cas présent. Aucune correction des mesures ne sera donc effectuée ici.

II.5.5.2. Pics de contraintes

Sur la Figure II. 32, nous constatons que les pics de contraintes mesurés dans le sens longitudinal en surface et en sous couche sont différents tant sur la forme que sur l'amplitude. En surface, le matériau est écroui et les grains sont tassés par le billage (cf. §II.5.6). La quantité des grains diffractant est donc relativement plus importante. Comme chaque grain a son propre état de contrainte, la valeur moyenne de tous les pics contribue à une étendue plus grande.

En sous couche, la taille des grains reste grosse car elle n'est pas affectée par le billage. Le volume des grains diffractant est plus petit, le pic observé est la superposition des pics des grains diffractant, d'où l'amplitude plus importante du pic mesuré.

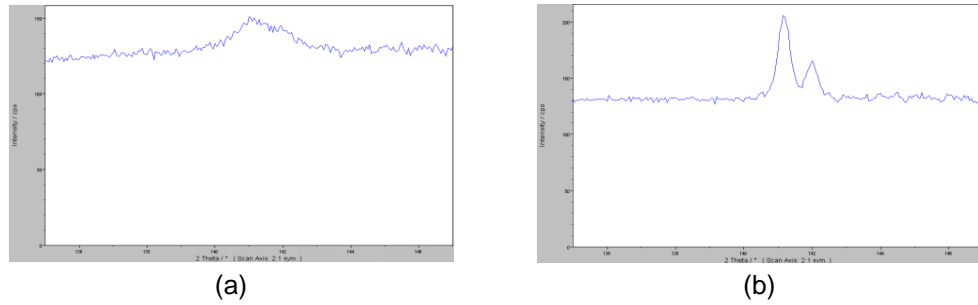


Figure II. 32 – Pics de contraintes mesurées, (a) en surface traitée, (b) en sous couche de la plaque à 400 μm

II.5.5.3. Résultats

Les contraintes mesurées sur les éprouvettes minces traitées avec différentes vitesses (1,5 m/s, 4 m/s et 6,2 m/s) et avec différents taux de recouvrement (100%, 150% et 200%) sont présentées sur la Figure II. 33. L'évolution de la contrainte en surface, de la contrainte maximale de compression et de la contrainte en face opposée est tracée sur la Figure II. 34. Par ces résultats nous pouvons tirer les conclusions suivantes :

Pour **toutes les éprouvettes traitées**, quelle que soit leur épaisseur et la direction dans laquelle les mesures ont été réalisées, les contraintes sont systématiquement en compression en surface et en sous couche.

Pour **les éprouvettes minces**, les contraintes transversales (σ_{22}) sont toujours supérieures à celles longitudinales (σ_{11}). Ceci proviendrait des conditions de blocage de l'éprouvette dans la direction transversale. Lors du traitement, l'éprouvette peut se déformer davantage dans le sens longitudinal que le sens transversal, relâchant d'autant les contraintes résiduelles.

En face arrière, les contraintes y sont aussi de compression. Ces contraintes augmentent avec l'augmentation de la vitesse initiale. Pour $V_0 = 1,5$ m/s, elles sont inférieures aux contraintes en surface. Pour $V_0 = 4$ m/s, le niveau est égal entre les contraintes en face avant et arrière. Pour $V_0 = 6,2$ m/s, les contraintes en face avant ont tendance à être dépassées par celles en face arrière. Ceci peut s'expliquer par le fait que plus la vitesse initiale est grande, plus la courbure de l'éprouvette sera grande en face arrière et plus cette dernière sera en état comprimé.

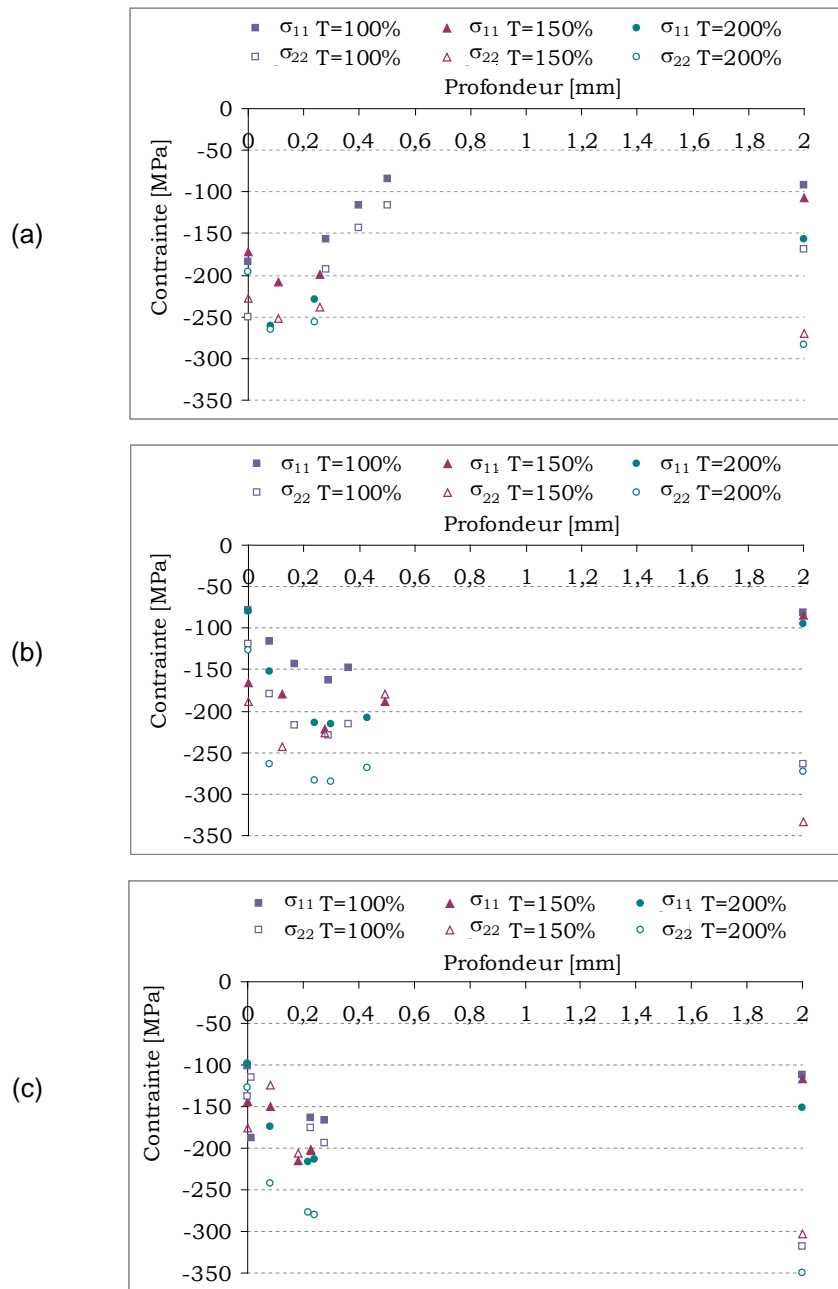


Figure II. 33 – Contraintes résiduelles mesurées sur les éprouvettes minces traitées avec les vitesses initiales de (a) 1,5 m/s, (b) 4 m/s et (c) 6,2 m/s

De plus, la Figure II. 34 indique que la valeur de contrainte en surface traitée évolue peu avec le taux de recouvrement pour les trois vitesses initiales. Il est intéressant de voir que la contrainte maximale en surface est produite lorsque le recouvrement est de 150% et non pas pour le recouvrement de 200%. Ceci est vrai dans les cas (a), (b) et (c). Par conséquent, la contrainte en surface n'est pas simplement une fonction décroissante du taux de recouvrement. Parce que plus ce dernier est grand, plus la déflexion provoquée suite au débridage de l'éprouvette après le traitement est importante. Cette déflexion génère des contraintes de traction en surface. Ainsi les contraintes de compression y sont atténuées.

Pour la contrainte maximale de compression, elle augmente en valeur absolue à mesure que le taux de recouvrement augmente. De même pour les contraintes sur la face opposée. Les mêmes remarques peuvent être faites pour les contraintes transversales σ_{22} .

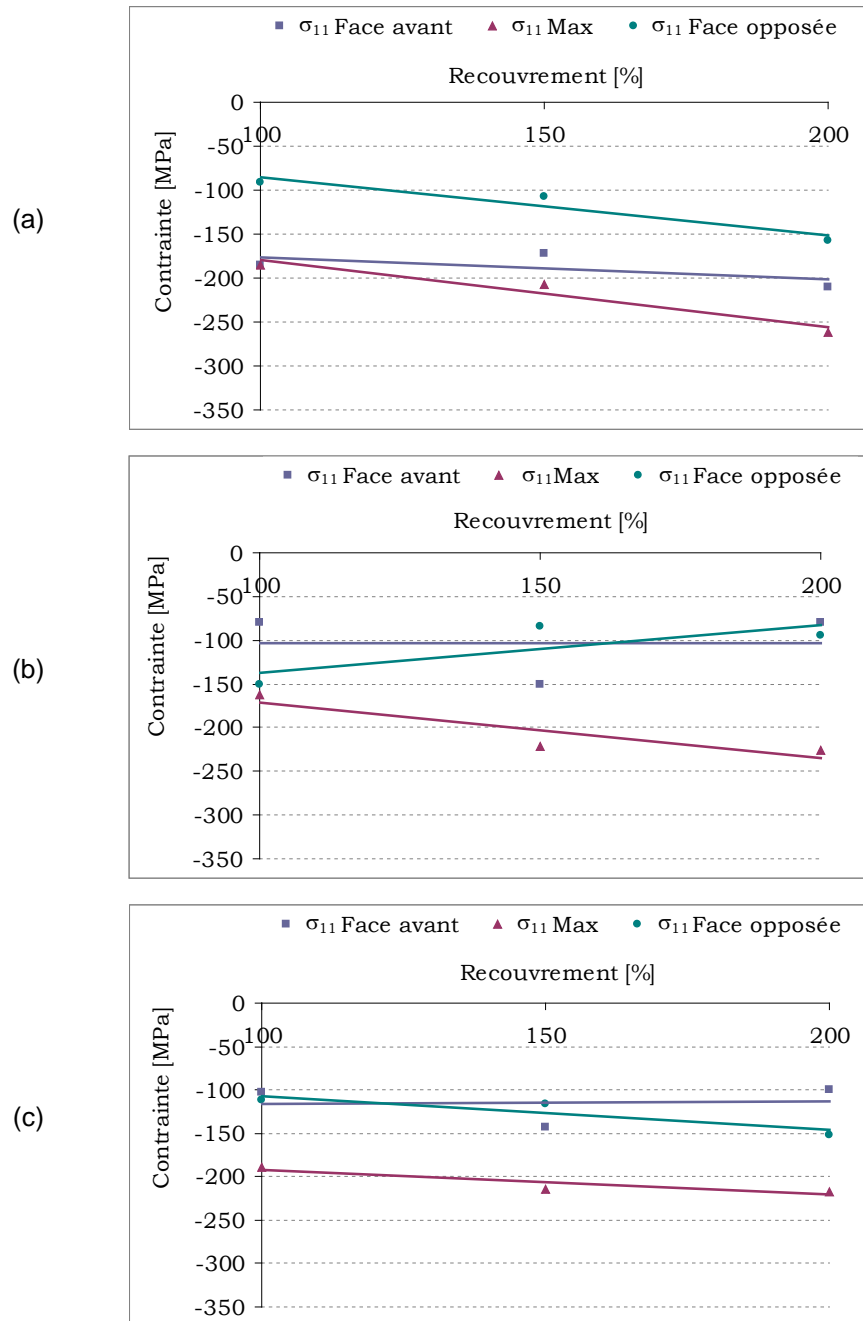


Figure II. 34 – Évolution de la contrainte en surface, de la contrainte maximale de compression et de la contrainte en face opposée sur les éprouvettes minces traitées avec une vitesse initiale des billes de (a) 1,5 m/s, (b) 4 m/s et (c) 6.2 m/s

En ce qui concerne **les éprouvettes épaisses**, contrairement aux éprouvettes minces, le niveau de contraintes longitudinales et transversales est très similaire pour un recouvrement

donné (Figure II. 35 (a)). L'étendu de la zone de compression augmente avec le taux de recouvrement.

L'évolution de la contrainte superficielle, de la contrainte maximale de compression et de la contrainte en profondeur (à 800 μm) est tracée sur la Figure II. 35 (b) qui montre que plus le taux de recouvrement est grand, plus les contraintes de compression sont importantes tant en surface qu'en profondeur. Dans le cas présent l'augmentation du niveau de contrainte est de l'ordre de -100 MPa lorsque le taux de recouvrement passe de 100% à 200%.

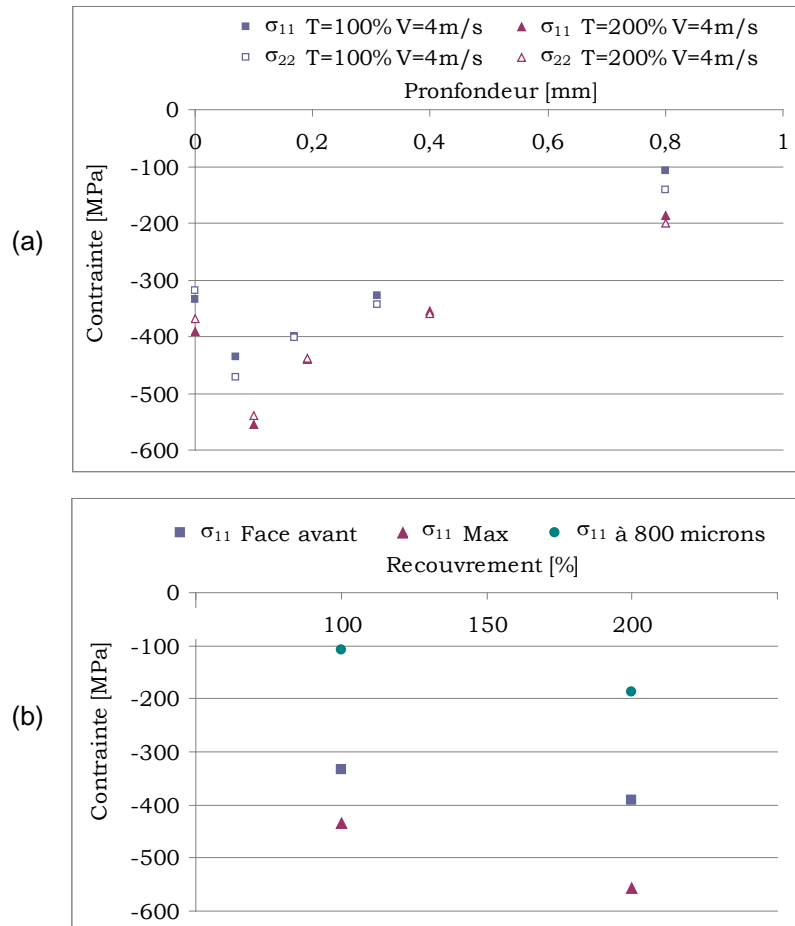


Figure II. 35 – (a) Contraintes résiduelles mesurées sur les **éprouvettes épaisses** traitées avec une vitesse initiale des billes de **4 m/s** et avec différents taux de recouvrement de **100%** et **200%**, (b) Évolution de la contrainte en surface, de la contrainte maximale de compression et de la contrainte en profondeur à 800 microns

A titre de comparaison, les contraintes longitudinales obtenues sur les éprouvettes mince et épaisse avec les conditions expérimentales sont tracées sur la Figure II. 36. Nous observons que le niveau de contraintes de compression est plus important sur l'éprouvette épaisse que sur l'éprouvette mince.

Les contraintes de compression d'une éprouvette mince traitée sont atténuées à cause de la relaxation des contraintes due à la déflexion de l'éprouvette. Ce phénomène n'a pas eu lieu lors d'une éprouvette épaisse qui pourrait être considéré comme un massif semi-infini.

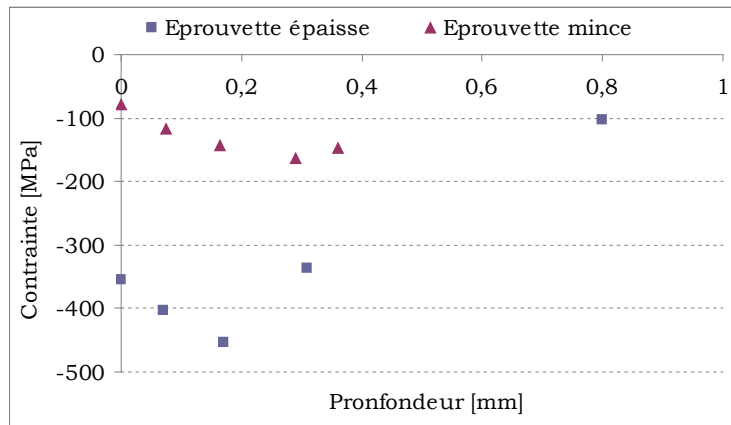


Figure II. 36 – Comparaison des contraintes résiduelles obtenues sur des éprouvettes mince et épaisse ($V_0 = 4\text{m/s}$ et $T = 100\%$)

II.5.6. Microstructure

L'objectif de cette analyse est d'examiner les modifications microstructurales (la taille et la forme des grains) en surface et en sous couche des éprouvettes traitées à l'aide d'un microscope optique. D'autre part, nous souhaitons déterminer la profondeur de la zone affectée par le procédé.

Les éprouvettes observées sont celles billées avec une vitesse initiale de 4 m/s. Elles sont d'abord découpées en section puis enrobées afin de protéger le bord à observer et d'y obtenir une parfaite netteté. Ensuite elles ont subi une attaque électrolytique à l'acide oxalique 10% sous une tension de 5 V pendant 10 secondes afin de révéler les joints de grains. Attaquer l'échantillon pendant une durée plus longue permet de noircir les frontières de grains, mais nous risquons de générer dans le même temps de nombreuses piqûres voire brûler la surface de l'échantillon.

Sur la Figure II. 37, sont montrées deux images obtenues sur les éprouvettes en Inconel **600** : l'une vierge (a) et l'autre (b) traitée avec un taux de recouvrement de 100% (à $V_0 = 4$ m/s). Nous pouvons observer les points suivants :

- La taille des grains est très hétérogène, variant de quelques dizaines à une centaine de microns, ce qui est le cas même avant le billage ;
- Des singularités sous forme de grains allongés (et ce avant le billage) sont présentes. Ces bandes sont toutes parallèles. A priori, il s'agit d'instabilités de laminage que des traitements de thermique de détensionnement ne font pas disparaître ;
- La modification de la rugosité superficielle est minime avant et après le billage ;

- Les grains proches de la surface sont tassés par le billage qui n'a pas provoqué de modification microstructurale. Ainsi, les contraintes résiduelles seraient principalement générées par l'accumulation de dislocations dans les grains ;
- Il est difficile de déterminer la zone affectée par le procédé de billage.

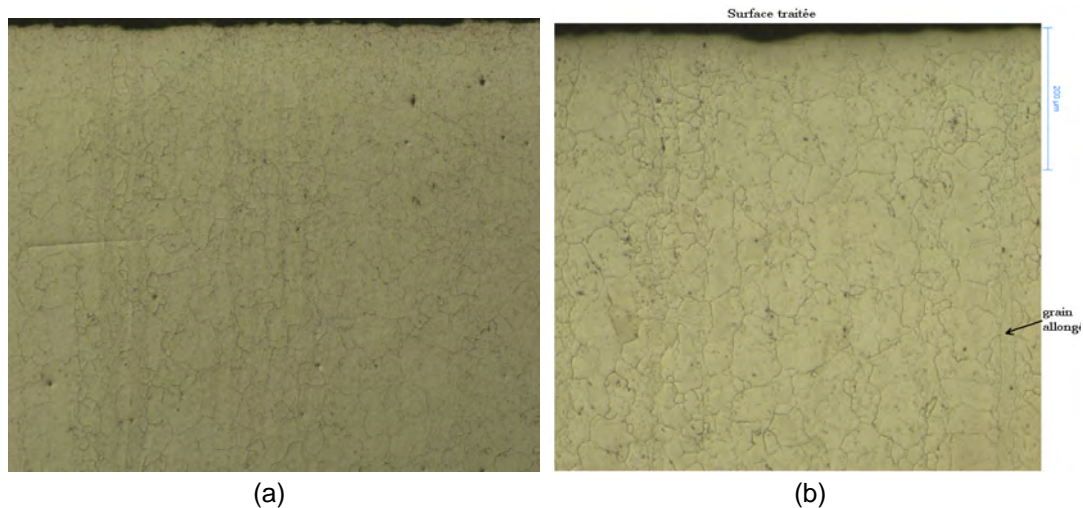
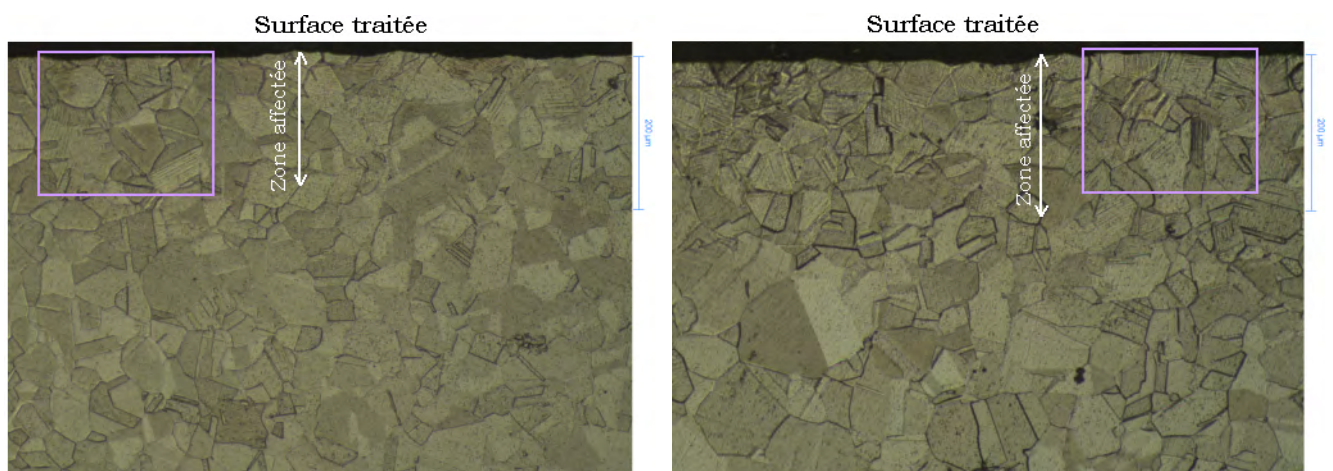


Figure II. 37 – Microstructure de l'éprouvette en **Inconel 600** vierge (a) et billée (b) à $V_0 = 4m/s$ et à $T = 100\%$, observée par microscope optique

En procédant de la même manière, deux éprouvettes en **acier 316L** billées ont été observées. Les images présentées Figure II. 38 ont mis en évidence les lignes de glissement dues aux dislocations dans les grains lors du traitement de billage. Ces lignes de glissement ne sont pas présentes au bord de la face opposée (Figure II. 39). En s'appuyant sur ces lignes de glissement, nous arrivons à déterminer de façon approximative la profondeur de la zone affectée par le procédé de billage. Il est évident, à vitesse d'impact identique, que la zone affectée est plus large sur l'éprouvette traitée avec le taux de recouvrement de 200% (Figure II. 38 (a)) que celle traitée avec le recouvrement de 100% (Figure II. 38 (b)).



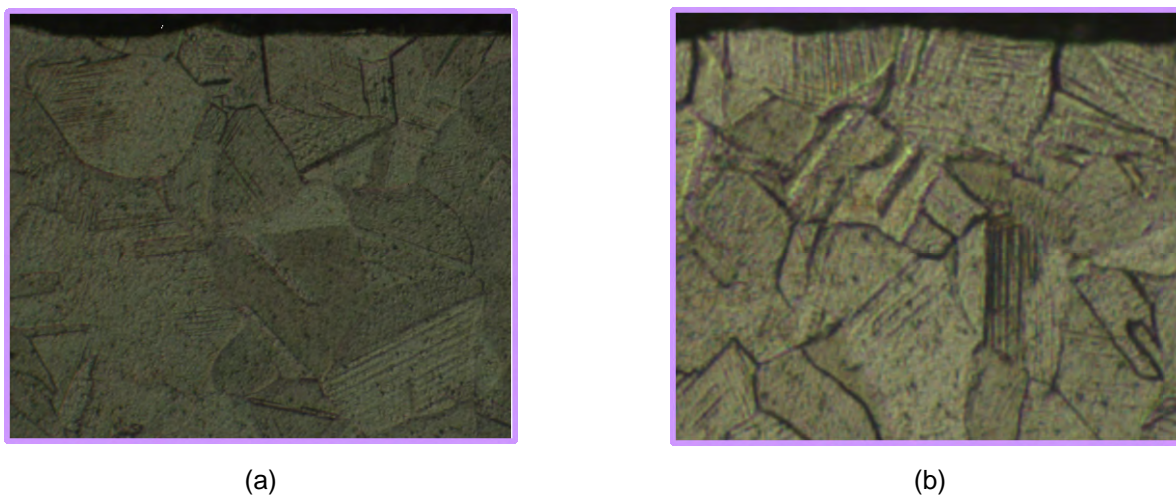


Figure II. 38 – Microstructure des éprouvettes en **acier 316L** traitée à $V_0 = 4$ m/s avec des taux de recouvrement de 100% (a) et de 200% (b), observée par microscope optique



Figure II. 39 – Microstructure de la face opposée de l'éprouvette en **acier 316L** traitée à $V_0 = 4$ m/s et à $T = 200\%$, observée par microscope optique

II.6. Conclusion

Bien que le mécanisme du billage ultrasonore soit simple, les phénomènes physiques engendrés par ce procédé sont complexes. Comme nous l'avons vu, de nombreux paramètres jouent un rôle sur les contraintes résiduelles. Certains de ces paramètres ont un effet conjoint, ce qui complique leur choix lors de l'optimisation du procédé. Limité par le volume expérimental, seulement deux paramètres (la vitesse initiale des billes et le taux de recouvrement) ont été soigneusement étudiés dans une plage de variation donnée. D'autres paramètres, comme le diamètre et le nombre de billes, auraient pu également être étudiés, comme la dimension des billes par exemple qui joue un rôle sur le volume écroui, autrement dit sur la profondeur affectée par les contraintes de compression. Le nombre de billes quant à lui influence la vitesse réelle et l'angle d'incidence des impacts lors du traitement.

Malgré tout, nous pouvons tirer les renseignements suivants :

- L'instant correspondant à un **taux de recouvrement** de 100% est délicat à déterminer. Par ailleurs, l'utilisation d'un microscope optique pour déterminer visuellement ce taux de recouvrement de référence implique une grande part de subjectivité et pourrait varier selon l'opérateur et la qualité de l'éclairage. Ce paramètre est pourtant très important dans la pratique puisque la définition du temps de traitement final en découle. L'utilisation d'un critère standard, objectif et surtout reproductible serait pertinent. Le « Coverage Checker », outil innovant et crédible, semble pouvoir satisfaire ces besoins.
- Notons que, pour l'Inconel 600, les durées d'exposition pour atteindre la **saturation** et pour un taux de recouvrement de 100% restent très différentes. En effet, aucune saturation ne semble atteinte avec nos conditions expérimentales, jusqu'à un taux de recouvrement de 800%. La saturation sera obtenue plus rapidement en mettant un nombre de billes plus important ou en utilisant des billes de diamètre plus petit.
- Pour la **courbure** dans le sens longitudinal, la flèche est une fonction quasi linéaire du temps d'exposition lorsque le taux de recouvrement est compris entre 100% et 200%.
- En ce qui concerne les **contraintes résiduelles**, le procédé génère systématiquement des contraintes de compression en surface et en sous couche à la fois pour les éprouvettes minces et épaisses. Néanmoins, le niveau de contraintes de compression obtenu sur une éprouvette épaisse est largement supérieur à celui obtenu avec une éprouvette mince. Ceci s'explique par la relaxation des contraintes due à la déflexion de l'éprouvette mince. Enfin des contraintes de compression sont également observées en face arrière.
- L'**analyse microstructurale** de certaines éprouvettes a permis de montrer que la microstructure du matériau n'est pas modifiée par le traitement de billage US. Les

grains sont simplement tassés au voisinage de la surface qui se traduit par un écrouissage du matériau.

Finalement, cette campagne d'essais a permis d'identifier les paramètres les plus influents, qui sont ici la vitesse des billes et le taux de recouvrement, sur la génération des contraintes résiduelles. Ces paramètres seront donc pris en compte lors de la modélisation présentée dans le chapitre suivant.

Chapitre III - Modélisation numérique du billage US

Ce chapitre a pour objectif de modéliser par la simulation numérique le procédé de billage ultrasonore étudié expérimentalement dans le chapitre précédent.

Nous présentons d'abord un code de calcul basé sur une méthode semi-analytique développé par le Laboratoire de Mécanique des Contacts et des Structures (LaMCoS) à l'INSA de Lyon. Ce code a été initialement dédié à la résolution des problèmes de contact. Un nouveau module d'impact a été ajouté durant notre étude et a été validé ici dans le cadre d'un benchmark en comparant les résultats avec des codes de calcul utilisant la méthode des éléments finis (ABAQUS, Code_Aster et SYSTUS/SYSWELD).

Ensuite nous décrivons une méthode numérique permettant de simuler les effets d'impacts multiples sur une pièce épaisse (massif semi-infini) et d'estimer les déformations et contraintes résiduelles.

Puis, nous décrivons sa mise en œuvre dans le cas d'une structure mince, en s'aidant d'un code élément finis par la technique de transfert de champs de déformation inélastiques.

Enfin, nous comparons et nous analysons les résultats obtenus numériquement et expérimentalement.

III.1. Code Semi-Analytique.....	85
III.1.1. Généralités	85
III.1.2. Algorithme de la résolution du problème d'impact.....	86
III.1.3. Calcul des contraintes et des déformations.....	88
III.1.3.1. <i>Calcul des contraintes</i>	88
III.1.3.2. <i>Calcul des déformations</i>	89
III.2. Simulation numérique de multiples impacts	90
III.2.1. Champs de déformations plastiques et de contraintes résiduelles après le billage	90
III.2.2. Modèle multi-impacts sur un massif semi-infini	92
III.2.2.1. <i>Zone élémentaire représentative</i>	92
III.2.2.2. <i>Taux de recouvrement</i>	92
III.2.2.3. <i>Moyennation des résultats</i>	93
III.2.2.4. <i>Vitesse d'impact</i>	96
III.2.2.5. <i>Effet des impacts adjacents et répétés sur les déformations</i>	97
III.2.3. Modèle multi-impacts sur une structure mince	99
III.2.4. Loi de comportement de l'Inconel 600	100
III.3. Validation du Code Semi-Analytique	103
III.3.1. Benchmark mono-impact.....	103
III.3.1.1. <i>Données d'entrée</i>	103
III.3.1.2. <i>Conditions de calcul</i>	104
III.3.1.3. <i>Comparaison et analyse des résultats</i>	105
III.3.2. Benchmark multi-impacts.....	108
III.3.2.1. <i>Données d'entrée</i>	108
III.3.2.2. <i>Conditions de calcul</i>	109
III.3.2.3. <i>Comparaison et analyse des résultats</i>	110
III.4. Comparaison et analyse des résultats numériques et expérimentaux.....	114
III.4.1. Contraintes résiduelles	114
III.4.1.1. <i>Eprouvettes épaisses</i>	114
III.4.1.2. <i>Eprouvettes minces</i>	115
III.4.2. Distorsions des éprouvettes minces.....	119
III.5. Conclusion.....	122

III.1. Code Semi-Analytique

III.1.1. Généralités

La méthode semi-analytique est brièvement évoquée au §I.6.2.1.b. Cette méthode, dérivée de la méthode des éléments de frontières finies, ne requiert que le maillage des seules zones potentiellement plastiques qui demeurent généralement localisées à proximité des concentrations et des singularités du champ de contrainte.

Les premiers modèles semi-analytiques ont été proposés par **[BENTALL 67]** et **[PAUL 81]** pour la résolution des problèmes de contact sous chargement statique. Une formalisation de cette méthode a été publiée par **[KALKER 90]** qui a utilisé l'algorithme de Newton-Raphson comme algorithme de résolution. D'autre algorithme tel que Gauss-Seidel a été évalué et retenu par **[JAEGER 04]**. Par la suite, la performance des méthodes semi-analytiques a été améliorée, notamment en termes de temps de calcul, en couplant avec les techniques d'accélération telles que les méthodes multi-grilles **[BRANDT 90]** **[LUBRECHT 91]** ou les méthodes type « transformées de Fourier rapides (FFT) » **[JU 96]** **[NOGI 97]** **[POLONSKI 99]**.

Plus tard, une extension de la méthode, appelée DC-FFT (Discrete Convolution and Fast Fourier Transform) a été mise au point par **[LIU 05]** en faisant appel aux techniques de « zero-padding » et « wrap around order ». Cette méthode, couplée avec un algorithme de résolution performant comme par exemple la méthode du gradient conjugué, permet un gain considérable à la fois en temps de calcul et en espace mémoire comparé à la méthode des éléments finis.

Un code de calcul tri-dimensionnel, appelé Code Semi-Analytique (SA), a été développé au LaMCoS au travers de nombreux travaux de thèses. Ce code est basé, comme son nom l'indique, sur cette méthode semi-analytique. Il a été initialement développé pour résoudre les problèmes de contact avec frottement sur un massif élasto-plastique de géométrie quelconque. Les développements ont commencé par la thèse de **[JACQ 01]** qui a mis en œuvre un modèle de contact élasto-plastique permettant la prise compte d'un chargement roulant.

Ensuite, la méthode initiale de résolution du problème de contact a été remplacée, par **[ANTALUCA 05]**, par la méthode du gradient conjugué couplée à la méthode DC-FFT. **[GALLEGO 07]** a proposé un modèle pour simuler en élasticité l'usure en fretting des pieds d'aube de soufflante des turboréacteurs. Puis, le modèle a été enrichi par la prise en compte des effets thermiques **[BOUCLY 08]** appliqué dans une étude traitant le contact roulant et glissant entre deux aspérités. La modélisation du contact tangentiel en plasticité a été apportée par les travaux de **[FULLERINGER 11]**.

Enfin, un module d'impact a été ajouté aux possibilités de ce code, s'appuyant sur des développements antérieurs et durant notre étude, par le travail de thèse de [CHAISE 11].

D'autres développements sont en cours de réalisation. Comme par exemple, [LEROUX 10] qui traite le problème du contact en considérant un massif en présence d'inclusions et d'inhomogénéité.

III.1.2. Algorithme de la résolution du problème d'impact

L'algorithme général du Code Semi-Analytique est présenté sur la Figure III 1.

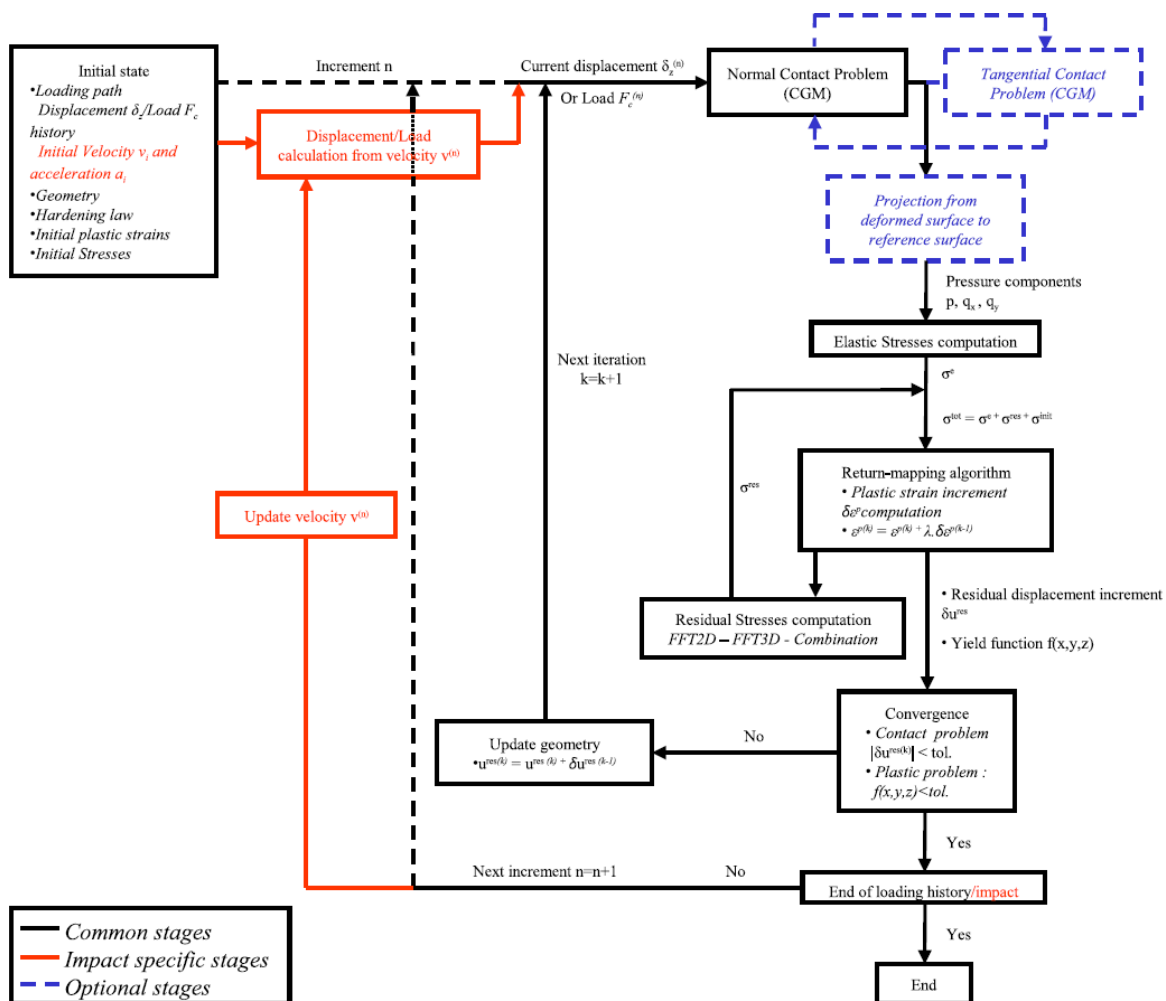


Figure III 1 – Algorithme général du module d'impact du Code Semi-Analytique [CHAISE 11]

Le chemin de la résolution du contact est indiqué en noir. Les étapes complémentaires traitant le problème de l'impact sont tracées en rouge. La boucle optionnelle permettant de prendre en compte l'aspect tangentiel du contact (coefficient de frottement) est présentée en bleu. Dans ce travail, on ne s'intéresse qu'au module d'impact du code.

En données d'entrée, deux paramètres sont à définir : la vitesse d'impact et le diamètre de la bille. La bille peut être infiniment rigide ou élastique. Le massif est défini comme étant élasto-plastique. On se sert de la vitesse d'impact à chaque incrément pour calculer le déplacement de corps rigide et la force de contact, qui sont ensuite utilisés pour la résolution de l'équation de contact par la méthode du gradient conjugué. Dans le cas où on considérerait un contact tangentiel, la résolution de l'équation du contact normal et tangentiel s'effectue de façon découplée et alternative jusqu'à ce que la convergence des deux problèmes soit atteinte. Plus de détails concernant le couplage du contact normal et tangentiel sont disponibles dans [GALLEGO 07].

Dans le cas où la déformation totale dépasserait 10%, l'hypothèse de petits déplacements (HPP) n'est plus valide. Une formulation en grands déplacements doit être considérée. En effet, lorsque la déformation de la surface du massif est importante, la surface déformée est inclinée par rapport à la surface initiale, ce qui produit un chargement radial de la surface (cisaillement selon x ou r) par projection de la pression de contact, qui est toujours normale à la surface (Figure III 2). Cet effet est négligé en HPP.

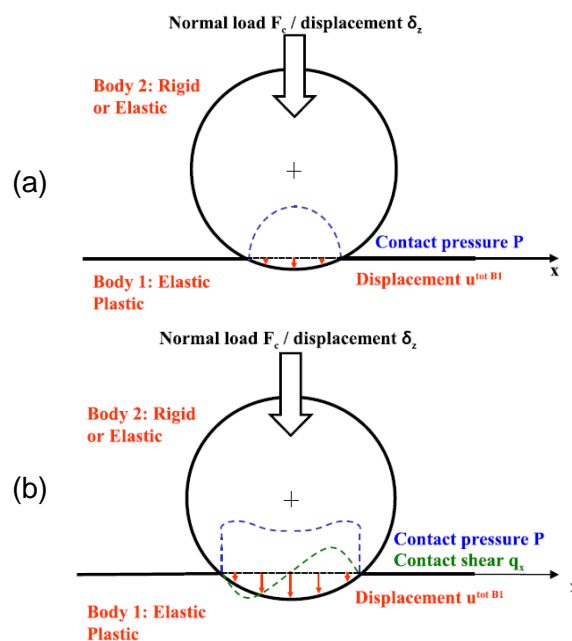


Figure III 2 – Représentation du contact, entre une sphère rigide ou élastique et un massif élasto-plastique, avec pour chargement une force normale F ou un déplacement δz . avec (a) formulation en petits déplacements et (b) formulation en grands déplacements [CHAISE 11]

Les contraintes totales sont d'abord calculées (§III.1.3.1). Ensuite, elles sont utilisées en données d'entrée de l'algorithme de « return-mapping » (retour radial) afin de calculer l'incrément des déformations plastiques en tout point du massif. Enfin, les contraintes résiduelles sont mises à jour en fonction de l'incrément du déplacement résiduel en surface.

Après avoir déterminé les champs de contraintes et de déformations dans le massif, on vérifie l'équilibre (la convergence du problème). On incrémente le chargement si le problème a convergé. Sinon, la géométrie déformée est réactualisée avec les contraintes résiduelles et une nouvelle itération débute, ainsi jusqu'à la convergence.

III.1.3. Calcul des contraintes et des déformations

III.1.3.1. Calcul des contraintes

Les contraintes générées dans le massif élasto-plastique peuvent être décomposées en contraintes élastiques, contraintes résiduelles et contraintes initiales, comme indiquées dans l'équation III. 1.

$$\sigma^{tot} = \sigma^e + \sigma^{res} + \sigma^{ini} \quad III. 1$$

Les **contraintes élastiques** sont dues au chargement surface. Elles sont calculées à partir de l'évaluation de la pression de contact avec ou sans effets tangentiels, en utilisant la méthode DC-FFT basée sur les solutions élémentaires connues. Ces dernières sont développées par [LOVE 52] pour la solution du déplacement normal dû à une pression constante sur une surface rectangulaire. Ce développement a été repris par [VERGNE 85] et étendu au chargement tangentiel.

Les **contraintes résiduelles** sont générées par les déformations plastiques du massif. Le calcul des contraintes résiduelles s'appuie sur la méthode de superposition telle qu'adaptée et proposée par [CHIU 77] [CHIU 78]. Il a été introduit dans le Code SA par [JACQ 02].

La méthode 3D-FFT a été implémentée dans le code suite aux travaux de thèse de Thibaut Chaise. Cette méthode, initialement proposée par [ZHOU 08], consiste à décomposer les contraintes générées dans un cuboïde de déformations résiduelles uniformes en trois effets, comme schématisés sur la Figure III 3 : l'effet d'un cuboïde dans un massif semi-infini, l'effet d'un cuboïde miroir dans le massif semi-infini miroir et l'effet d'une pression normale à la surface. Les contraintes résiduelles induites par les déformations inélastiques dans le massif sont calculées par la méthode combinée de 2D-FFT et 3D-FFT. L'ensemble de la méthode numérique a été précisé par [GALLEGO 07] et [CHAISE 11]. De plus, le code permet de prendre en compte les éventuelles **contraintes initiales** qui peuvent aussi être introduites en entrée du calcul.

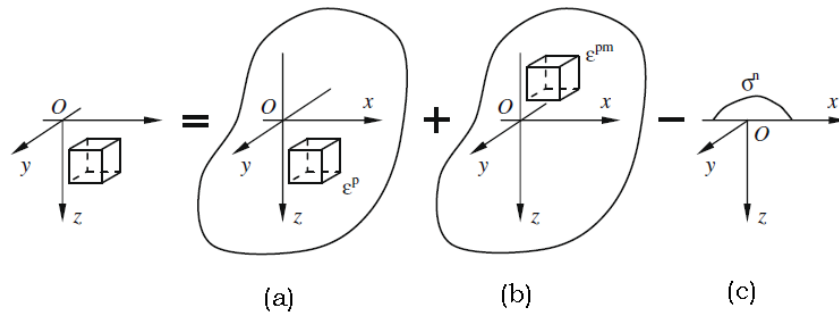


Figure III 3 – Décomposition du problème lors du calcul des contraintes générées par les déformations plastiques ε^p dans un cuboïde d'un massif semi-infini en trois effets (a) l'effet d'un cuboïde dans un massif semi-infini, (b) l'effet d'un cuboïde miroir, (c) l'effet d'une pression normale en surface [JACQ 02] [ZHOU 08]

III.1.3.2. Calcul des déformations

Connaissant l'ensemble des champs de contraintes dans le massif semi-infini, les déformations plastiques sont calculées grâce à l'algorithme de « return-mapping ». Cet algorithme, initialement proposé par [SIMO 85], a été intégré dans le Code Semi-Analytique par [BOUCLY 05]. Plus récemment, une loi d'écrouissage de type cinématique ou mixte a été introduite dans ce code. L'algorithme complet est rappelé dans [CHAISE 11].

III.2. Simulation numérique de multiples impacts

Pour pouvoir reproduire correctement et numériquement le procédé de billage ultrasonore, nous avons été amené à le considérer sous deux aspects :

- **le comportement dynamique des billes** : trajectoire et vitesse dans l'enceinte pendant un traitement. [BADREDINNE 11] l'a étudié en utilisant un modèle numérique 3D, basé sur la théorie des gaz granulaires. Le modèle permet de simuler la trajectoire et la distribution des vitesses réelles des billes dans l'enceinte et de retrouver les zones de contact sur la surface impactée. [ZARWEL 11] a proposé un modèle similaire en utilisant la méthode des éléments discrets.
- **les effets induits par le procédé** : état de surface, déformation/distorsion et contraintes résiduelles de la pièce traitée. Dans ce cas, c'est plutôt les conséquences du procédé qu'il faudrait modéliser au lieu du procédé en lui-même. Ceci conduit à une modélisation du phénomène d'une manière différente en adoptant des hypothèses adéquates.

C'est le deuxième aspect que nous allons développer dans la suite de ce chapitre.

III.2.1. Champs de déformations plastiques et de contraintes résiduelles après le billage

L'analyse des résultats expérimentaux montre bien, comme on le trouve dans la littérature, que le profil de contrainte obtenu, dans un massif semi-infini et dans une structure mince, à l'issue d'un traitement de billage ultrasonore peut être schématisé comme représenté sur la Figure III 4.

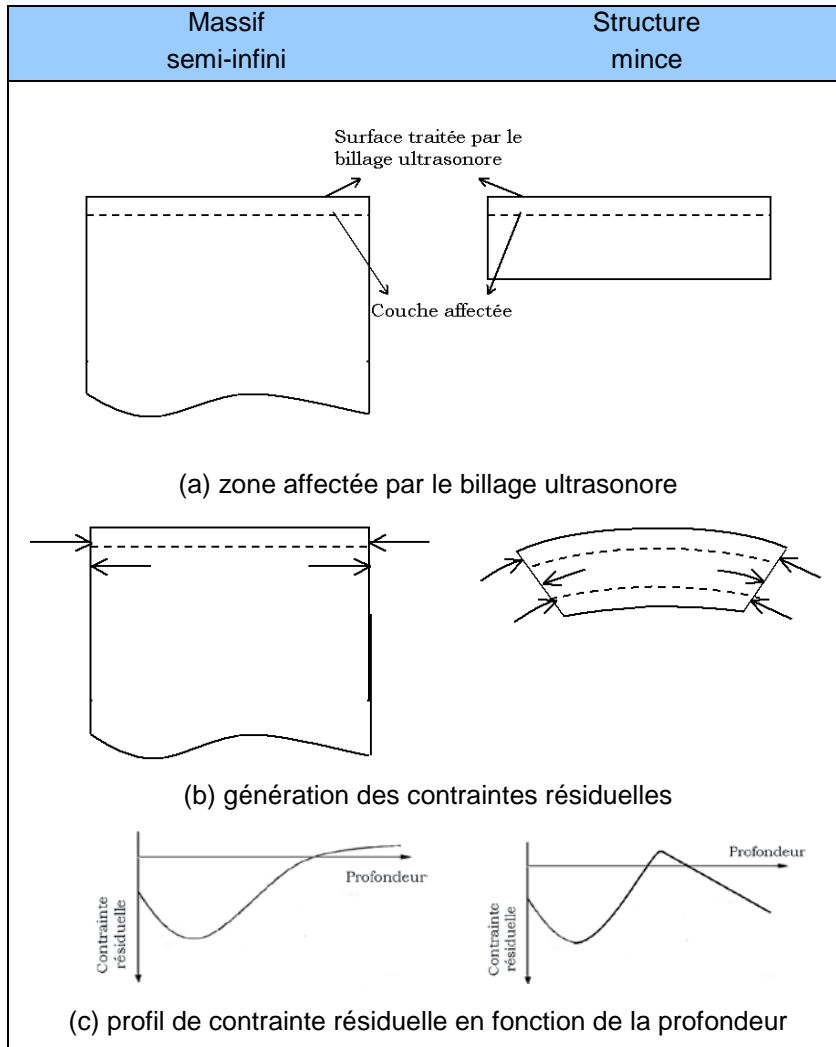


Figure III 4 – Principe de mise en compression sur un massif semi-infini et une structure mince

Les travaux de **[WANG 02]** ont montré, par la simulation numérique, que l'état résiduel (déformations plastiques et contraintes) d'une pièce grenillée est homogène par couche. De même, pour le billage US, on suppose que le traitement est également homogène par couche donnée, à condition que le temps de traitement soit suffisamment long, autrement dit que le taux de recouvrement soit supérieur ou égal à 100%.

III.2.2. Modèle multi-impacts sur un massif semi-infini

III.2.2.1. Zone élémentaire représentative

Pour simuler numériquement et au plus près le billage, une difficulté majeure porte sur la prise en compte intégrale du grand nombre d'impacts dus au traitement. En effet, la simulation de l'ensemble des impacts au cours du procédé, pour atteindre un taux de recouvrement supérieur ou égal à 100%, n'est pas envisageable dans le contexte industriel en raison du coût du temps de calcul. Toutefois, l'état de déformations plastiques et de contraintes résiduelles dans une pièce billée peut être considéré homogène dans des plans parallèles à la surface, même si les billes entrent en collision avec la pièce de façon aléatoire. Par conséquent, nous pouvons nous limiter à une zone locale, représentative de toute la surface impactée. Nous faisons cette hypothèse dans le but de minimiser le nombre d'impacts à simuler.

Concernant le choix de la zone élémentaire représentative, il existe deux configurations possibles : un motif triangulaire (Figure III 5 (a)) ou un motif rectangulaire (Figure III 5 (b)). Dans les deux cas, les impacts auront lieu successivement et normalement à la surface. L'ordre d'impact est numéroté. Pour la forme triangulaire, les centres des impacts sont équidistants dans le plan. Le choix d'une forme triangulaire nécessite un impact de moins par rapport à la forme rectangulaire, ce qui réduit d'autant les coûts de calcul, intéressant pour les études paramétriques ou lorsque l'on s'intéresse à l'effet de plusieurs couronnes d'impacts concentriques (§III.2.2.5).

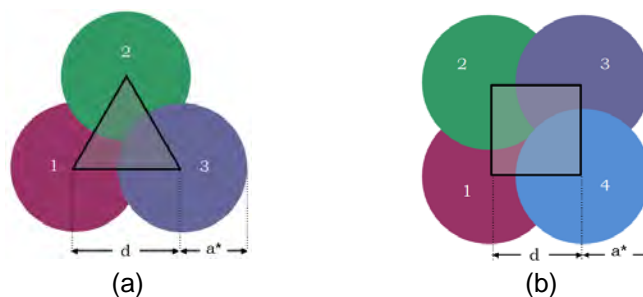


Figure III 5 – Zone élémentaire représentative, (a) motif triangulaire, (b) motif rectangulaire

III.2.2.2. Taux de recouvrement

Cette simplification nécessite la définition du taux de recouvrement. Nous avons vu qu'il a un effet important sur le niveau de contraintes et de déformations dans la structure traitée. Le taux de recouvrement est défini comme le rapport entre la surface impactée et la surface à traiter, il peut être exprimé par l'équation III. 2 pour la zone élémentaire de motif triangulaire et par l'équation III. 3 pour la motif rectangulaire :

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

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

avec T le taux de recouvrement, d la distance entre les centres des impacts et a^* le rayon de l'empreinte due au contact plastique, qui est ici déterminé numériquement avec le Code Semi-Analytique sur le premier impact.

Ainsi, plus les empreintes sont écartées, plus le taux de recouvrement devient petit. Cette représentation permet d'atteindre au maximum un recouvrement de 300%, lorsque les trois indentations sont strictement superposées.

III.2.2.3. Moyennation des résultats

Une fois le taux de recouvrement défini, il est possible de tracer les profils de contraintes en fonction de la profondeur (direction z) pour chaque point contenu dans la zone élémentaire représentative du massif semi-infini. Un exemple de résultats obtenus avec le motif triangulaire est présenté Figure III 6 (a). On constate que les contraintes sont très dispersées selon la position des points de calcul dans le motif triangulaire (Figure III 6 (b)). Il en est de même pour les résultats obtenus dans le motif rectangulaire.

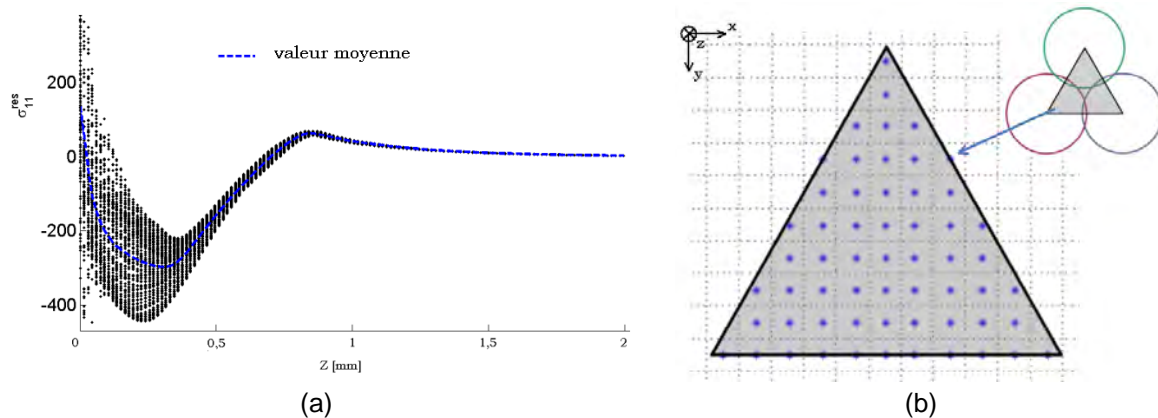


Figure III 6 – (a) Contraintes résiduelles σ_{11} selon la profondeur pour tous les points contenus dans le motif triangulaire (nuage de points dans le plan xz) et le profil des valeurs moyennes (vitesse d'impact 4 m/s, diamètre des billes 4 mm, taux de recouvrement 100%), (b) positions des points de calcul dans le plan XY

Il apparaît donc raisonnable de considérer un ensemble de valeurs moyennes pour représenter l'état d'une pièce, traitée de manière homogène. Ce choix est par ailleurs supporté par l'étude de [KIM 10] qui a développé un modèle multi-impacts 3D (Figure I. 15 (d)). Son étude a montré que les contraintes résiduelles calculées sont plus proches que des

mesures en considérant les valeurs moyennées dans la zone de référence (area-averaged solution) au lieu de celles obtenues au centre de l'impact (node-averaged solution),

Dans le cas de la zone élémentaire de forme triangulaire, les valeurs moyennes de contraintes résiduelles et déformations plastiques, calculées avec le Code Semi-Analytique sont différentes si l'orientation de la zone triangulaire change (Figure III 7) à cause du non-respect du principe de l'objectivité vis-à-vis du repère cartésien utilisé. L'objectivité est le caractère intrinsèque vis-à-vis d'un changement de référentiel, c'est-à-dire d'un changement d'observateur. La loi de comportement qui caractérise un matériau doit être indépendante de l'observateur, donc du référentiel.



Figure III 7 – Zone élémentaire triangulaire à différente orientation

En fait, pour chaque profondeur z , nous calculons une valeur moyenne dans le plan (x,y) limité au motif triangulaire pour chacune des composantes du tenseur des déformations plastiques $\underline{\underline{\varepsilon}}^{res}$ et des contraintes résiduelles $\underline{\underline{\sigma}}^{res}$. Nous obtenons ainsi les tenseurs suivants qui ne sont pas symétriques en x et y du fait de la répartition triangulaire des impacts.

$$\underline{\underline{\varepsilon}}^p = \begin{bmatrix} \overline{\varepsilon_{11}^p} & \overline{\varepsilon_{12}^p} & \overline{\varepsilon_{13}^p} \\ \overline{\varepsilon_{21}^p} & \overline{\varepsilon_{22}^p} & \overline{\varepsilon_{23}^p} \\ \overline{\varepsilon_{31}^p} & \overline{\varepsilon_{32}^p} & \overline{\varepsilon_{33}^p} \end{bmatrix} \text{ et } \underline{\underline{\sigma}}^{res} = \begin{bmatrix} \overline{\sigma_{11}^{res}} & \overline{\sigma_{12}^{res}} & \overline{\sigma_{13}^{res}} \\ \overline{\sigma_{21}^{res}} & \overline{\sigma_{22}^{res}} & \overline{\sigma_{23}^{res}} \\ \overline{\sigma_{31}^{res}} & \overline{\sigma_{32}^{res}} & \overline{\sigma_{33}^{res}} \end{bmatrix}$$

Les termes de cisaillement sont aussi non nuls (bien que l'amplitude en valeur absolue nettement plus faible que les termes diagonaux) du fait de l'ordre des impacts. Comme l'état de billage après saturation peut être considéré comme isotrope dans des plans parallèles à la surface, pour satisfaire cette hypothèse et s'affranchir de l'ordre des impacts, nous proposons la méthodologie suivante : changer le repère d'expression du tenseur voulu pour en obtenir l'expression après des rotations de $\pi/2$, π et $3\pi/2$. Autrement dit, il s'agit d'effectuer la moyenne de ces 4 tenseurs pour obtenir les valeurs moyennées finales. Cela revient à faire 4 calculs avec des orientations différentes (Figure III 8 et à prendre une valeur moyenne. Concrètement on prendra donc les valeurs suivantes :

$$\underline{\underline{\varepsilon}}^p_{final} = \underline{\underline{\varepsilon}}^p + \underline{\underline{\varepsilon}}^p_{+\pi/2} + \underline{\underline{\varepsilon}}^p_{+\pi} + \underline{\underline{\varepsilon}}^p_{+3\pi/2}$$

$$\underline{\underline{\sigma}}^{res}_{final} = \underline{\underline{\sigma}}^{res} + \underline{\underline{\sigma}}^{res}_{+\pi/2} + \underline{\underline{\sigma}}^{res}_{+\pi} + \underline{\underline{\sigma}}^{res}_{+3\pi/2}$$

$$\Rightarrow \underline{\underline{\varepsilon}}^p_{final} = \begin{bmatrix} \frac{\varepsilon_{11}^p + \varepsilon_{22}^p}{2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\varepsilon_{11}^p + \varepsilon_{22}^p}{2} & 0 \\ 0 & 0 & \varepsilon_{33}^p \end{bmatrix} \quad \text{et} \quad \Rightarrow \underline{\underline{\sigma}}^{res}_{final} = \begin{bmatrix} \frac{\sigma_{11}^{res} + \sigma_{22}^{res}}{2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\sigma_{11}^{res} + \sigma_{22}^{res}}{2} & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{33}^{res} \end{bmatrix}$$

Ainsi, les termes de cisaillement sont donc nuls, respectant les conditions de symétrie de la zone grenillée et les termes normaux sont égaux dans les directions x et y. La même démarche doit être appliquée sur les résultats obtenus avec le motif rectangulaire (carré en fait) pour s'affranchir de l'effet de l'ordre des impacts.

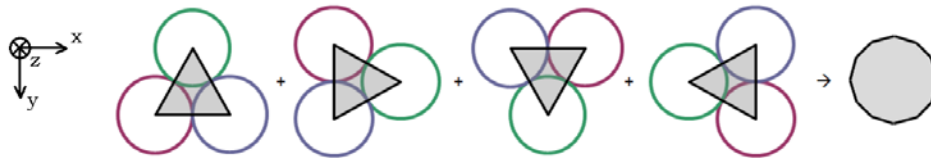
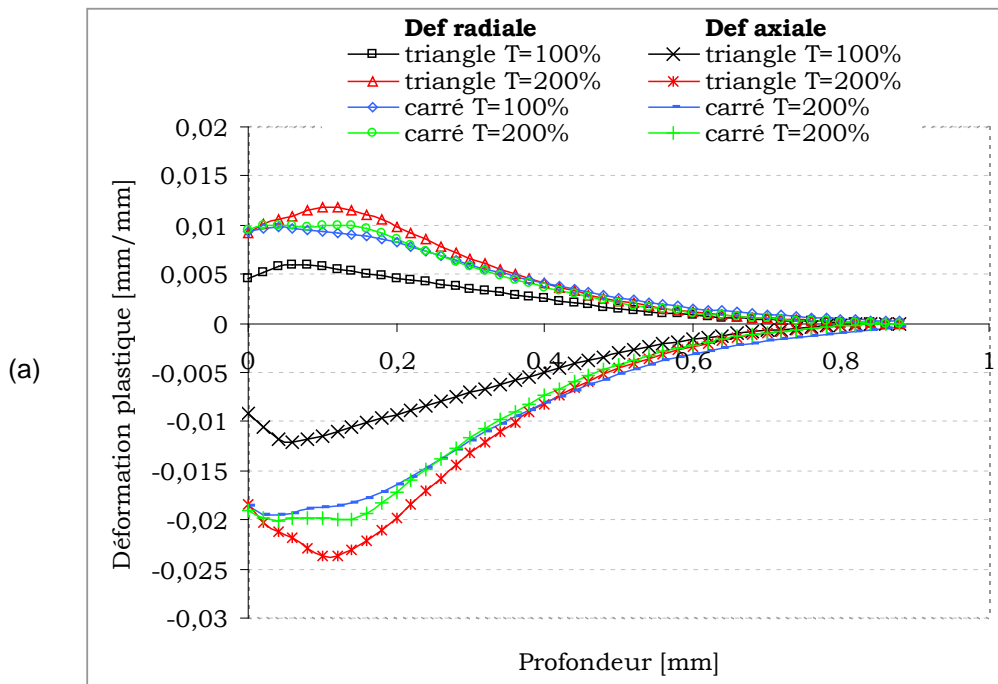


Figure III 8 – Rotations à prendre en compte dans la moyennation des champs de déformations plastiques et de contraintes résiduelles afin de faire abstraction des effets d'ordre d'impact et du référentiel utilisé

Une comparaison des résultats moyennés ainsi obtenus pour les motifs triangulaire et rectangulaire sont tracés Figure III 9. Ces résultats sont calculés avec une vitesse des billes de 4 m/s et un taux de recouvrement de 100%.



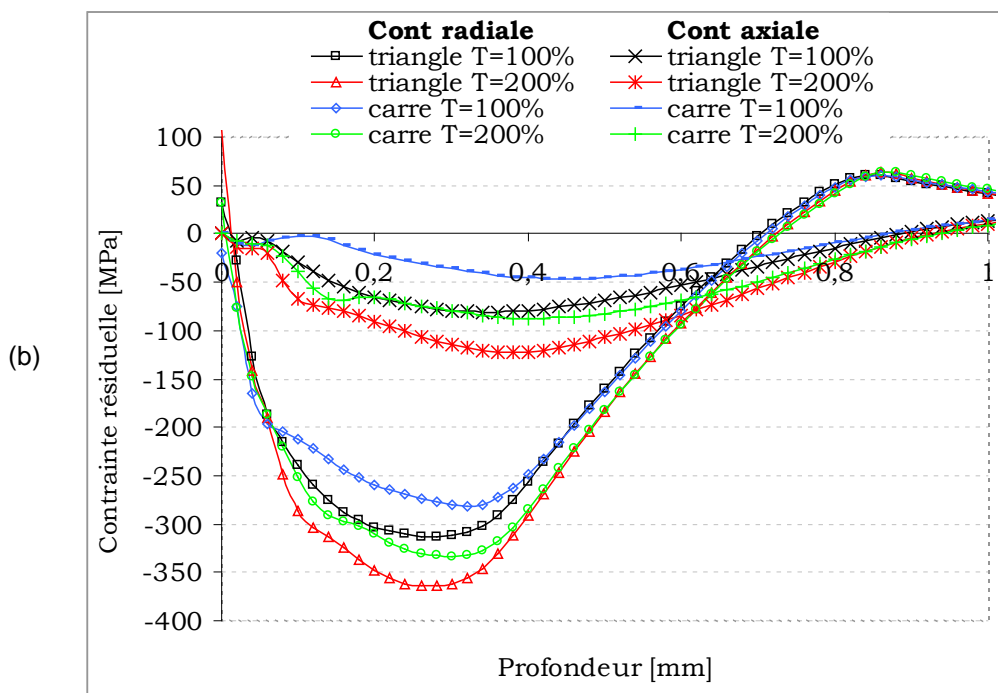


Figure III 9 – Comparaison des résultats moyennés pour les motifs triangulaire et rectangulaire, (a) déformations plastiques, (b) contraintes résiduelles

Nous pouvons observer que les contraintes résiduelles moyennées dans les deux motifs sont similaires. Nous avons finalement adopté le motif triangulaire dans la suite de notre étude. La Figure III 10 (b-d) indique les configurations correspondantes à des taux de recouvrement de 100%, 150% et 200%.

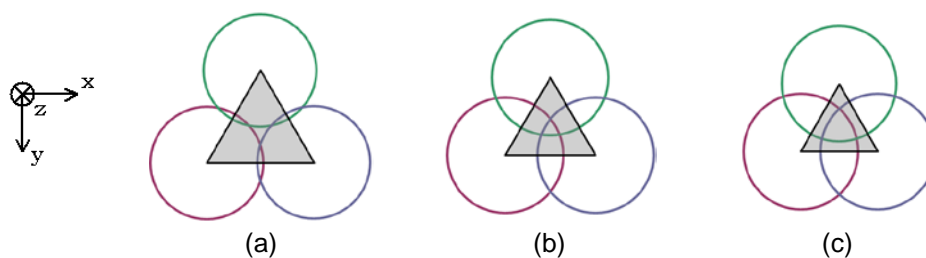


Figure III 10 – Zone élémentaire triangulaire, configurations correspondantes à un recouvrement de 100% (a), 150% (b) et 200% (c)

III.2.2.4. Vitesse d'impact

Sachant que les billes ont une trajectoire aléatoire dans la chambre et que la vitesse est modifiée suite aux chocs bille/bille, bille/paroi et bille/éprouvette, il est raisonnable de devoir considérer une vitesse moyenne pour toutes les billes. Dans le cas où le nombre de billes utilisées dans la chambre serait faible, nous pouvons faire l'hypothèse que la vitesse moyenne des billes est proche de la vitesse initiale impulsée par la sonotrode car il y a peu de dispersion et de perte d'énergie en chocs « parasites » hors de la cible. Dans cette hypothèse (peu de billes) et grâce à cette approximation raisonnable, nous pouvons

considérer que la vitesse initiale théorique est égale à la vitesse d'impact sur le massif. De plus, nous faisons l'hypothèse que toutes les billes impactent le massif perpendiculairement à la surface à traiter, ce qui permet de s'affranchir de la prise en compte d'un frottement.

Nous allons montrer que ces hypothèses se justifient, en conduisant une étude de sensibilité sur l'énergie cinématique des billes. Sur le motif avec 3 impacts, considérons 3 cas avec des vitesses différentes en faisant varier l'énergie cinétique de plus ou moins 20%, tout en gardant une énergie totale constante :

- **cas 1** : vitesses croissantes des trois impacts, soit $V_0^{imp1} = 2/\sqrt{5} * V_0^{imp2}$ et $V_0^{imp3} = \sqrt{6/5} * V_0^{imp2}$;
- **cas 2** : vitesse des trois impacts constante, soit $V_0^{imp1} = V_0^{imp2} = V_0^{imp3}$;
- **cas 3** : vitesses décroissantes des trois impacts, soit $V_0^{imp1} = \sqrt{6/5} * V_0^{imp2}$ et $V_0^{imp3} = 2/\sqrt{5} * V_0^{imp2}$.

Les résultats présentés sur la Figure III 11 sont obtenus avec $V_0^{imp2} = 4\text{m/s}$ et sont normés par la limite d'élasticité sur l'axe Y et par le rayon d'empreinte sur l'axe X. Nous constatons une évolution quasi nulle sur les contraintes résiduelles moyennées (cf. §III.2.2.3). Nous en déduisons donc qu'il est possible d'utiliser une vitesse d'impact moyenne uniforme pour simplifier les calculs.

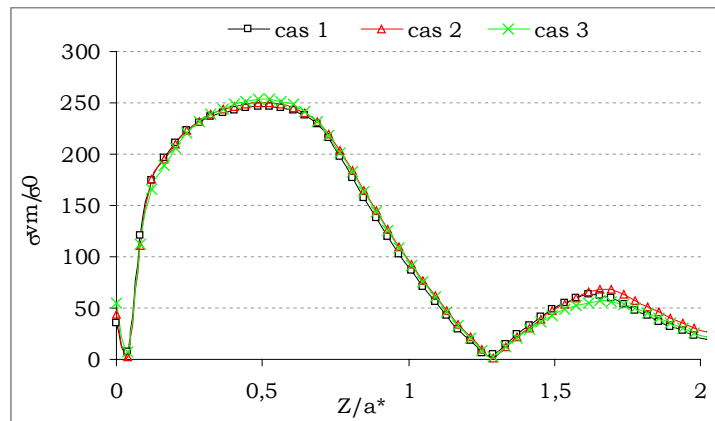


Figure III 11 – Contraintes moyennées, dans la zone locale représentative, obtenus avec une variation de l'énergie cinématique totale de +/- 20%

III.2.2.5. Effet des impacts adjacents et répétés sur les déformations

On veut, dans cette partie, étudier l'effet des impacts adjacents et répétés sur le tenseur moyenné dans la zone élémentaire représentative :

- Dans le cas des **impacts adjacents** (Figure III 12 (a)), on considère trois impacts supplémentaires qui constituent une seconde couronnes.
- Dans le cas des **impacts répétés** (Figure III 12 (b)), on considère des impacts supplémentaires aux mêmes emplacements que les trois impacts initiaux. Le taux de

recouvrement devient donc le taux initial (pour les 3 premiers impacts) multiplié par le nombre de fois où les impacts sont répétés.

Les calculs ont été réalisés avec une vitesse de billes de 4 m/s et des taux de recouvrement de 100% et de 200%.

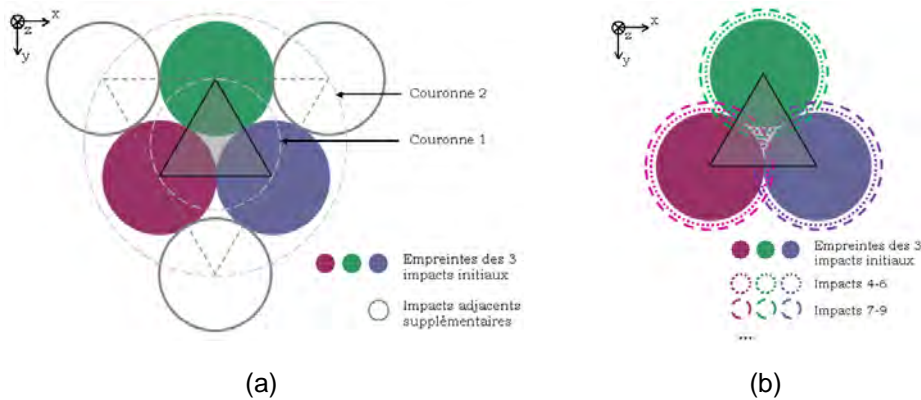


Figure III 12 – (a) Position des impacts adjacents, (b) position des impacts répétés

Pour les impacts adjacents, on constate que l'effet est faible sur la déformation plastique équivalente moyennée (Figure III 13) est faible pour les faibles taux de recouvrement (ici $T = 100\%$). En revanche, l'effet devient plus significatif lorsque le taux de recouvrement augmente ($T = 200\%$ par exemple).

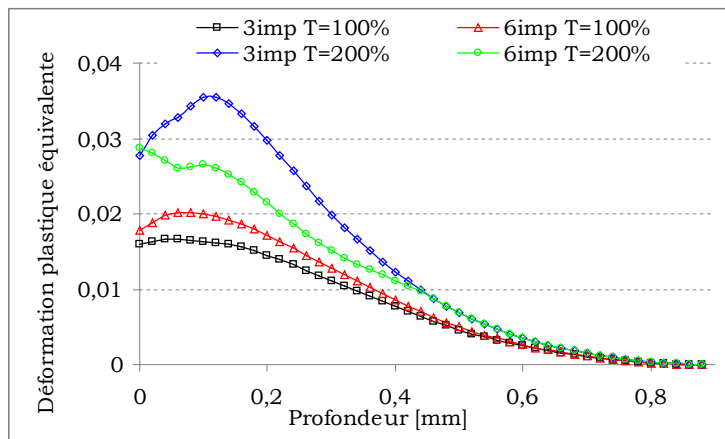


Figure III 13 – Effet des impacts adjacents sur les profils de déformations plastiques équivalentes moyennées dans le motif triangulaire

Pour les impacts répétés, on observe sur la Figure III 14 une saturation des contraintes résiduelles lorsque la même surface est impactée plusieurs fois aux mêmes points, bien que les déformations plastiques continuent à augmenter.

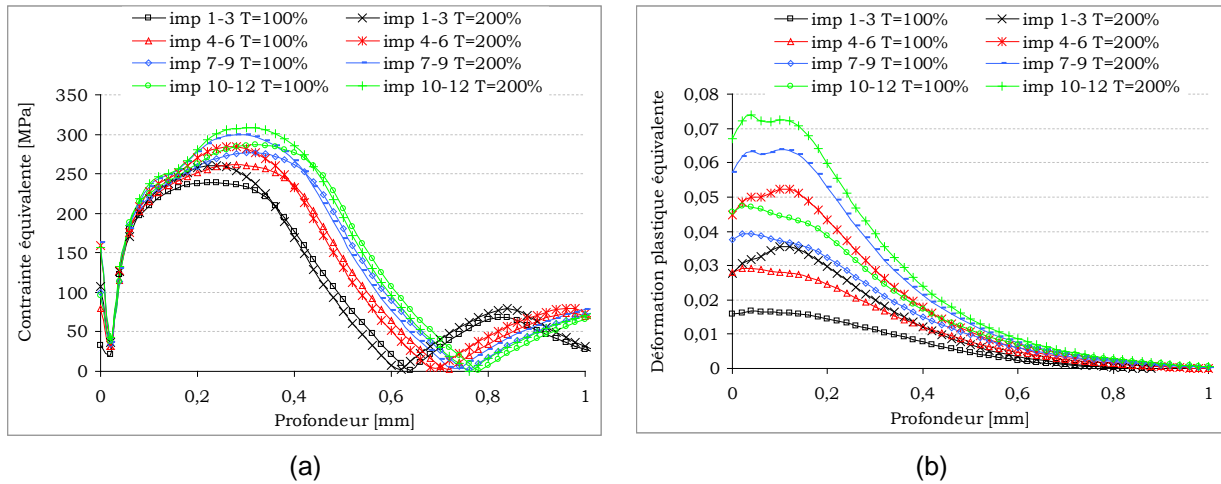


Figure III 14 – Effet des impacts répétés sur les résultats moyennés dans le motif triangulaire, (a) contraintes résiduelles équivalentes, (b) déformations plastiques équivalentes

III.2.3. Modèle multi-impacts sur une structure mince

Étant donné que le Code Semi-Analytique permet seulement de modéliser un massif semi-infini, une stratégie est mise en œuvre pour déterminer les déformations et contraintes résiduelles dans une structure mince, en passant par un code éléments finis. Pour ce faire, on simule d'abord les trois impacts avec le Code Semi-Analytique. Ensuite, l'ensemble du champ de déformations inélastiques obtenu dans la zone élémentaire représentative est transféré aux points de Gauss des éléments d'un modèle de plaque créé sous un code élément finis (Figure III 15). Aucun chargement extérieur n'est appliqué sur cette plaque. Enfin, les contraintes sont recalculées en résolvant l'équation d'équilibre statique dans un état libre de tout bridage.

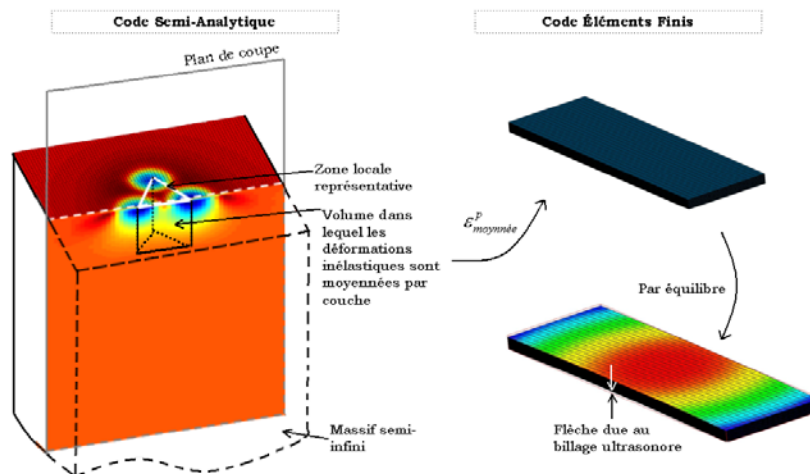


Figure III 15 – Schéma explicatif du transfert du champ de déformations inélastiques du Code Semi-Analytique au modèle éléments finis dans le cas d'une structure mince

Lors du transfert des champs du Code Semi-Analytique vers un modèle éléments finis, des difficultés existent si les maillages sont différents. En effet, la taille des éléments du modèle EF est généralement plus grande que celle du modèle SA. Pour résoudre ce problème, les valeurs transférées aux points de Gauss du modèle EF sont issues d'une extrapolation.

III.2.4. Loi de comportement de l'Inconel 600

L'identification de la loi de comportement du matériau est un facteur primordial dans la simulation numérique. Un essai de caractérisation de l'Inconel 600 a été effectué dans le cadre d'une thèse collaboratrice [CHAISE 11], afin d'identifier une loi de comportement appropriée à utiliser dans notre modélisation. Cet essai a été réalisé à paliers croissants puis décroissants. Les amplitudes de déformation successives sont de 0,4%, 1%, 2%, 1%, puis 0,4%. Pour chaque amplitude de déformation, 10 cycles sont maintenus afin de mettre en évidence la stabilisation. Plus de détails concernant cet essai sont disponibles dans l'Annexe.1.

La courbe de traction à chargement cyclique est présentée sur la Figure III 16. Nous pouvons constater principalement trois phénomènes :

- l'érouissage de l'Inconel 600 a un comportement très cinématique. En effet, le matériau commence à être plastifié à la décharge ;
- un durcissement progressif lors du cyclage entre deux amplitudes de déformation données et ce aux niveaux croissants et décroissants ;
- un effet mémoire qui se traduit par un durcissement du matériau pour la même amplitude de déformation lors des essais à palier décroissant après avoir atteint la déformation maximale à 2%.

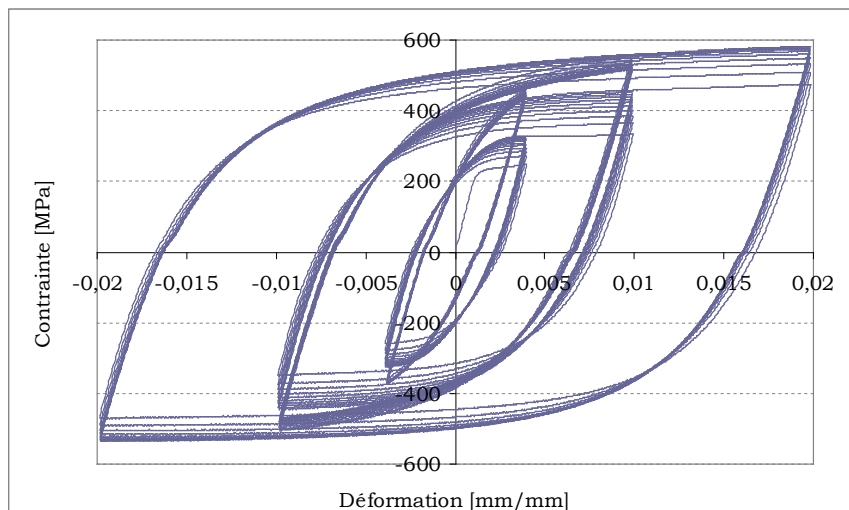


Figure III 16 – Courbe de traction expérimentale à chargements cycliques

Etant donnée que l'identification d'une loi de comportement en prenant en compte l'ensemble des effets tels que l'érouissage cinématique, le durcissement et la mémoire nécessiterai l'utilisation d'une loi complexe, son identification et son implantation dans le Code SA n'est pas immédiate. C'est pourquoi, dans un premier temps, on se contente d'utiliser une loi isotrope non linéaire basée sur le modèle de Ramberg-Osgood. Dans ce cas, la variable d'érouissage qui intervient dans f , la fonction de charge, est la dimension du domaine d'élasticité, notée R (eq. III. 4). L'évolution de cette variable est la même quel que soit le signe de la vitesse de déformation plastique. Elle s'exprime donc en fonction de la déformation plastique cumulée, p , variable dont la dérivée est égale à la valeur absolue de la vitesse de la déformation plastique (eq. III. 5). Bien entendu, p et ε_p sont indifférents tant que le chargement est monotone croissant. La courbe identifiée en utilisant cette loi est présentée sur la Figure III 17.

$$f = |\sigma| - R - \sigma_0 \quad \text{III. 4}$$

$$\sigma = \sigma_0 + Kp^n \quad \text{III. 5}$$

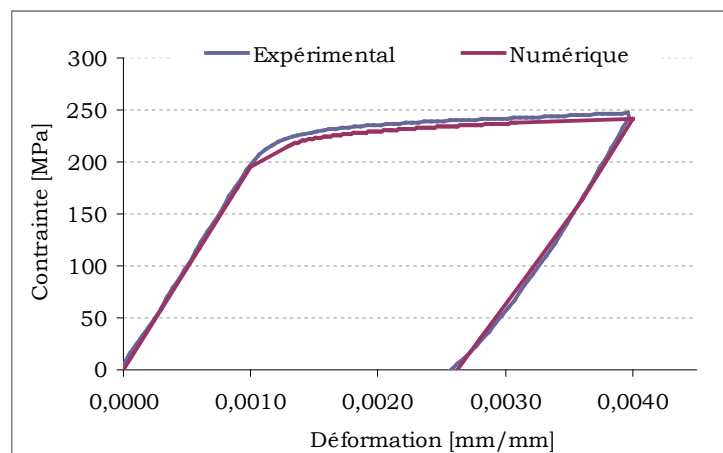


Figure III 17 – Courbe de traction monotone (premier cycle) de l'Inconel 600

C'est cette loi de comportement qui est utilisée pour les prochaines simulations du billage sur les éprouvettes en Inconel 600. Elle permet de reproduire correctement le début du premier cycle de la courbe expérimentale. Toutefois, le retour à la décharge est linéaire. De plus le cycle stabilisé est assez mal reproduit.

Notons en plus que la vitesse de déformation dans les essais de caractérisation est éloignée de celle mise en jeu dans le cas d'un choc rapide, comme c'est le cas pour le procédé de billage US. A titre de comparaison, la vitesse de déformation en billage ultrasonore est de l'ordre 10^3 s^{-1} , tandis que celle mise en œuvre dans l'essai de traction/compression est de l'ordre 10^{-4} s^{-1} . Une caractérisation par des dispositifs à barre

d'Hopkinson [**HOPKINSON 14**], permettant d'effectuer des sollicitations à grande vitesse de déformation jusqu'à $5 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$, serait sans doute plus adaptée.

III.3. Validation du Code Semi-Analytique

Les validations antérieures du Code Semi-Analytique ont été réalisées dans des cas de problème de contact, où la déformation totale atteinte est de l'ordre quelques pourcents. En revanche, dans le cas d'un problème d'impact, la déformation totale peut souvent atteindre, voire dépasser, 10% selon la vitesse d'impact.

Afin de valider qualitativement la performance du Code Semi-Analytique, un benchmark a été lancé dans des cas de mono-impact et d'impacts multiples entre les codes de calculs :

- **Code Semi-Analytique**, développé par **LaMCoS** ;
- **ABAQUS Explicit** ;
- **Code_Aster**, développé par **EDF/R&D** ;
- **SYSTUS/SYSWELD**, développé par ESI Group et utilisé par **AREVA**.

Les calculs avec les codes éléments finis ont tous été réalisés en grande déformation avec la formulation « lagrangienne réactualisée » avec une mise à jour de la géométrie à chaque incrément temporel. Les calculs avec le Code Semi-Analytique ont été effectués avec la formulation en grands déplacements qui prend en compte l'inclinaison des surfaces en contact (cf. §III.1.2). En revanche, les déformations et les contraintes sont calculées avec la formulation en HPP (cf. §III.1.3).

III.3.1. Benchmark mono-impact

III.3.1.1. Données d'entrée

Le massif impacté est en TA6V, un alliage à base Titane qui suit une loi de comportement de type Ramberg-Osgood $\sigma = \sigma_0 + K.(\varepsilon_p)^n$, où σ_0 est la limite élastique initiale, ε_p est la déformation plastique et K , n sont des coefficients du matériau. Dans le cas présent, les valeurs de σ_0 , K et n sont respectivement de 478 MPa, 3270,6 MPa et 0,441. L'écrouissage du matériau est donc isotrope. Les dimensions du massif sont définies telles qu'elles soient au moins 40 fois plus importantes que le rayon de l'empreinte due à l'indentation.

La bille est en acier 100Cr6 de diamètre 0,6 mm. Étant donné que sa limite élastique est largement supérieure à celle du massif impacté, elle est considérée comme étant purement élastique. Cette bille est projetée sur le massif avec une vitesse initiale de 40 m/s avec un angle d'incidence nul.

Les forces d'inertie ne sont pas prises en compte. Le frottement est supposé nul. Les propriétés mécaniques des matériaux du massif et de la bille sont rappelées dans le Tableau III 1.

	Masse volumique [kg.m ⁻³]	Module de Young [MPa]	Coefficient de Poisson [-]	σ_0 [MPa]	K [MPa]	n [-]
Massif	4400	111	0,29	478	3270,6	0,441
Bille	7800	207	0,29	élastique		

Tableau III 1 – Propriétés mécaniques des matériaux utilisés dans le benchmark mono-impact

III.3.1.2. Conditions de calcul

Le maillage du modèle semi-analytique est composé de cuboïdes de taille identique, dont le seul point de calcul est situé au centre du cube. Pour le modèle ABAQUS et le modèle Code_Aster seule la moitié de la structure est modélisée. Pour le modèle SYSTUS/SYSWELD, un quart de la structure est considéré. Les modèles éléments finis sont présentés sur la Figure III 18.

Dans tous les modèles, les éléments adoptés dans la zone de contact sont des éléments hexaédriques de taille $8 \times 8 \times 4 \mu\text{m}^3$. Dans le reste du massif, la taille des éléments ainsi que leurs types sont définis différemment pour chaque modèle.

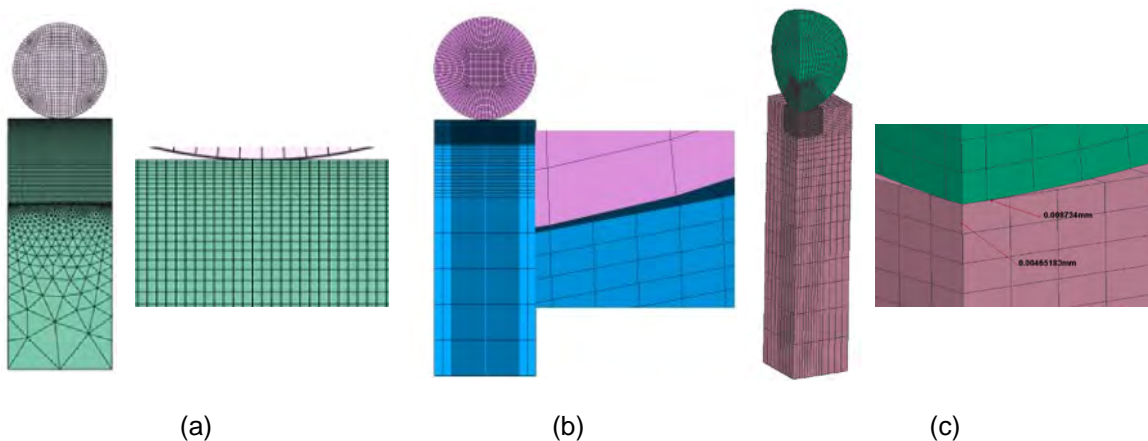


Figure III 18 – Maillages des modèles EF dans le cas mono-impact, (a) ABAQUS, (b) Code_Aster, (c) SYSTUS/SYSWELD

Le Tableau III 2 précise les conditions de calcul, les hypothèses simplificatrices et les données sur le maillage pour chaque modèle. Les temps de calcul ainsi que la fréquence CPU des processeurs utilisés sont aussi donnés.

	Semi-Analytique	Éléments Finis		
	Code SA	ABAQUS	Code_Aster	SYSTUS/SYSWELD
Prise en compte de l'inertie	non	oui	oui	oui
Type d'éléments du maillage	Cuboïde à un point de calcul central	Éléments linéaires à intégration réduite	Éléments quadratiques à intégration complète	Éléments quadratiques à intégration réduite
Symétries	Pas de symétrie	1 face latérale	1 face latérale	2 faces latérales
Nombre de nœuds	168 070	139 693	101121	139 557
Fréquence du CPU	3,0 GHz	2,66 GHz	3,0 GHz	-
Temps de calcul	≈ 2h	≈ 22h	≈ 15h	≈ 10h

Tableau III 2 – Récapitulatif du type d'élément, du nombre de nœuds et du temps CPU pour différents modèles mono-impact

III.3.1.3. Comparaison et analyse des résultats

Les résultats des codes éléments finis sont extraits aux points de Gauss et ceux du Code SA sont tracés aux points de calcul central des cuboïdes. Ils sont tracés, pour les contraintes et les déformations, au centre de l'impact en fonction de la profondeur. Sur toutes les courbes tracées, les distances sont adimensionnées par le rayon de contact plastique a^* et les contraintes sont adimensionnées par la limite d'élasticité σ_0 .

Concernant les valeurs du **déplacement résiduel** (Figure III 19), nous constatons que parmi les résultats des codes éléments finis, les résultats du Code_Aster se montrent légèrement moins importants en valeur absolue. Ceci est présumé dû à l'appariement entre les surfaces de contact du massif et de la bille. En effet, dans la zone de contact potentielle, la taille des éléments de la bille est trois fois plus importante que celle du massif (voir Figure III 18 (b)). Cet écart pourrait également être lié au type d'éléments utilisés dans les modèles.

Concernant le Code SA, la courbe obtenue est similaire aux autres, sauf à l'endroit où les valeurs s'annulent. Ainsi, le rayon de l'empreinte obtenu avec le Code SA est légèrement plus grand que les autres.

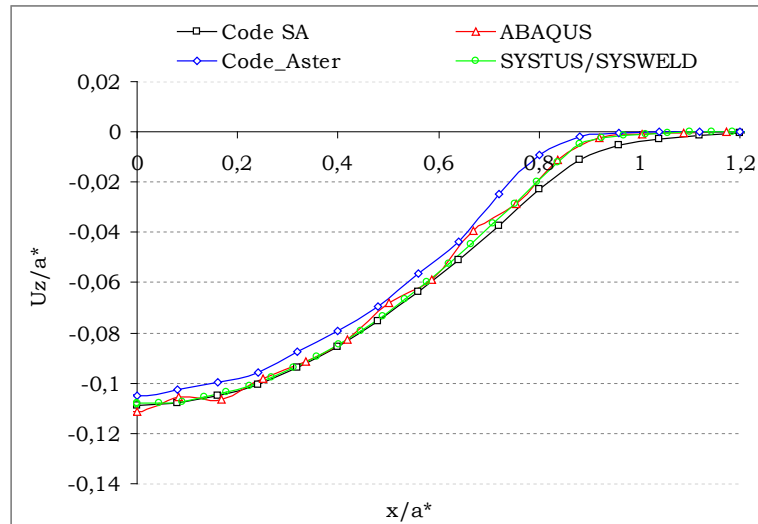


Figure III 19 – Déplacement résiduel obtenu avec différents codes de calcul pour le benchmark mono-impact

Pour les **déformations plastiques** (Figure III 20 (a)), les résultats obtenus avec les différents codes sont en très bon accord, quelle que soit la direction, tant sur la valeur en surface que sur l'amplitude maximale. Excepté pour le Code_Aster, et ce en cohérence avec ce que nous avons observé précédemment pour le déplacement résiduel axial, les déformations axiales diffèrent de celles calculées avec les autres codes en valeur maximale.

Concernant les **contraintes résiduelles** (Figure III 20 (b)), nous constatons des écarts plus importants sur les composantes axiales que sur celles radiales. Des écarts existent même entre les modèles éléments finis, notamment au niveau du passage des contraintes de compression en traction (changement de signe). Malgré ces écarts, le niveau des contraintes en surface et des contraintes maximales restent très proches entre les codes EF.

Pour le Code Semi-Analytique, l'écart est beaucoup plus important au voisinage de la surface. Ceci est dû au fort niveau de plasticité générée lors de l'écrasement de la bille sur le massif, ce qui introduit des instabilités numériques influençant les calculs des contraintes résiduelles. La combinaison des techniques 2D-FFT et 3D-FTT a permis d'améliorer les résultats, mais malgré tout un écart subsiste. Enfin, notons qu'il n'a pas été vérifié dans le cas purement élastique, que la solution de Hertz est bien retrouvée avec les modèles EF. Aussi une partie de cet écart est probablement imputable à l'effet des conditions limites utilisées dans les modèles EF.

La **déformation plastique cumulée** et la **contrainte équivalente de von Mises** sont présentées Figure III 21. Nous tirons les mêmes conclusions, c'est à dire un très bon accord pour la déformation mais un écart pour la contrainte équivalente entre les modèles EF et la méthode SA.

En conclusion et malgré ces écarts, nous constatons que les résultats des codes EF et SA restent proches. En termes de temps de calcul, le Code Semi-Analytique apporte un gain

de temps considérable : il est au moins cinq fois plus rapide que les codes éléments finis avec des conditions de calcul identiques.

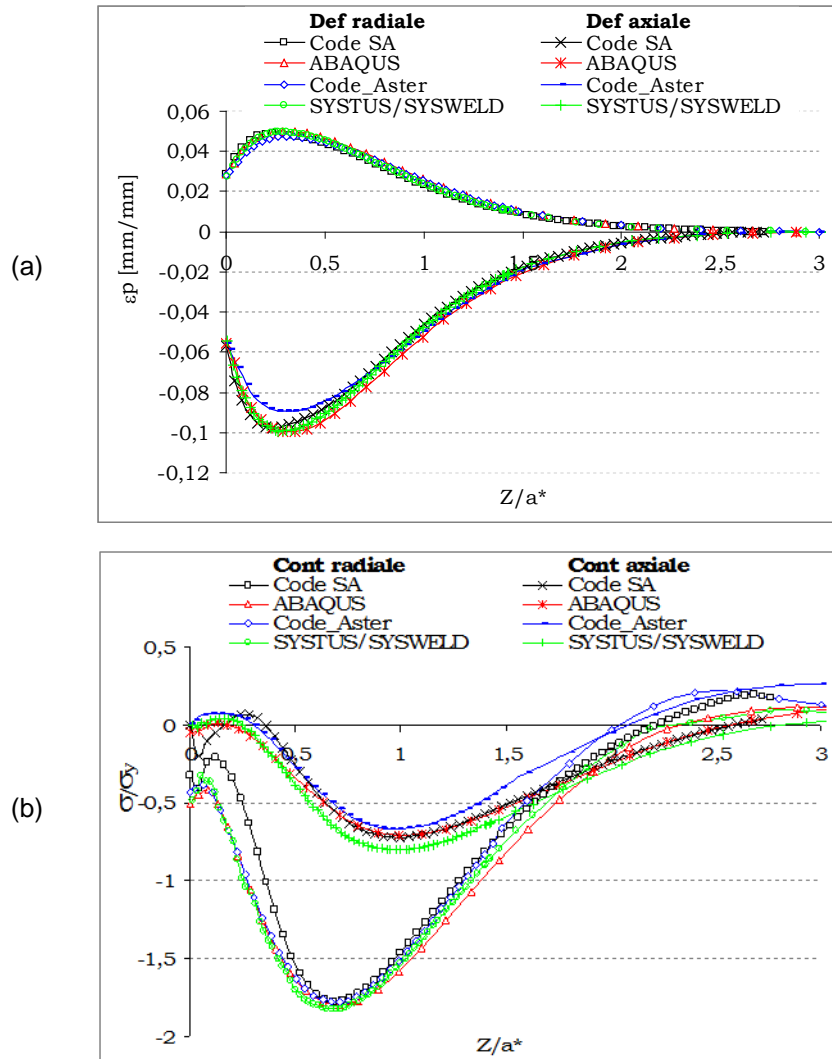


Figure III 20 – Résultats dans les directions radiale et axiale, obtenus avec différents codes de calcul pour le benchmark mono-impact, (a) déformations plastiques, (b) contraintes résiduelles

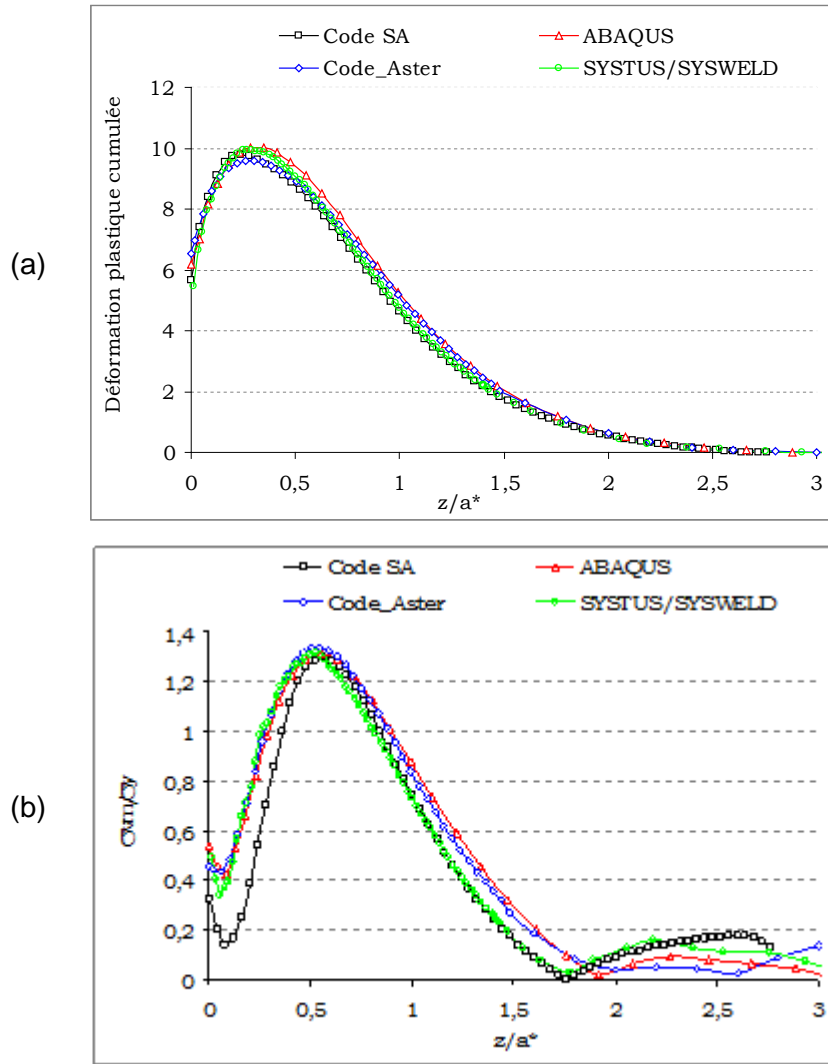


Figure III 21 – Grandeurs équivalentes au sens de von Mises, obtenues avec différents codes de calcul pour le benchmark mono-impact, (a) déformation plastique cumulée, (b) contrainte équivalente

III.3.2. Benchmark multi-impacts

III.3.2.1. Données d'entrée

Pour le benchmark multi-impacts, trois impacts, représentant la zone locale décrite au §III.2.2.1, sont modélisés. Ici, nous retenons des paramètres, tels que définis précédemment, qui s'approchent et traduisent les conditions expérimentales des essais de billage ultrasonore décrits dans le chapitre II.

La vitesse d'impact est normale et est de 8 m/s. Le taux de recouvrement considéré est de 100%. Plus précisément, la distance entre les centres de deux impacts est de 0,619 mm, déterminée par l'équation III. 2. Le matériau du massif impacté en Inconel 600 suit la même loi de type Ramberg-Osgood, que celle retenue dans le benchmark mono-impact (§III.3.1).

Le matériau de la bille est en acier 100Cr6 de diamètre 4 mm. Elle est considérée comme étant purement élastique. Le frottement est supposé nul. Les propriétés mécaniques des matériaux du massif et de la bille sont rappelées dans le Tableau III 3.

	Masse volumique	Module de Young	Coefficient de Poisson	σ_0	K	n
	[kg.m ⁻³]	[MPa]	[-]	[MPa]	[MPa]	[-]
Massif	8250	218,2	0,3	274	1450	0,8
Bille	7800	207	0,3	élastique		

Tableau III 3 – Propriétés mécaniques des matériaux utilisés dans le benchmark multi-impacts

III.3.2.2. Conditions de calcul

Les modèles éléments finis sont présentés sur la Figure III 22. Tous les modèles sont en 3D sans symétrie. Tous les modèles EF mettent en œuvre des maillages comportant des éléments linéaires à intégration complète. Contrairement au benchmark mono-impact, la taille minimale des éléments dans la zone de contact est différente :

- 50 x 50 x 25 μm^3 pour Code Semi-Analytique ;
- 16 x 16 x 32 μm^3 pour ABAQUS ;
- 51 x 51 x 31 μm^3 pour Code_Aster et SYSTUS/SYSWELD.

La taille des éléments est similaire pour les Code SA, Code_Aster et SYSTUS/SYSWELD. Les dimensions des éléments de ABAQUS sont beaucoup plus petites que celles des autres modèles, notamment dans la direction radiale, mais restent approximativement le même niveau que celles des autres modèles dans la direction axiale. Ceci explique le nombre de nœuds très important dans le modèle ABAQUS.

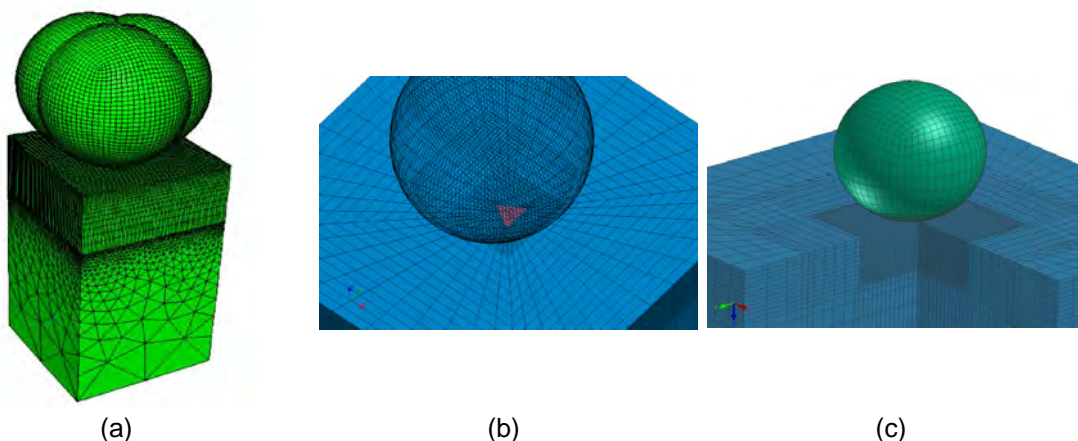


Figure III 22 – Maillage des modèles EF dans le cas multi-impacts : (a) ABAQUS, (b) Code_Aster, (c) SYSTUS/SYSWELD

Le Tableau III 4 précise les conditions de calcul, telles que les hypothèses simplificatrices, les informations sur le maillage et le temps de calcul de chaque modèle.

	Semi-Analytique	Éléments Finis		
	Code SA	ABAQUS	Code_Aster	SYSTUS/SYSWELD
Prise en compte d'inertie	Non	Oui		
Type d'éléments du maillage	Cuboïde à un point de calcul central	Éléments linéaires à intégration complète		
Taille d'éléments	50x50x25	16x16x32	51x51x31	51x51x31
Nombre de nœuds	150 920	1 075 340	218 942	161 149
Fréquence CPU	3,0 GHz	2,66 GHz	3,0 GHz	-
Temps de calcul	≈ 6h	≈ 120h	≈ 90h	≈ 60h

Tableau III 4 – Récapitulatif du type d'élément, du nombre de nœuds et du temps CPU à titre d'indicatif pour les différents modèles multi-impacts

III.3.2.3. Comparaison et analyse des résultats

Rappelons que les résultats des codes éléments finis sont extraits aux points de Gauss et ceux du Code SA sont tracés aux points de calcul central des cuboïdes qui peut être assimilé à un élément hexaédrique avec un point de Gauss. Rappelons aussi que les distances sont adimensionnées par le rayon de contact plastique a^* et les contraintes par la limite d'élasticité σ_0 .

Dans le cas d'une sollicitation par des impacts multiples, des écarts existent entre tous les modèles. Ces différences apparaissent à la fois sur les déformations et sur les contraintes, à l'endroit où leurs valeurs sont maximales.

Il est à noter que seules les courbes de déformations issues du Code SA montrent une allure différente avec un changement de pente en sous couche (Figure III 23 (a)). De plus, les contraintes résiduelles sont légèrement surestimées par le Code SA (Figure III 23 (b)). Comme dans le benchmark mono-impact, ces résultats sont pénalisés par le fort niveau de plasticité générée en surface, qui, ici dépasse largement 10%.

En termes de temps de calcul, le Code SA dégage un gain d'au moins un facteur 10 par rapport aux codes EF. Rappelons que la méthode semi-analytique ne requiert que le maillage des seules zones potentiellement plastiques. Autrement dit, il n'est nécessaire que de mailler la zone dans laquelle aura lieu l'impact. Plus le massif considéré est grand, plus l'usage du Code SA est avantageux en termes de temps de calcul.

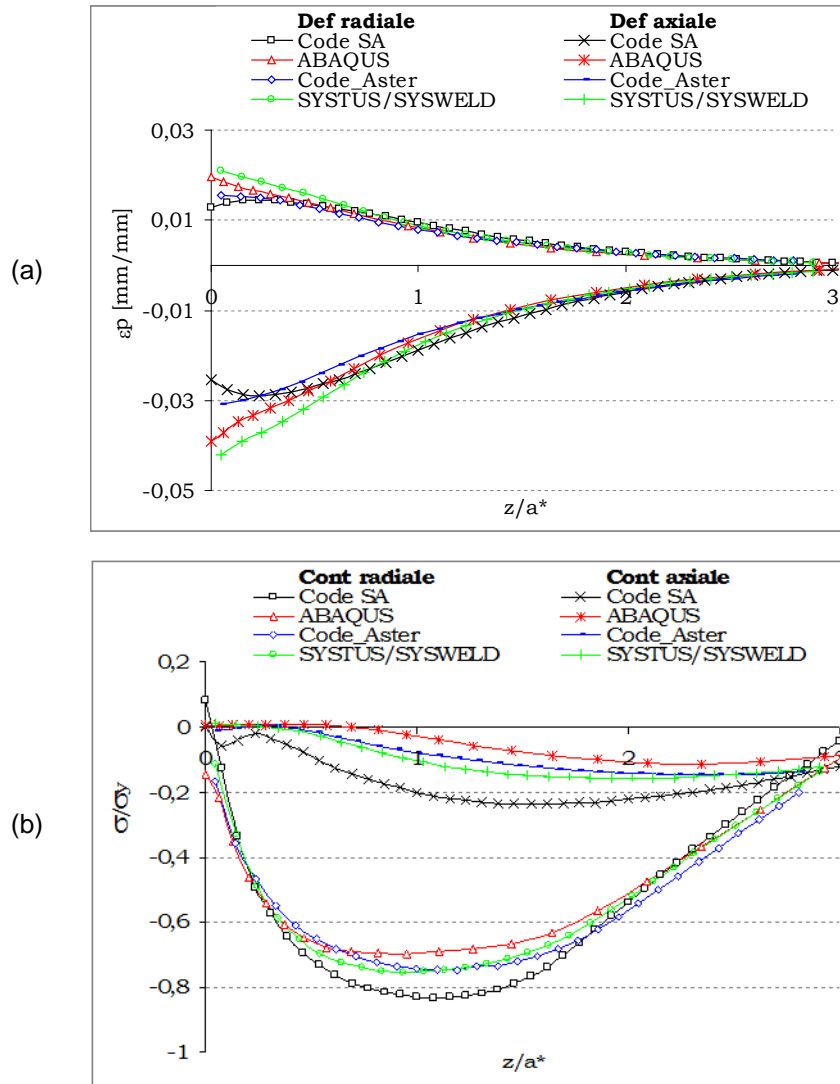


Figure III 23 – Résultats dans les directions radiale et axiale, obtenus avec différents codes de calcul pour le benchmark multi-impacts, (a) déformations plastiques, (b) contraintes résiduelles

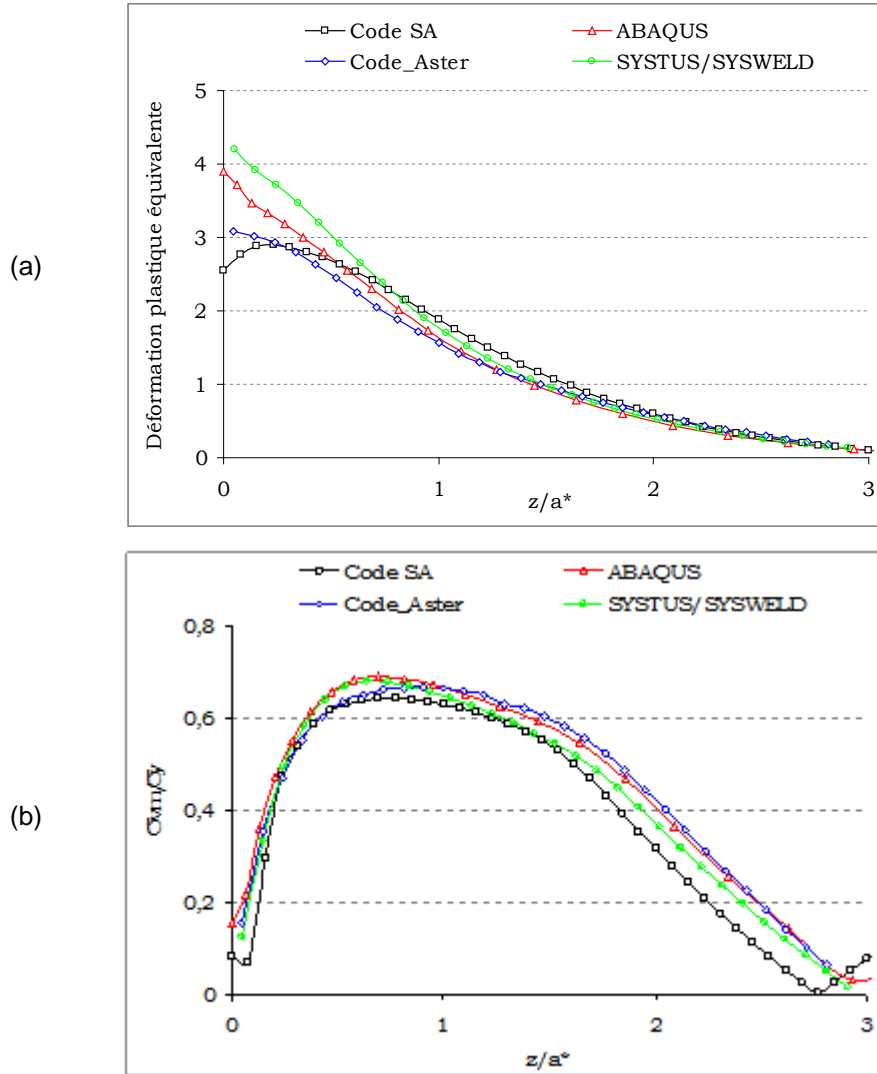


Figure III 24 – Grandeurs équivalentes au sens de von Mises, obtenues avec différents codes de calcul pour le benchmark multi-impacts, (a) déformations, (b) contraintes

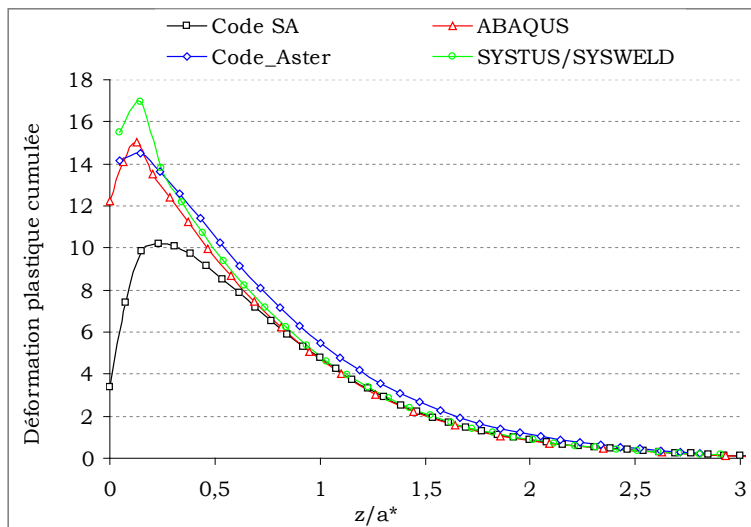


Figure III 25 – Déformations plastiques cumulées, obtenues avec différents codes de calcul pour le benchmark multi-impacts

III.4. Comparaison et analyse des résultats numériques et expérimentaux

La méthode de modélisation du billage ultrasonore expliquée au §III.2 a été mise en œuvre en utilisant le Code Semi-Analytique dans le cas d'éprouvettes épaisses et minces. Dans ce paragraphe, les résultats numériques et expérimentaux sont comparés tout d'abord en termes de contraintes résiduelles puis en termes de distorsion des plaques minces.

III.4.1. Contraintes résiduelles

III.4.1.1. Eprouvettes épaisses

Les contraintes résiduelles obtenues numériquement et expérimentalement sur les éprouvettes épaisses avec une vitesse initiale des billes de 4 m/s et des taux de recouvrement de 100% et 200% sont tracées sur la Figure III 26.

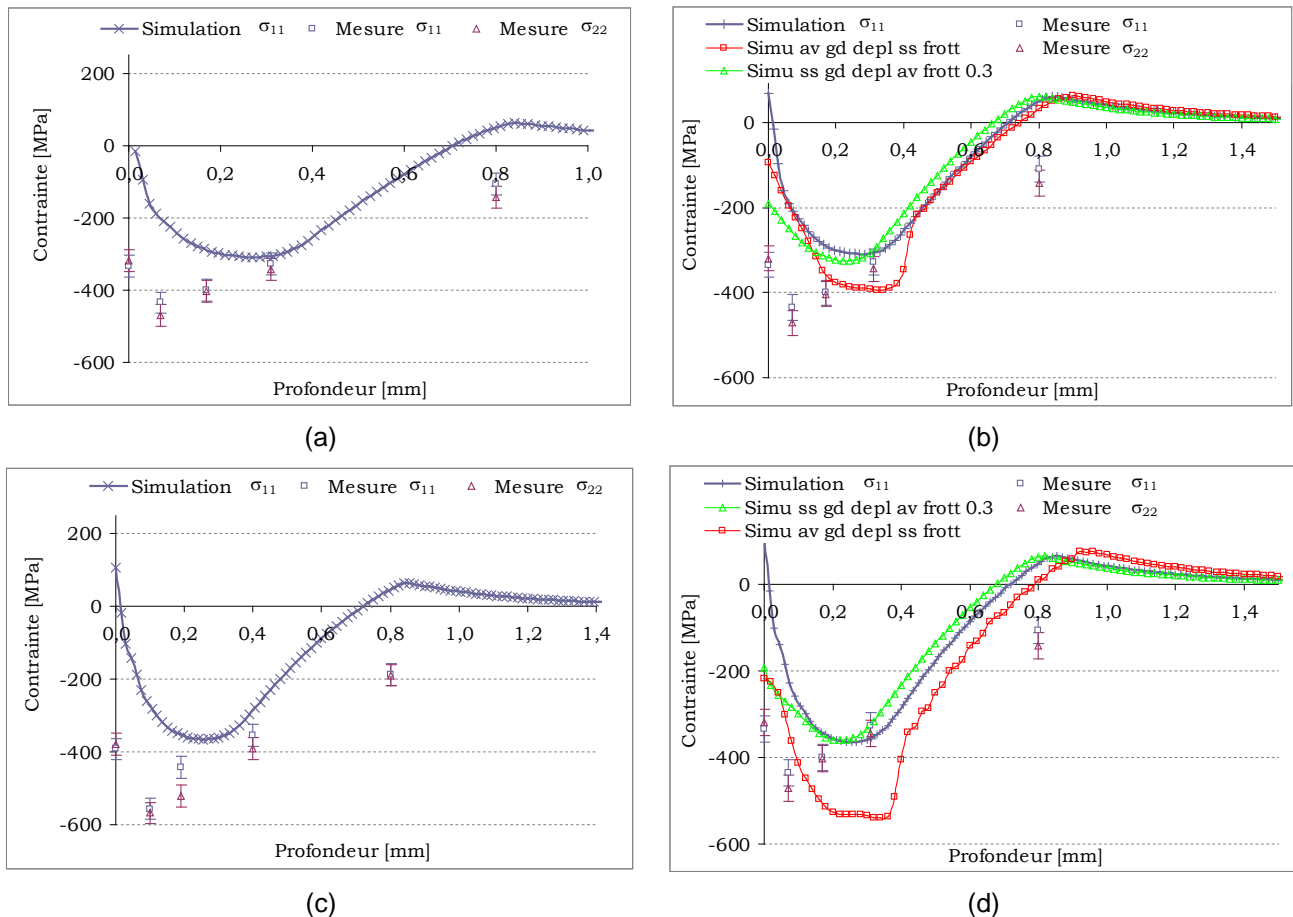


Figure III 26 – Comparaison des contraintes résiduelles dans le sens longitudinal et transversal, obtenues numériquement et expérimentalement sur les **éprouvettes épaisses**. La vitesse initiale des billes est de **4 m/s**. Les taux de recouvrement considérés sont de **100%** (a) sans et (b) avec prise en compte du frottement ou des grands déplacements et de **200%** (c) sans et (d) avec prise en compte du frottement ou des grands déplacements

D'abord on observe, sur les valeurs mesurées (Figure III 26 (a,c)), que le niveau des contraintes longitudinales (σ_{11}) et transversales (σ_{22}) est très proche. Ceci est cohérent avec les résultats numériques pour lesquels le niveau de contrainte est supposé identique.

Cependant, les valeurs caractéristiques, telles que la contrainte en surface, la contrainte maximale de compression et la profondeur où se trouve cette dernière, prédites par les simulations sont écartées par rapport aux mesures. En effet, quelque soit le taux de recouvrement, la contrainte maximale calculée est moins élevée et se trouve à un endroit plus profond que celle mesurée. De plus, la contrainte en surface calculée est nulle voire en traction. [ANTALUCA 05] a montré dans ces travaux de thèse que le coefficient de frottement a une influence sur le niveau de contraintes résiduelles en surface lors du contact entre deux massifs élasto-plastiques et que cet effet est de moins en moins marqué en profondeur. En plus, la prise en compte de l'hypothèse des grands déplacements (cf. §III.1.2) modifie également les profils de contraintes à la fois en surface et en profondeur. A cet effet, les calculs tenant en compte ces deux aspects sont conduits de façon dé耦lée. Les résultats illustrés par la Figure III 26 (b,d) montrent que la prise en compte du frottement ($\mu=0,3$) permet de diminuer la contrainte en surface et de rapprocher la contrainte maximale de compression de celle-ci. Ces résultats montrent également que la considération des grands déplacements fait augmenter significativement l'amplitude des contraintes de compression. Très probablement, les résultats numériques seraient améliorés grâce au couplage de ces deux aspects. Toutefois, ce dernier génère une instabilité numérique (localisation des déformations plastiques) qui n'a pas été résolue à ce jour.

III.4.1.2. Eprouvettes minces

Les contraintes résiduelles obtenues numériquement et expérimentalement sur les éprouvettes minces avec une vitesse initiale des billes de 1,5 m/s, 4 m/s et 6,2 m/s et les taux de recouvrement de 100%, 150% et 200% sont tracées sur les Figure III 27, Figure III 28 et Figure III 29.

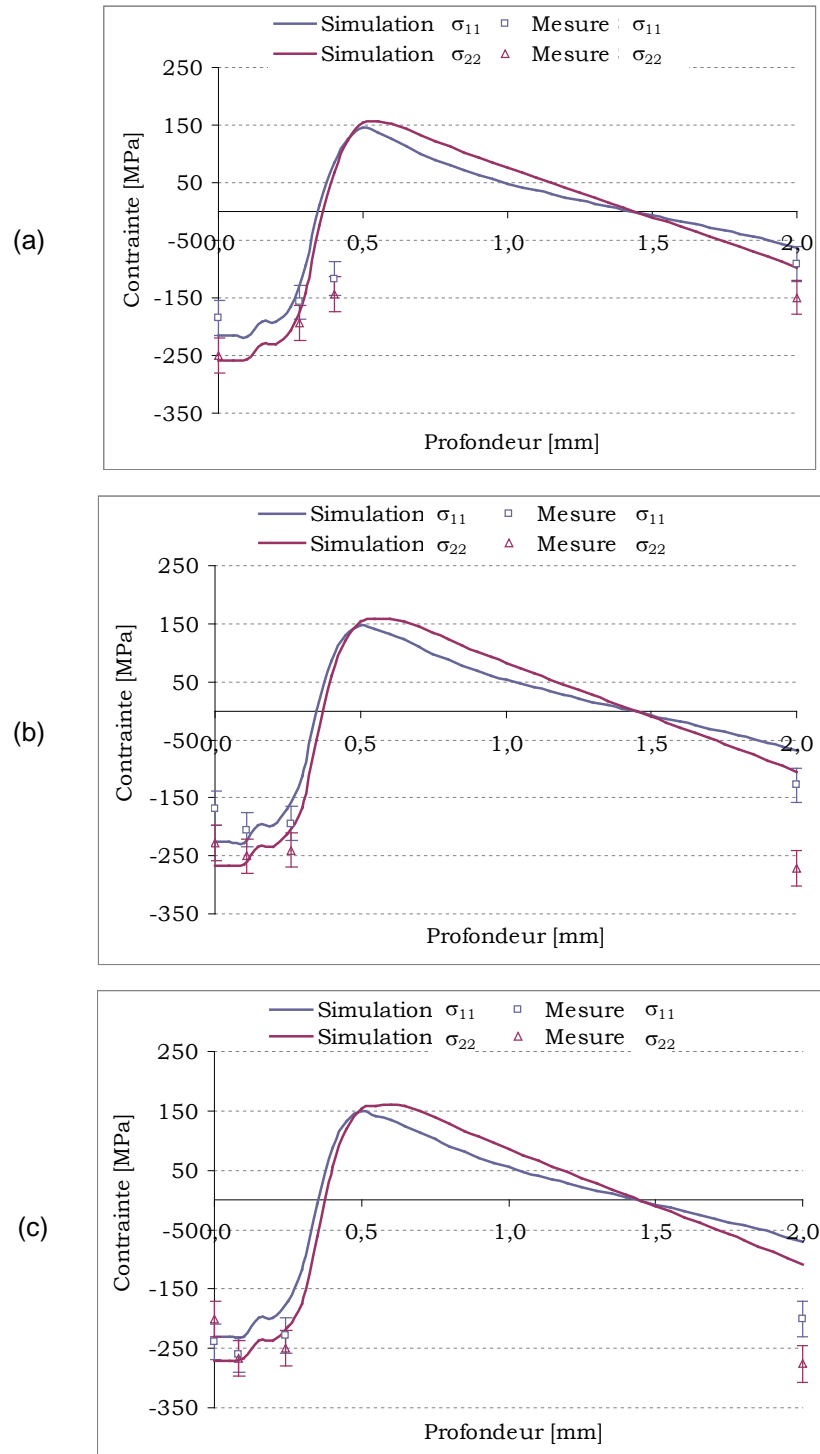


Figure III 27 – Comparaison des contraintes résiduelles dans le sens longitudinal et transversal, obtenues numériquement et expérimentalement sur les **éprouvettes minces** avec une vitesse initiale des billes de **1,5 m/s** et un taux de recouvrement de (a) 100%, (b) 150% et (c) 200%

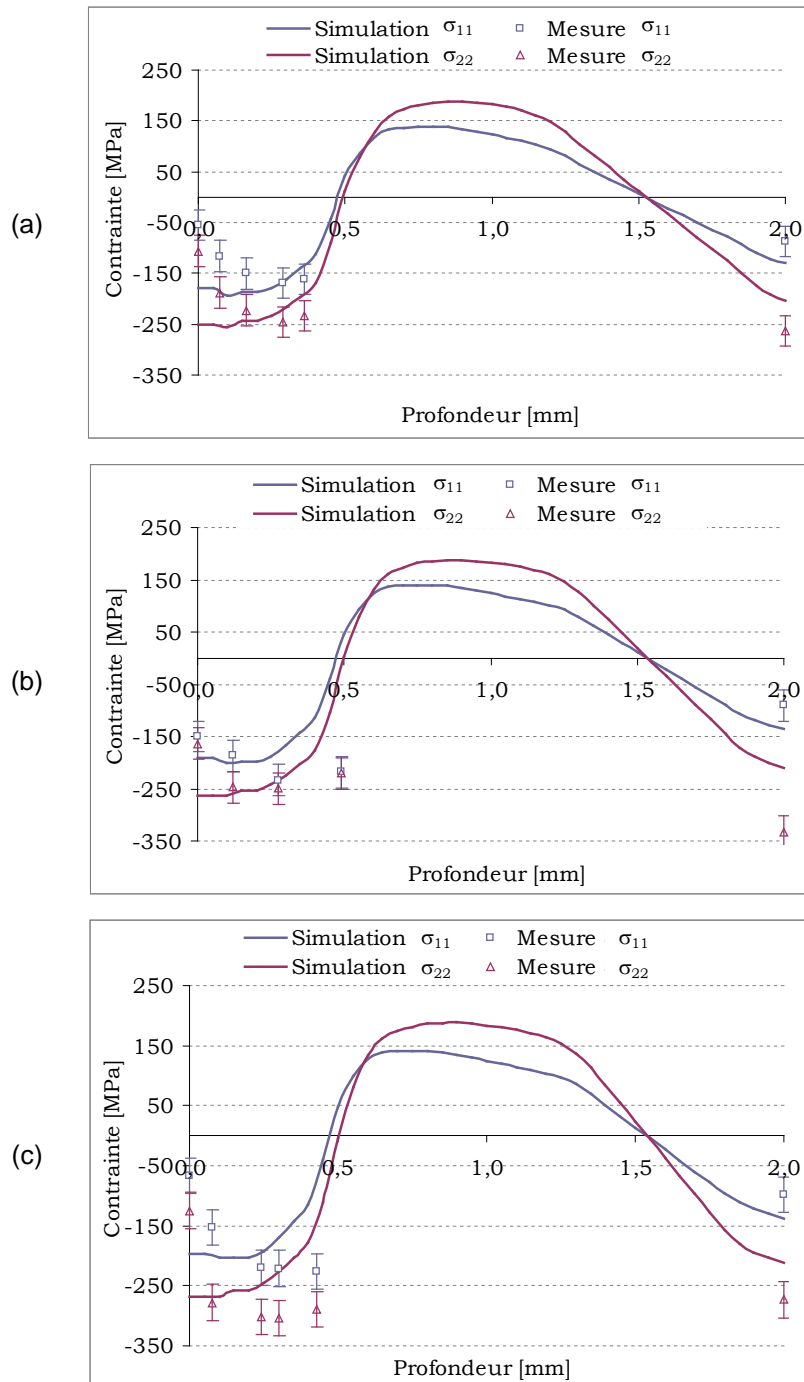


Figure III 28 – Comparaison des contraintes résiduelles dans le sens longitudinal et transversal, obtenues numériquement et expérimentalement sur les **éprouvettes minces** avec une vitesse initiale des billes de **4 m/s** et un taux de recouvrement de (a) 100%, (b) 150% et (c) 200%

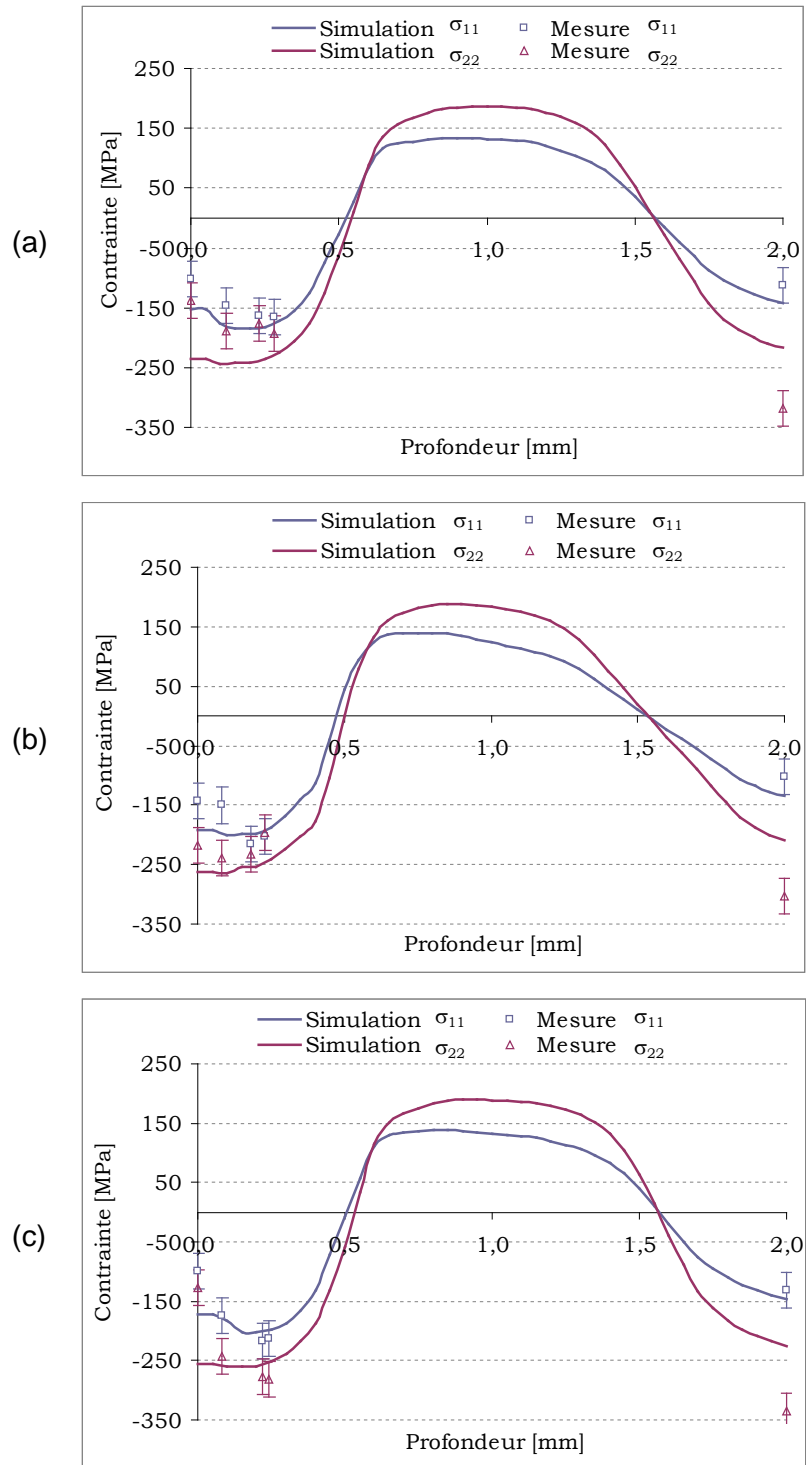


Figure III 29 – Comparaison des contraintes résiduelles dans le sens longitudinal et transversal, obtenues numériquement et expérimentalement sur les **éprouvettes minces** avec une vitesse initiale des billes de **6,2 m/s** et un taux de recouvrement de (a) 100%, (b) 150% et (c) 200%

D’abord, nous remarquons un bon accord entre ces résultats et ce quel que soit le sens d’observation. Le niveau de contraintes transversales (σ_{22}) calculées par les simulations est plus important que celui de contraintes longitudinales (σ_{11}). Ceci est cohérent avec les observations expérimentales et s’explique par le relâchement des contraintes lors de la déformation de la plaque (différente selon la direction).

L’écart relativement plus important se situe en surface, qui provient probablement de l’insuffisance du traitement thermique de détensionnement au regard de l’écroissage important des éprouvettes en surface suite aux opérations d’usinage. Pour cela, les largeurs de pics à mi-hauteur des pics de contraintes ont été tracées en fonction de la profondeur de l’éprouvette (Figure III 30).

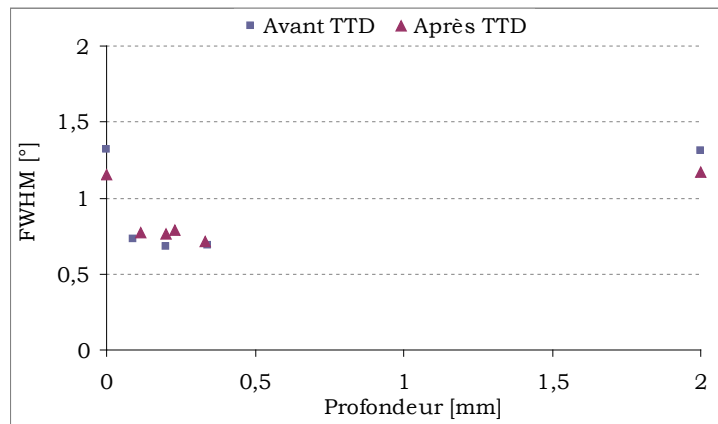


Figure III 30 – Largeurs à mi-hauteur des pics de contraintes mesurées avant et après le TTD

Elles permettent de montrer l’évolution de l’écroissage superficiel de l’éprouvette avant et après le TTD. Nous pouvons observer d’abord que l’écroissage demeure plus fort en surface qu’au cœur de la pièce, ceci malgré le TTD. Nous pouvons voir aussi que le niveau d’écroissage reste le même sur les deux faces, car ces dernières ont subi le même procédé d’usinage. Toutefois, dans les simulations, les éprouvettes sont supposées vierges de tout état initial. Ceci peut être source d’écart. Cette hypothèse est par ailleurs soutenue par la réduction de l’écart avec le taux de recouvrement. En effet, plus le taux de recouvrement sera important, plus le matériau sera écroui et moins les conditions initiales (écrouissage lié à l’usinage) auront d’influence.

Dans l’expérience, les contraintes maximales dans le sens transversal se situent en face opposée. Ces valeurs sont sous-estimées par la simulation.

III.4.2. Distorsions des éprouvettes minces

Les courbures longitudinales obtenues expérimentalement et numériquement sont tracées sur la Figure III 31 pour des vitesses initiales des billes de 1,5 m/s, 4 m/s et 6,2 m/s avec des taux de recouvrement de 100%, 150% et 200%.

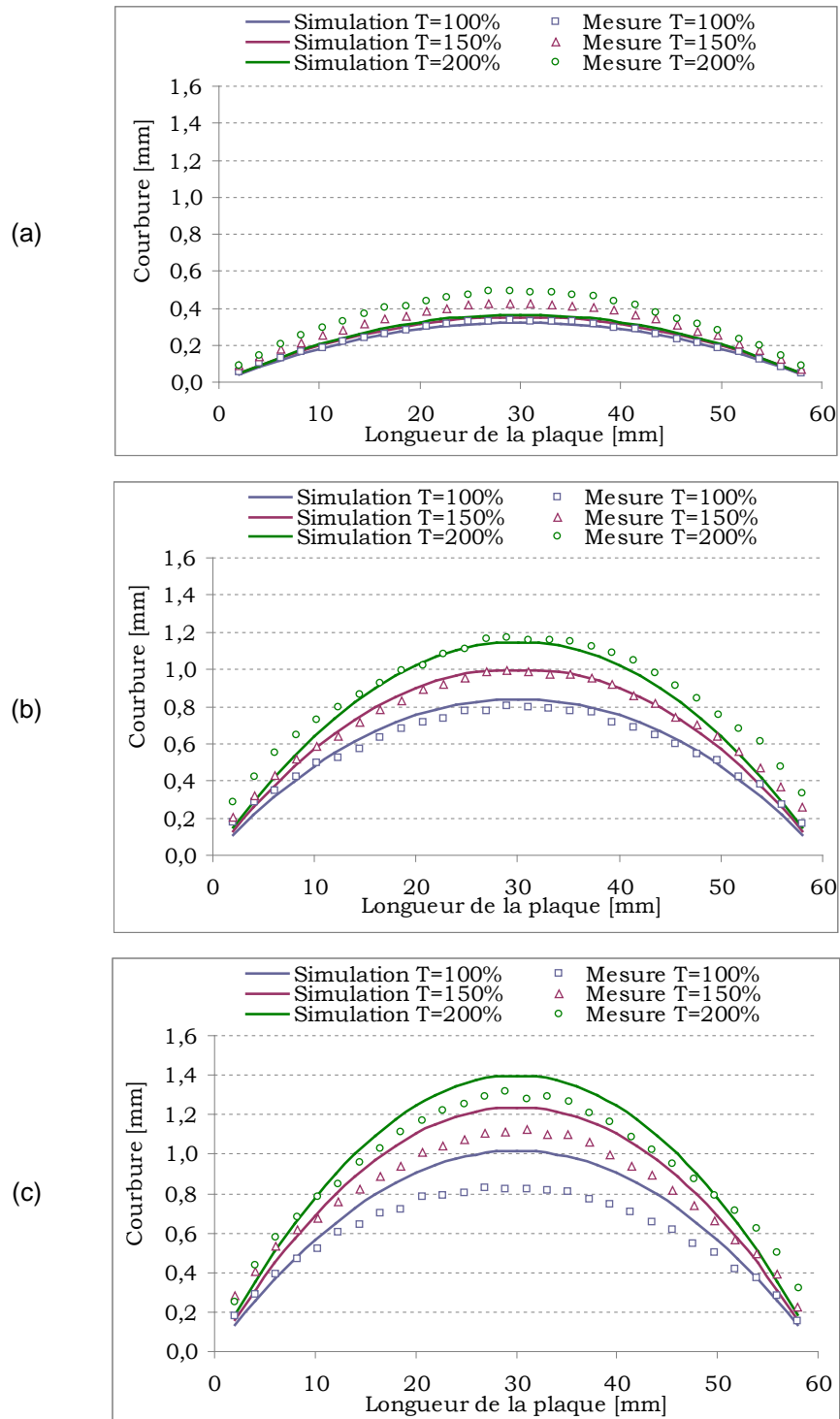


Figure III 31 – **Courbure longitudinale** obtenue expérimentalement et numériquement avec une vitesse initiale des billes de (a) 1,5 m/s, de (b) 4 m/s et de (c) 6,2 m/s pour les taux de recouvrement de 100%, 150% et 200%

Cette comparaison montre que les résultats obtenus numériquement sont en bonne adéquation avec les résultats expérimentaux pour la vitesse des billes de 4 m/s (Figure III 31 (b)). Nous y observons un écart de 4% au niveau de la flèche. A l'inverse de l'évolution de l'erreur sur les contraintes avec le taux de recouvrement, nous remarquons pour la déformation aux bords, que l'écart croît avec l'augmentation du taux de recouvrement. Cette évolution peut être liée à une imprécision des conditions aux limites au niveau des vis de maintien dans la modélisation. En effet, plus le taux de recouvrement sera important, plus la structure va se déformer. La déformation va s'étendre sur un domaine plus ample et les conditions aux limites vont alors impacter le résultat obtenu.

En revanche, les résultats numériques pour les vitesses des billes de 1,5 m/s (Figure III 31 (a)) et de 6,2 m/s (Figure III 31 (c)) sont moins satisfaisants. Pour $V_0 = 1,5$ m/s, la flèche a tendance à être saturée dès que le recouvrement atteint 100%. Pour $V_0 = 6,2$ m/s, les courbures sont surestimées par les simulations. Nous supposons que cela est dû au choix de la vitesse initiale des billes, impulsée par la sonotrode et prise en compte dans les calculs, qui n'est pas forcément représentative des conditions réelles d'impact. Cette explication est supportée par les résultats de l'étalonnage de l'amplitude de la sonotrode (voir Annexe.2). Ces mesures permettent de montrer que les amplitudes pour lesquelles on atteint une vitesse initiale $V_0 = 4$ m/s sont plus stables que celles pour atteindre les vitesses extrêmes : $V_0 = 1,5$ m/s et $V_0 = 6,2$ m/s. Ce qui pourrait être lié au rodage de la machine, d'une part et d'autre part, à l'insuffisance du refroidissement par air comprimé de l'ensemble du système après une durée de fonctionnement relativement longue. Par conséquent, la vitesse initiale la plus stable et reproductible est celle à 4 m/s, obtenue avec 45% de la puissance totale de vibration.

Un autre calcul en prenant en compte une vitesse des billes de 2 m/s a été réalisé en vu d'expliquer la stagnation de la flèche à $V_0 = 1,5$ m/s. Nous pouvons voir que les résultats (Figure III 32) sont améliorés et nous en déduisons que la vitesse d'impact est un facteur très sensible influant la précision de la prédiction des courbures.

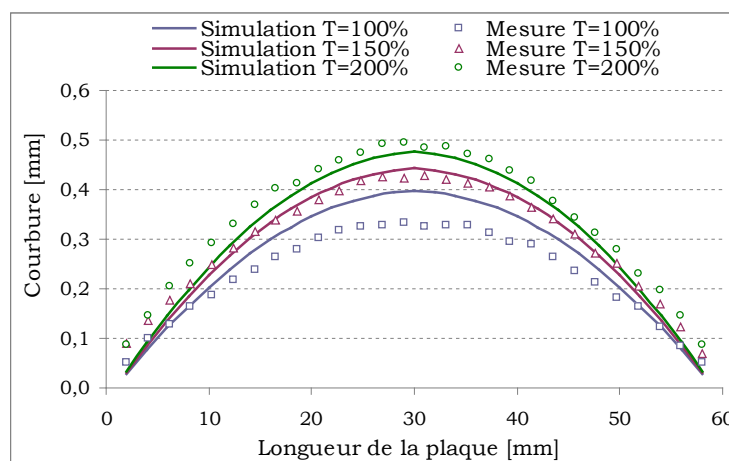


Figure III 32 – **Courbure longitudinale** obtenue **expérimentalement** avec une vitesse initiale des billes de 1,5 m/s et **numériquement** avec une vitesse initiale des billes de 2 m/s pour les taux de recouvrement de 100%, 150% et 200%

III.5. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons décrit et comparé une approche numérique permettant de prédire les valeurs des contraintes résiduelles laissées dans des éprouvettes traitées par billage ultrasonore, en utilisant le Code Semi-Analytique.

Par deux benchmarks : mono-impact et multi-impacts, nous avons montré et validé les résultats issus du Code Semi-Analytique en les comparant à ceux de codes de calculs éléments finis plus classiques. Notons que le Code Semi-Analytique apporte des gains considérables en termes de temps de calcul en comparaison des codes éléments finis, rendant possible une étude paramétrique.

Malgré tout, les limitations du Code Semi-Analytique existent :

- Le modèle d'impact est quasi statique, l'effet d'inertie en dynamique n'est donc pas pris en compte. Vu la relativement faible vitesse d'impact comparativement à la vitesse du son dans les aciers, les effets d'inertie sont toutefois négligeable.
- Le code fait l'hypothèse d'un massif semi-infini. Dans le cas d'une pièce mince, le calcul est indirect et doit s'effectuer en passant par un code EF avec la méthode du transfert de champs de déformations inélastiques comme expliquée au §III.2.3.
- Les contraintes sont calculées avec la formulation en hypothèse des petites déformations qui sont valables lorsque le taux de déformations totales reste faible (aux alentours de quelques pourcents). Dans les cas où les déformations totales atteignent ou dépassent 10%, les solutions analytiques élémentaires utilisées ne sont plus exactes et une erreur est introduite.
- La combinaison des effets normaux et tangentiels n'a pas été étudiée. En effet le contact a toujours été supposé sans frottement. Toutefois, le frottement est un facteur non négligeable, qui devrait avoir un effet à la fois sur la distribution et sur la valeur maximale des contraintes résiduelles.

D'autre part, lors de la confrontation des résultats numériques et expérimentaux, nous avons constaté que la vitesse des billes a une influence importante dans le calcul des courbures des éprouvettes minces. La vitesse d'impact prise en compte dans la simulation était la vitesse initiale de la sonotrode. Nous avons montré les limites de cette hypothèse lorsque l'on atteint les extrémités de la plage de vitesse retenues pour traduire l'effet d'impulsion de la sonotrode (1,5 m/s et 6,2 m/s). Néanmoins, ce paramètre joue un rôle moins important sur les contraintes résiduelles. L'effet de mise en compression est très proche entre les taux de recouvrement considérés dans notre étude (100%, 150% et 200%) quelles que soient les vitesses d'impact.

Dans le cas des éprouvettes épaisses, les écarts sont observés en termes de contraintes résiduelles entre les résultats numériques et expérimentaux. Les calculs complémentaires ont montré l'importance de la prise en compte du coefficient de frottement et de l'hypothèse

des grands déplacements sur les profils de contrainte lorsque l'on travaille sur le massif semi-infini.

Dans le cas des éprouvettes minces, nous avons noté la bonne adéquation entre les valeurs des contraintes résiduelles mesurées et celles calculées, malgré des petits écarts en surface. Ces derniers pourraient être liés à l'identification des paramètres et le choix de la loi d'érouissage de l'Inconel 600, à l'incertitude de mesures et à une méconnaissance de l'état initial des éprouvettes (érouissage et contrainte de fabrication) qui n'ont été que partiellement détensionnées.

Il sera donc intéressant de vérifier l'approche numérique en tenant compte d'un état initial non vierge du massif impacté, ce qui constitue le sujet d'étude décrit au chapitre suivant.

Chapitre IV - Chaînage expérimental et numérique des procédés de réparation

Ce chapitre est consacré à la description et la validation de l'approche numérique en simulant l'ensemble de la réparation par soudage et billage US.

Une étude de la simulation numérique de soudage, basée sur une maquette représentative et visant à déterminer les contraintes résiduelles de soudage, est menée avec le Code_Aster. Les résultats obtenus sont ensuite confrontés à la fois à ceux obtenus numériquement sous SYSTUS/SYSWELD et à ceux obtenus expérimentalement.

Les contraintes résiduelles de soudage ainsi obtenues devraient servir ensuite de données d'entrée au calcul de billage multi-impacts présenté au §II du chapitre III, afin d'enchaîner les procédés de réparation. Or, par manque de temps, nous avons décidé de valider l'aspect du chaînage en s'appuyant sur les essais de billage ultrasonore pour des éprouvettes précontraintes, avec une distribution de contraintes initiales introduite par flexion alternée et connue. Les résultats numériques sont enfin comparés aux résultats expérimentaux issus d'une nouvelle campagne d'essais.

IV.1. Contraintes résiduelles de soudage	127
IV.1.1. Caractéristiques de la maquette	127
IV.1.1.1. <i>Données géométriques</i>	127
IV.1.1.2. <i>Matériaux</i>	128
IV.1.2. Description de l'essai de soudage	129
IV.1.2.1. <i>Position de la maquette</i>	129
IV.1.2.2. <i>Paramètres du procédé de soudage</i>	130
IV.1.2.3. <i>Mesures réalisées</i>	130
IV.1.3. Simulation numérique du soudage	130
IV.1.3.1. <i>Modélisation thermique</i>	131
IV.1.3.1.a. Caractéristiques thermophysiques des matériaux	131
IV.1.3.1.b. Modélisation de l'apport de chaleur.....	131
IV.1.3.1.c. Conditions aux limites thermiques	133
IV.1.3.2. <i>Modélisation mécanique</i>	133
IV.1.3.2.a. Caractéristiques thermomécaniques des matériaux.....	133
IV.1.3.2.b. Loi de comportement des matériaux	134
IV.1.3.3. <i>Comparaison des résultats numériques et expérimentaux</i>	135
IV.1.3.3.a. Résultats du calage thermique	136
IV.1.3.3.b. Contraintes résiduelles en peau de la face « avant ».....	137
IV.1.4. Discussion et conclusion	138
IV.2. Essais de billage ultrasonore sur éprouvettes précontraintes.....	140
IV.2.1. Objectifs et méthodologies	140
IV.2.2. Mise en précontrainte des éprouvettes.....	140
IV.2.3. État résiduel des éprouvettes avant le billage.....	141
IV.3. Comparaison et analyse des résultats numériques et expérimentaux	143
IV.3.1. Contraintes résiduelles	143
IV.3.2. Distorsions	144
IV.4. Conclusion	146

IV.1. Contraintes résiduelles de soudage

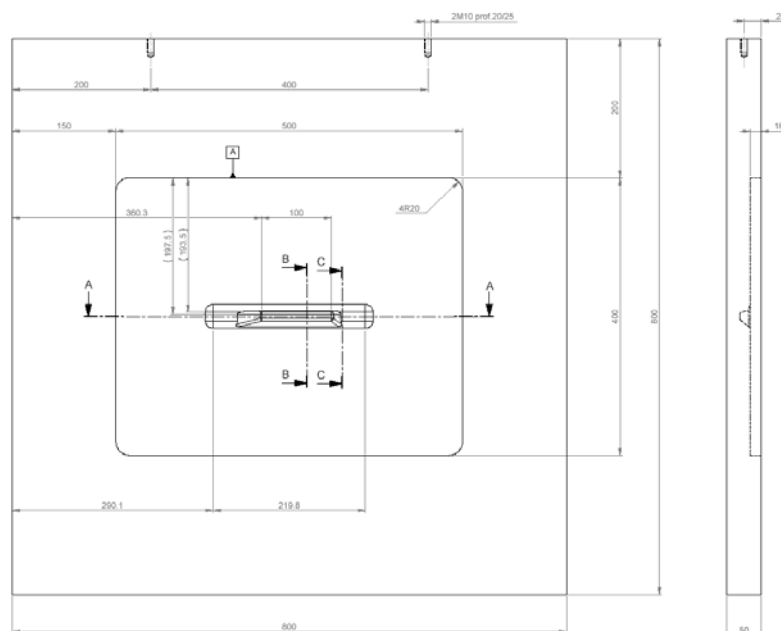
Une maquette représentative a été conçue et rechargée dans le but de déterminer le mode opératoire d'usinage et de soudage pour la réparation des indications éventuelles. D'ailleurs, la maquette est instrumentée de manière à disposer des évolutions des cycles thermiques après chaque passe à l'aide de thermocouples. A l'issue du remplissage complet de l'affouillement, sont également effectuées les mesures de contraintes résiduelles en peau de structure moyennant la méthode de diffraction des rayons X.

Parallèlement, une étude de simulation numérique du soudage (SNS) est conduite avec le Code_Aster. Les résultats thermiques et mécaniques obtenus avec Code_Aster sont confrontés à la fois à ceux calculés avec SYSTUS/SYSWELD et aux mesures.

IV.1.1. Caractéristiques de la maquette

IV.1.1.1. Données géométriques

La maquette est constituée d'un bloc en Inconel 600 de dimensions 800 x 800 x 50 mm³. Est pratiqué au centre de cette maquette un affouillement peu profond d'une épaisseur de 2,5 mm, dans lequel un autre affouillement plus profond d'une épaisseur de 12,5 mm est ajouté selon le plan de la Figure IV. 1. La longueur en fond de fouille est de 100 mm (Figure IV. 1 (b)).



(a)

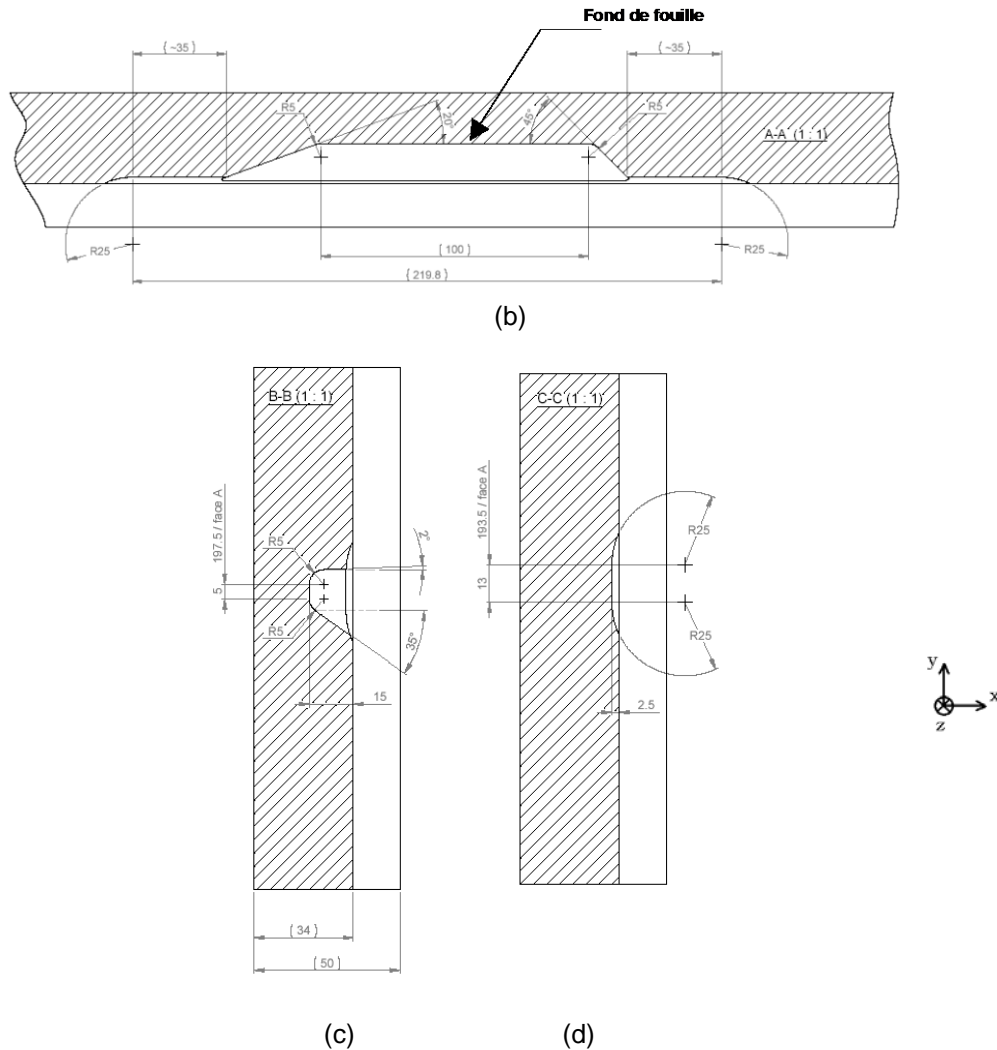


Figure IV. 1 – Plan de la maquette, (a) vue de face, (b) vue coupe A-A (fond de fouille), (c) vue coupe B-B (affouillement profond), (d) vue coupe C-C (affouillement peu profond)

L'affouillement réalisé possède un profil dissymétrique (Figure IV. 1 (c)) pour des raisons de positionnement et d'accessibilité du bras de robot. C'est la raison pour laquelle la partie inférieure du chanfrein est inclinée de 35°. L'inclinaison de la partie supérieure du chanfrein est de 2° afin d'obtenir une pénétration correcte pour chaque passe réalisée côté supérieur de la fouille.

IV.1.1.2. Matériaux

Le métal de base de la maquette est constitué de l'Inconel 600. Le métal d'apport utilisé est de l'Inconel 182 qui a des caractéristiques thermomécaniques très proches de celles de l'alliage 600. Il est couramment utilisé comme produit d'apport pour le soudage à l'électrode enrobée des aciers faiblement alliés et des aciers inoxydables. Sa composition chimique, ainsi que celle de l'Inconel 600, est précisée dans le Tableau I. 1.

IV.1.2. Description de l'essai de soudage

IV.1.2.1. Position de la maquette

Lors de l'essai de soudage, la maquette a été mise en position de manière à ce qu'elle soit la plus proche de la condition réelle de réparation dans une centrale nucléaire. En effet, elle est soudée en position « corniche », c'est à dire que la maquette est simplement posée sur un côté sans aucune fixation (Figure IV. 2). Le côté haut est bloqué par deux pions pour que la maquette soit stabilisée au cours du dépôt des cordons. Ainsi, la fouille plus profonde est rechargée par le dépôt de 21 cordons de soudure selon l'ordre indiqué sur la Figure IV. 2.

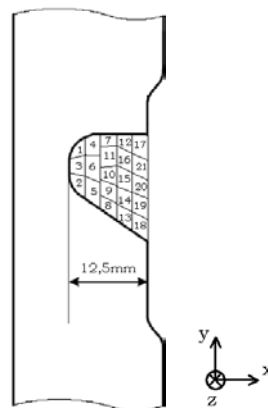


Figure IV. 2 – Position de la maquette et numérotation des passes lors de l'essai de soudage

Une vue de face, avant et après le rechargement de l'affouillement, est présentée sur la Figure IV. 3.

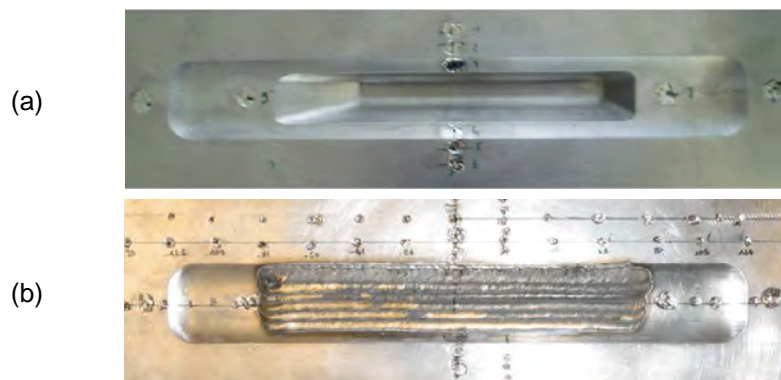


Figure IV. 3 – Vue de face de l'affouillement, (a) avant et (b) après rechargement

IV.1.2.2. Paramètres du procédé de soudage

L'opération de soudage a été réalisée avec le procédé TIG par les soudeurs de AREVA. Les paramètres de soudage ne sont pas précisés dans ce mémoire pour des raisons de confidentialité.

IV.1.2.3. Mesures réalisées

Trois thermocouples ont été mis à l'intérieur de la maquette. Ils sont centrés sur la section transversale et sont situés respectivement à 3 mm (pour les thermocouples TC1 et TC3) et à 4 mm (pour le thermocouple TC2) du fond de fouille (Figure IV. 4). Les températures sont relevées à toutes les passes et serviront au calage de la source de chaleur dans la simulation.

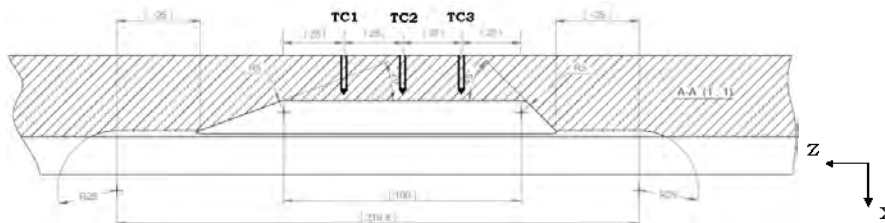


Figure IV. 4 – Position des thermocouples

A l'issue du rechargement, les contraintes résiduelles ont été mesurées par DRX sur la face « avant » de la maquette. Ces mesures sont utilisées dans la validation de la simulation numérique.

IV.1.3. Simulation numérique du soudage

Dans la simulation, la forme et l'ordre des cordons sont construits selon l'essai de soudage (Figure IV. 2). La surface moyenne des cordons est de 9,97 mm². Le maillage contient au total 3 867 éléments triangulaires quadratiques et 7 984 nœuds. Le maillage est raffiné sur les frontières de l'affouillement en raison de la présence d'un gradient de température important lors de l'apport de chaleur. Le problème est traité en déformation plane, c'est à dire que le plan d'étude est perpendiculaire à l'avancée de la source de chaleur.

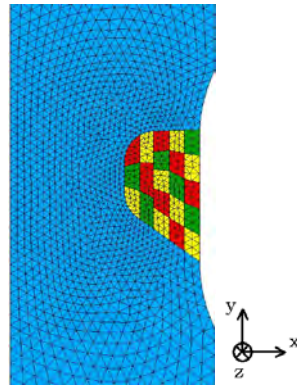


Figure IV. 5 – Maillage utilisé pour le calcul dans le Code_Aster

IV.1.3.1. Modélisation thermique

IV.1.3.1.a. Caractéristiques thermophysiques des matériaux

Rappelons que les propriétés thermophysiques intervenant dans la résolution du problème thermique sont la masse volumique ρ , la conductivité thermique λ et la capacité thermique C_p . Dans le cadre de cette étude, les caractéristiques thermophysiques de l’Inconel 600 et 182 sont considérées identiques. La Figure IV. 6 montre la conductivité et la capacité thermique en fonction de la température.

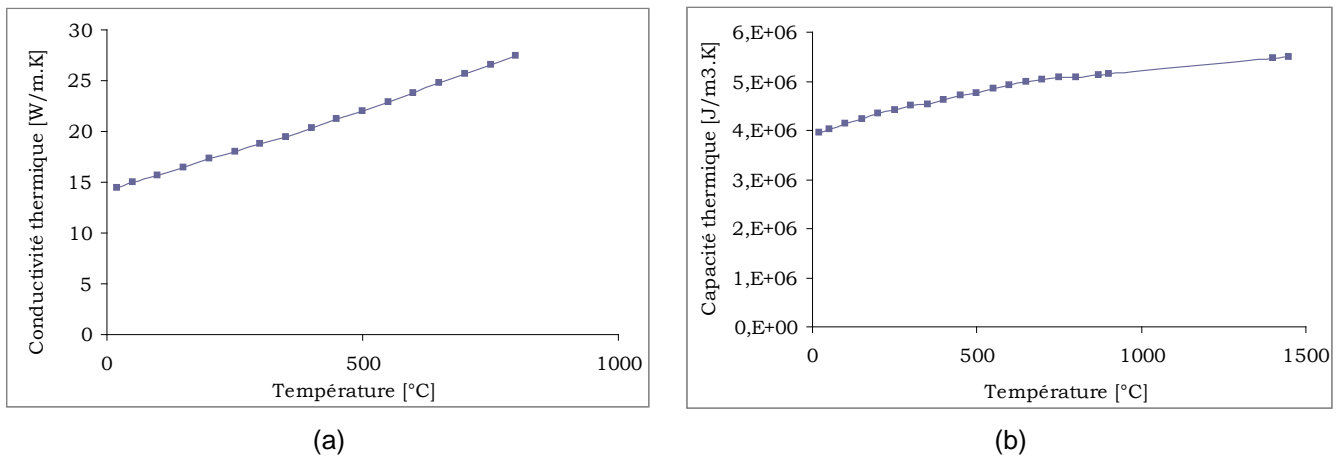


Figure IV. 6 – Caractéristiques thermophysiques en fonction de la température de l’Inconel 600 et 182
(a) conductivité thermique, (b) capacité thermique

IV.1.3.1.b. Modélisation de l’apport de chaleur

Étant donné que l’énergie de soudage est connue, c’est la méthode en flux thermique volumique imposé qui est retenue pour la modélisation de l’apport de chaleur. Elle consiste à imposer, pour chaque passe, une quantité de flux volumique sur la zone du maillage correspondant au métal d’apport. Dans ce cas, l’apport de chaleur est représenté par une

source de chaleur de forme triangulaire au cours du temps, composée de trois phases (Figure IV. 7) [DEPRADEUX 04] :

- une phase de montée en température correspondant à l'approche de la source ;
- une phase de descente en température signifiant l'éloignement de la source ;
- une phase de refroidissement naturel.

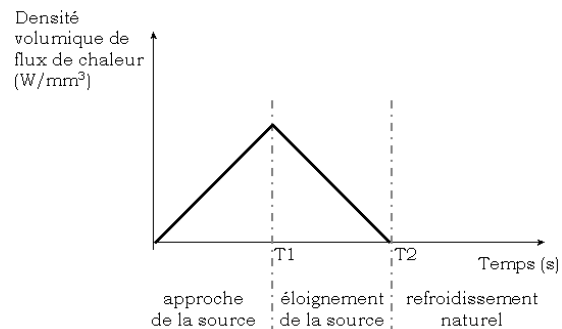


Figure IV. 7 – Modélisation de l'apport de chaleur

Lorsque l'on considère une section perpendiculaire à la direction de soudage dans un trajet rectiligne de la source à vitesse constante, l'énergie totale Q déposée par unité de longueur vaut :

$$Q = \eta \frac{P}{v} \text{ en [J/mm]} \quad \text{IV. 1}$$

où η désigne le coefficient de rendement, P est la puissance brute de soudage, v est la vitesse de soudage.

Dans le cas d'un flux volumique, distribué de façon uniforme dans la section S , le flux imposé Q_v s'exprime donc par :

$$Q_v = \frac{Q}{S} = \eta \frac{P}{vS} \text{ en [J/mm}^3\text{]} \quad \text{IV. 2}$$

où S est la section du cordon considéré.

Quand la densité de flux prend la forme triangulaire, le flux imposé est donné par :

$$Q_v = \varphi \left[\frac{t_1}{2} + \left(\frac{t_2 - t_1}{2} \right) \right] \text{ en [J/mm}^3\text{]} \quad \text{IV. 3}$$

où φ désigne la puissance volumique.

Si l'on fait l'hypothèse que le temps de montée et de descente en température sont identiques, alors on a $t_2=2t_1$. De ce fait, le choix de cette forme de la source de chaleur

présente l'avantage de ne recalculer que deux paramètres par rapport aux relevés de température à l'aide des thermocouples, qui sont la puissance volumique (ϕ) et le temps caractéristique de montée en température (t_1).

Enfin on en déduit que :

$$\phi t_1 = 2\eta \frac{P}{VS} \quad \text{IV. 4}$$

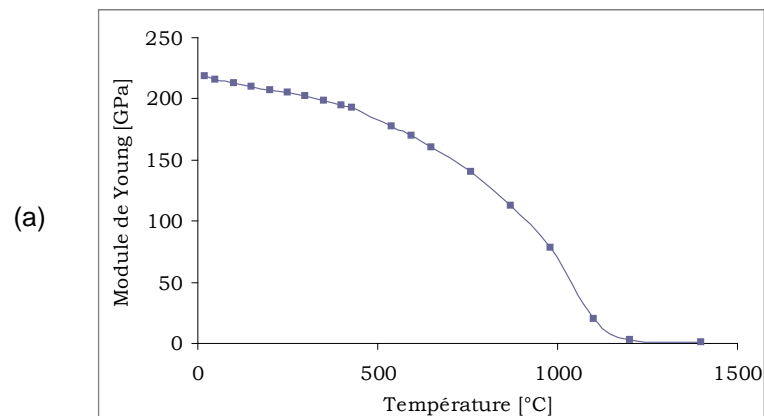
IV.1.3.1.c. Conditions aux limites thermiques

Les conditions aux limites thermiques sont modélisées par des échanges radiatifs et convectifs de la pièce soudée avec l'environnement, comme exprimés par l'équation I. 8. La chaleur latente de fusion n'est pas prise en compte dans le calcul. En effet, cette dernière étant restituée au cours de la solidification, son impact sur le bilan énergétique est nul.

IV.1.3.2. Modélisation mécanique

IV.1.3.2.a. Caractéristiques thermomécaniques des matériaux

Les propriétés thermomécaniques nécessaires à la détermination des contraintes et des déformations résiduelles sont le coefficient de Poisson, le module de Young, la limite d'élasticité et le coefficient de dilatation thermique. Excepté le coefficient de Poisson, ces propriétés varient en fonction de la température et sont illustrées sur la Figure IV. 8.



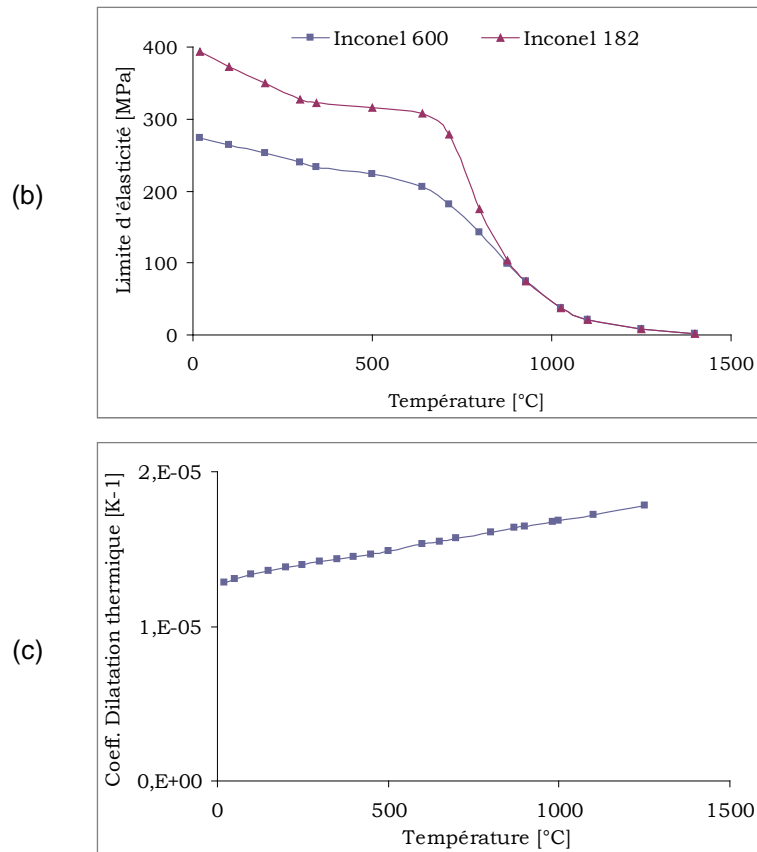


Figure IV. 8 – Caractéristiques thermomécaniques de l’Inconel 600 et 182, (a) module de Young, (b) limite d’élasticité, (c) coefficient de dilatation thermique

IV.1.3.2.b. Loi de comportement des matériaux

Le choix du modèle de comportement des matériaux est un paramètre déterminant vis-à-vis des résultats de la simulation de soudage, en particulier pour les contraintes résiduelles. Les courbes d’écrouissage de l’Inconel 600 et 182 en fonction de la température jusqu’à la température de fusion sont données sur la Figure IV. 9. Ces données, utilisées pour cette étude, proviennent de **[GUILLARD 08]**.

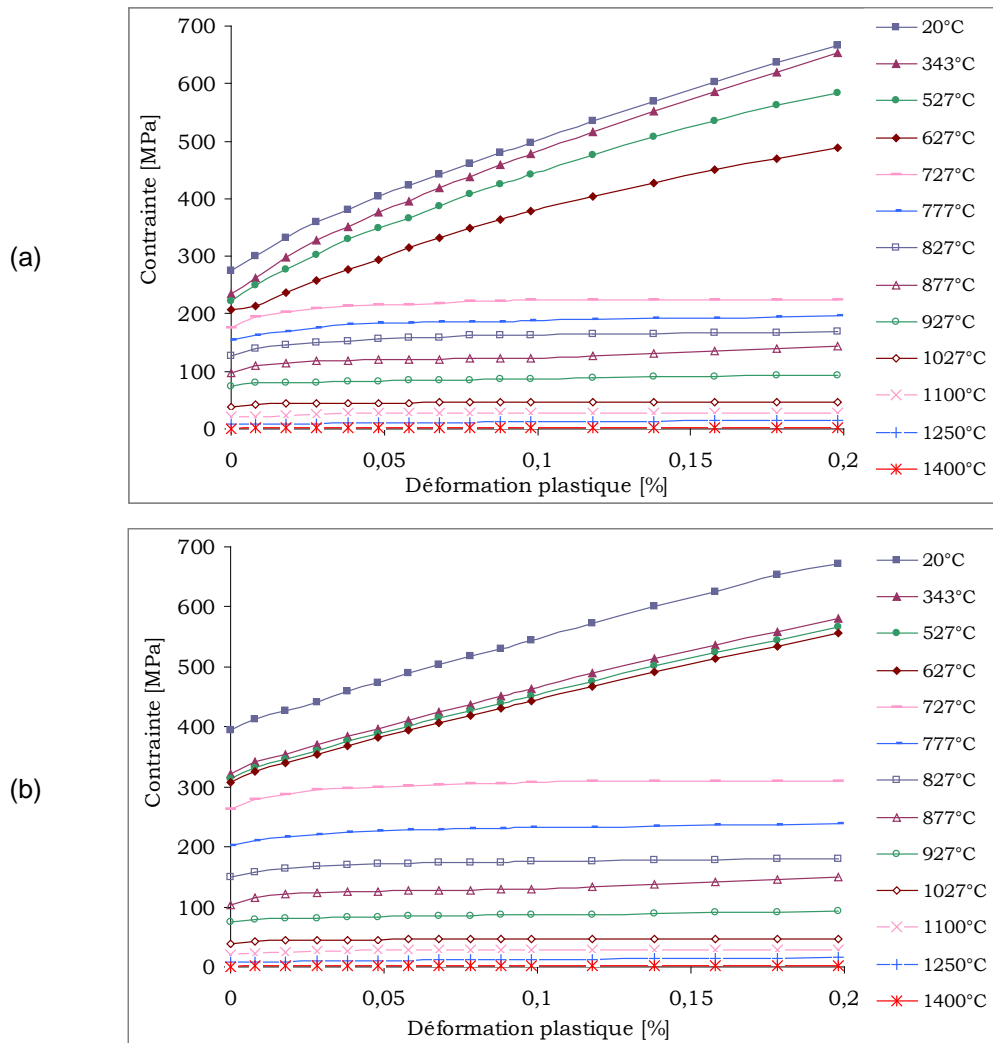


Figure IV. 9 – Courbes d'écouissage en fonction de la température (a) de l'Inconel 600 et (b) de l'Inconel 182

IV.1.3.3. Comparaison des résultats numériques et expérimentaux

Une simulation numérique du soudage sur la même maquette a été réalisée avec SYSTUS/SYSWELD en 3D par AREVA [CARREZ 08]. Certaines hypothèses adoptées sont différentes de celles retenues dans le modèle Code_Aster, telles que le type d'éléments du maillage, la modélisation de l'apport de chaleur et la loi d'écrouissage des matériaux. Les principales hypothèses retenues dans les deux modèles sont récapitulées dans le Figure IV. 10.

	Code_Aster (modèle 2D)	SYSTUS/SYSWELD (modèle 3D)
Maillage	Triangles quadratiques	Hexaèdres quadratiques
Thermique	Apport de chaleur en flux imposé	Apport de chaleur en température imposée
Mécanique	Écrouissage cinématique linéaire	Écrouissage cinématique non linéaire
	Déformation plane	3D
	Condition aux limites : Auto-bridage	

Figure IV. 10 – Récapitulatif des hypothèses retenues dans les modèles Code_Aster et SYSTUS/SYSWELD dans l'étude de la SNS

IV.1.3.3.a. Résultats du calage thermique

Le calage thermique a été mené sur le thermocouple TC1 pour la passe 1. Les temps caractéristiques retenus sont de 10 s à la fois pour le temps de montée et le temps de descente en température, et la densité de chaleur correspondant est de $9,75 \times 10^9 \text{ W/mm}^3$. Une comparaison entre les résultats numériques et expérimentaux est présentée sur la Figure IV. 11.

Dans un premier temps, nous pouvons constater que les courbes issues de Code_Aster et de SYSWELD sont très proches. Néanmoins, comparés aux mesures, l'écart en amplitude maximale de température est de l'ordre de 100°C entre les résultats numériques et expérimentaux. Les mêmes observations ont été faites pour le calage du thermocouple TC2 au cours duquel l'écart entre le calcul et la mesure est encore plus marqué. Ceci est probablement dû à la connaissance approximative des positions exactes des thermocouples. En effet, ces derniers ont été soudés à l'intérieur de la maquette par la face arrière. Compte tenu du fort gradient de température dans la ZAT, il suffit d'un décalage de l'ordre de quelques millimètres pour que la température maximale soit modifiée significativement. Pour connaître les positions exactes des thermocouples, il faudrait découper la maquette.

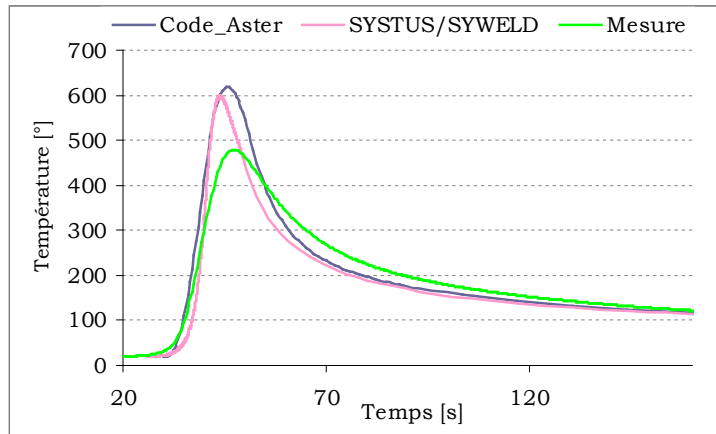


Figure IV. 11 – Calage calcul/mesure de la source de chaleur sur le thermocouple TC1 de la passe 1

IV.1.3.3.b. Contraintes résiduelles en peau de la face « avant »

Les contraintes résiduelles sont mesurées en peau de la face « avant » de la maquette suivant le sens longitudinal et transversal (Figure IV. 12). Les points de mesure se situent sur l'axe de référence. Les contraintes calculées en 2D avec Code_Aster et en 3D avec SYSTUS/SYSWELD sont ensuite confrontées aux mesures dans la Figure IV. 13.

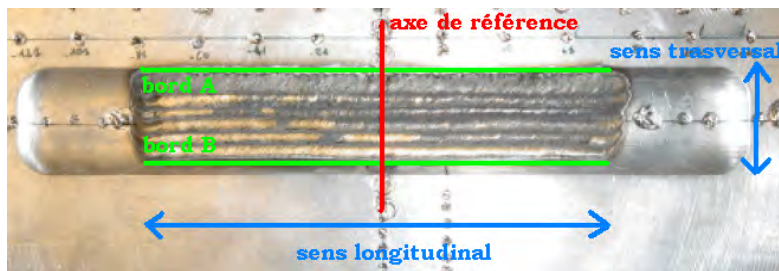
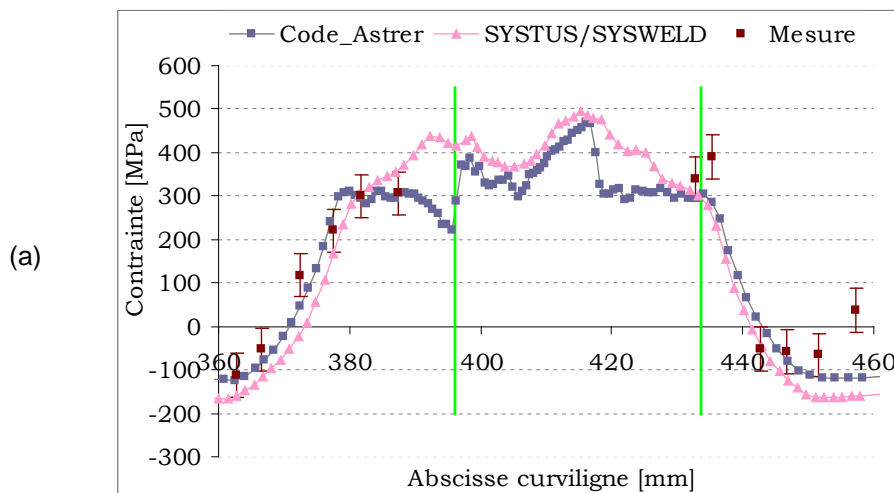


Figure IV. 12 – Axe de référence et sens de mesure



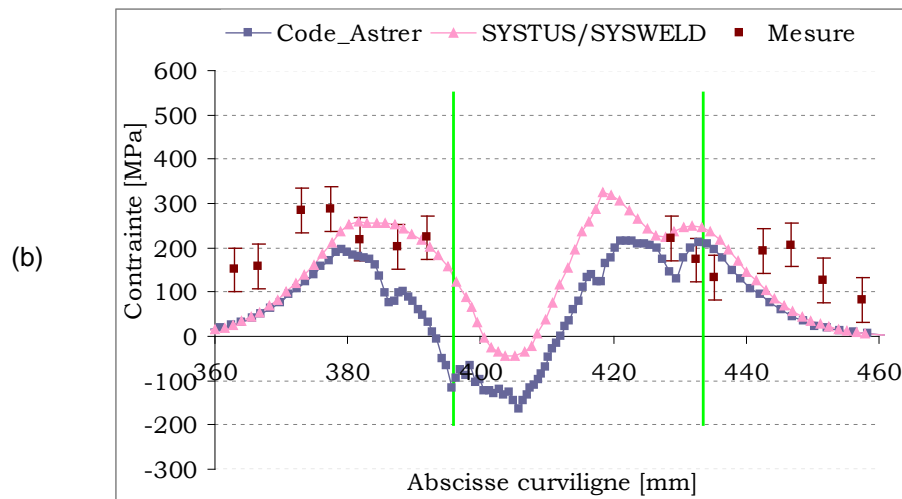


Figure IV. 13 – Comparaison des contraintes résiduelles mesurées et calculées en peau de la face « avant » de la maquette dans le sens (a) longitudinal et (b) transversal

Pour les **contraintes longitudinales** (Figure IV. 13 (a)), nous constatons un très bon accord entre les résultats numériques et expérimentaux dans la zone de compression comme dans la zone de traction.

Tandis que pour les **contraintes transversales** (Figure IV. 13 (b)), nous observons, d'une part, une différence dans la zone de compression située entre les bords AB entre les résultats de Code_Aster et de SYSWELD. L'étendue de cette zone obtenue sous Code_Aster est plus grande avec une amplitude négative plus importante. Plus précisément, la contrainte maximale de compression est de -150 MPa dans Code_Aster contre -50 MPa sous SYSWELD. Cette différence vient de la considération bidimensionnelle du modèle Code_Aster. L'effet du soulèvement des bords est surestimé, d'où le niveau de compression plus important.

D'autre part, le niveau de contraintes transversales est sous-estimé par les simulations par rapport aux valeurs mesurées. Plus de résultats concernant la distribution des contraintes résiduelles sont disponibles dans l'Annexe.3.

IV.1.4. Discussion et conclusion

En premier lieu, nous avons constaté que, malgré l'écart entre les températures calculées et mesurées lors du calage de la source de chaleur, les contraintes résiduelles sont en relativement bon accord entre les mesures et les simulations même si certaines hypothèses retenues dans les modèles Code_Aster et SYSTUS/SYSWELD diffèrent.

En ce qui concerne le choix de la loi d'érouissage cinématique, non linéaire dans le modèle SYSTUS/SYSWELD et linéaire dans le modèle Code_Aster, il n'a pas donné de résultats, en contrainte résiduelle, manifestement différents. Ceci s'explique par la forme des courbes de traction qui sont quasi-linéaires (Figure IV. 9), notamment à température élevée.

D'autre part, une simulation 3D de la maquette a été tentée avec le Code_Aster, pour le dépôt d'un seul cordon de soudure. Le temps CPU consommé est de 42 heures contre 15 heures pour le calcul de 21 cordons de soudure en 2D. A titre de comparaison, le calcul de SYSWELD 3D de la même étude (21 passes) est de 40 heures. Une méthode, appelé « macro-dépôt », ou « block dumped » en anglais, permet de réduire considérablement le temps de calcul sans pour autant sacrifier à la qualité des résultats. C'est cette méthode qui a été employée dans SYSWELD. Elle consiste à modéliser le dépôt d'un cordon par plusieurs blocs au lieu de modéliser une source de chaleur se déplaçant pas à pas. L'inconvénient est qu'il est difficile de gérer les liaisons entre les blocs déjà déposés et les blocs fictifs à cause du fort gradient de température. De plus, le nombre de blocs à considérer par cordon doit être choisi avec précaution pour assurer une bonne qualité de résultats. Dans le cas où la longueur du cordon de soudure est relativement courte, ne dépassant pas 100 mm, il serait possible de modéliser le dépôt en ne distinguant qu'un seul macro élément, ce qui permet de réduire davantage le temps de calcul. Non seulement l'évolution de la mise en données de la source de chaleur et la performance du solveur est nécessaire, mais aussi l'enrichissement en loi de comportement des matériaux subissant les changements de phases métallurgiques est obligatoire dans le cadre de la SNS sous Code_Aster.

Les simulations sont conduites en supposant le matériau vierge de toute contrainte initiale. Dans la réalité, la maquette a subi différents procédés de trempe dont les effets devraient être introduits comme état initial dans le calcul, ce qui pourrait probablement réduire l'écart entre les contraintes transversales calculées et mesurées.

Par la suite, il a été initialement prévu de découper cette maquette en plaques minces et épaisses dans le but d'évaluer expérimentalement l'effet de billage et ensuite de confronter les résultats numériques et expérimentaux. Mais, par manque de temps (préparation des éprouvettes), il a été décidé de valider l'approche numérique sur des éprouvettes précontraintes, ce qui constitue le sujet des paragraphes suivants.

IV.2. Essais de billage ultrasonore sur éprouvettes précontraintes

IV.2.1. Objectifs et méthodologies

Le but de cette campagne d'essais est de déterminer les contraintes et les déformations résiduelles sur les éprouvettes précontraintes. Pour ce faire, un état résiduel de traction est généré en surface et en sous couche sur des éprouvettes minces par une mise en flexion maîtrisée.

Trois éprouvettes minces en Inconel 600 (de dimension 60 x 18 x 2 mm³) ont été traitées, dont deux sont ensuite billées pour une vitesse initiale des billes de 4 m/s et des taux de recouvrement de 100% et 200%. La troisième éprouvette est considérée comme témoin. Les essais de billage ultrasonore sont réalisés avec le même appareillage et la même méthode que celle décrite dans le chapitre II. Les mesures de contraintes par DRX ont ensuite été réalisées sur 5 points, dans le sens longitudinal et transversal au centre de la plaque, dont deux en surface (avant et arrière) et 3 en profondeur.

IV.2.2. Mise en précontrainte des éprouvettes

Le principe de la méthodologie de mise en forme est schématisé par la Figure IV. 14 qui se décompose de la manière suivantes :

- **polissage** : un polissage a été conduit de manière à retirer une épaisseur de 100 µm par face. Ceci pour s'affranchir au maximum des contraintes résiduelles de fabrication des plaques encore présentes après le détensionnement thermique décrit au chapitre II ;
- **pliage successifs** : cette étape est une mise en flexion alternée qui consiste à plier l'éprouvette d'abord avec une déformation en compression de -2% puis avec une déformation en traction de +2% (Figure IV. 14 (a,b)). Elle permet d'élever la limite d'élasticité en peau et de générer un état de contrainte de traction en surface de référence (Figure IV. 14 (c));
- **remise à plat « compensée »** : cette étape de remise à plat doit compenser le retour élastique de l'éprouvette en intégrant le rayon de courbure R calculée numériquement (Figure IV. 14 (d,e)). La remise à plat compensée doit générer une déformée réduite de l'éprouvette après retrait des outils.

A l'issue du procédé, la surface de référence sera en traction avec la présence d'une faible déformée (Figure IV. 14 (f)).

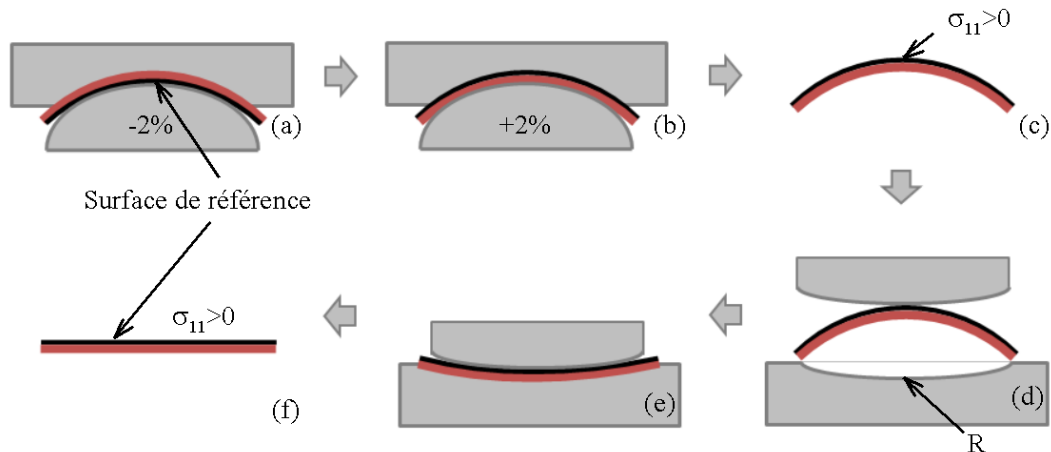


Figure IV. 14 – Principe de la méthodologie de mise en forme par flexion, (a,b,c) pliages successifs – 2%/+2%, (d,e,f) remise à plat « compensée »

IV.2.3. État résiduel des éprouvettes avant le billage

Afin de déterminer l'état résiduel des éprouvettes précontraintes, on a vérifié la déformée et la contrainte résiduelle en surface par une analyse expérimentale.

Pour la déformée, à l'issue de la remise à plat, des mesures par profilométrie ont été réalisées suivant la médiane longitudinale de l'éprouvette traitée. A titre d'exemple, l'allure générale de la courbure est présentée Figure IV. 15. Les flèches maximales des trois éprouvettes précontraintes sont indiquées dans la Figure IV. 16, qui montrent qu'elles présentent un défaut de planéité de l'ordre de 250 microns.

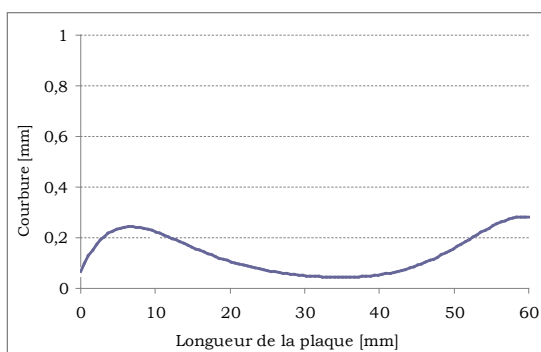


Figure IV. 15 – Planéité d'une éprouvette après la mise en précontrainte

N°	Flèche après précontrainte (μm)	Flèche moyenne (μm)
1	262	247
2	222	
3	257	

Figure IV. 16 – Flèche maximale et moyenne des trois éprouvettes précontraintes

Pour les contraintes résiduelles, celles-ci ont été mesurées par la DRX au centre de la surface de référence. En parallèle, un calcul par la méthode des éléments finis a été effectué suivant la démarche expliquée au paragraphe §IV.2.2. Les contraintes calculées et mesurées sont comparées dans le Figure IV. 17.

	σ_{11} [MPa]	σ_{22} [MPa]
Contraintes mesurées sur la pièce témoin		
Pièce témoin	-122 ± 24	-167 ± 30
Contraintes mesurées sur les éprouvettes précontraintes		
Eprouvette 1	134 ± 29	71 ± 14
Eprouvette 2	96 ± 11	-49 ± 29
Contraintes calculées		
Modèle EF	160	-80

Figure IV. 17 – Contrainte calculée et mesurée au centre de la surface de référence après la mise en précontrainte

Nous notons clairement l'effet de la mise en forme sur le niveau de contraintes résiduelles. En effet après des pliages successifs, nous observons le passage d'un état de compression dans les deux directions ($\sigma_{11} = -122$ MPa et $\sigma_{22} = -167$ MPa) à un état résiduel de traction, notamment dans la direction longitudinale, de l'ordre de 130 MPa. Cette dernière est légèrement surestimée par la simulation (160 MPa).

Ensuite, le tenseur de déformations plastiques correspondant à l'état résiduel, ainsi que la déformation plastique cumulée (la seule variable interne dans le cas où l'écroutissage de l'éprouvette est supposé isotrope), est défini en tant que données d'entrée du Code SA. Voir l'Annexe.4 pour l'évolution des contraintes induites par la mise en forme.

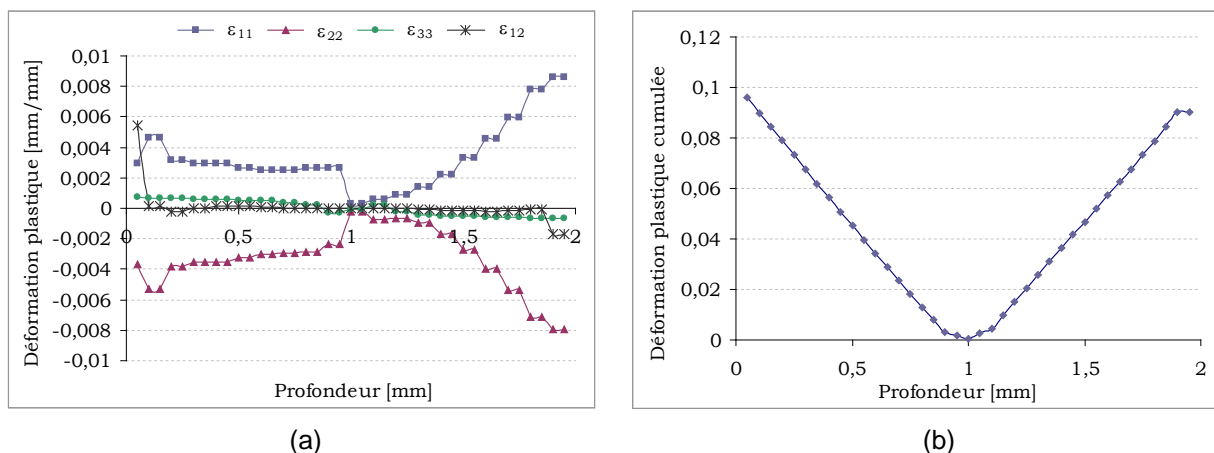


Figure IV. 18 – Etat résiduel de la mise en précontrainte, (a) composantes du tenseur de déformation plastique, (b) déformation plastique cumulée

IV.3. Comparaison et analyse des résultats numériques et expérimentaux

Les calculs ont été effectués avec la même méthode décrite dans le chapitre III afin de déterminer les contraintes et distorsions résiduelles pour les éprouvettes précontraintes.

IV.3.1. Contraintes résiduelles

La Figure IV. 19 présente les contraintes résiduelles, mesurées dans les directions longitudinale (σ_{11}) et transversale (σ_{22}), sur les éprouvettes précontraintes billées avec une vitesse initiale des billes de 4 m/s et des taux de recouvrement de 100% et 200%. A titre de comparaison les résultats numériques et expérimentaux, obtenus avec les mêmes conditions de traitement sur les éprouvettes non précontraintes sont également tracés.

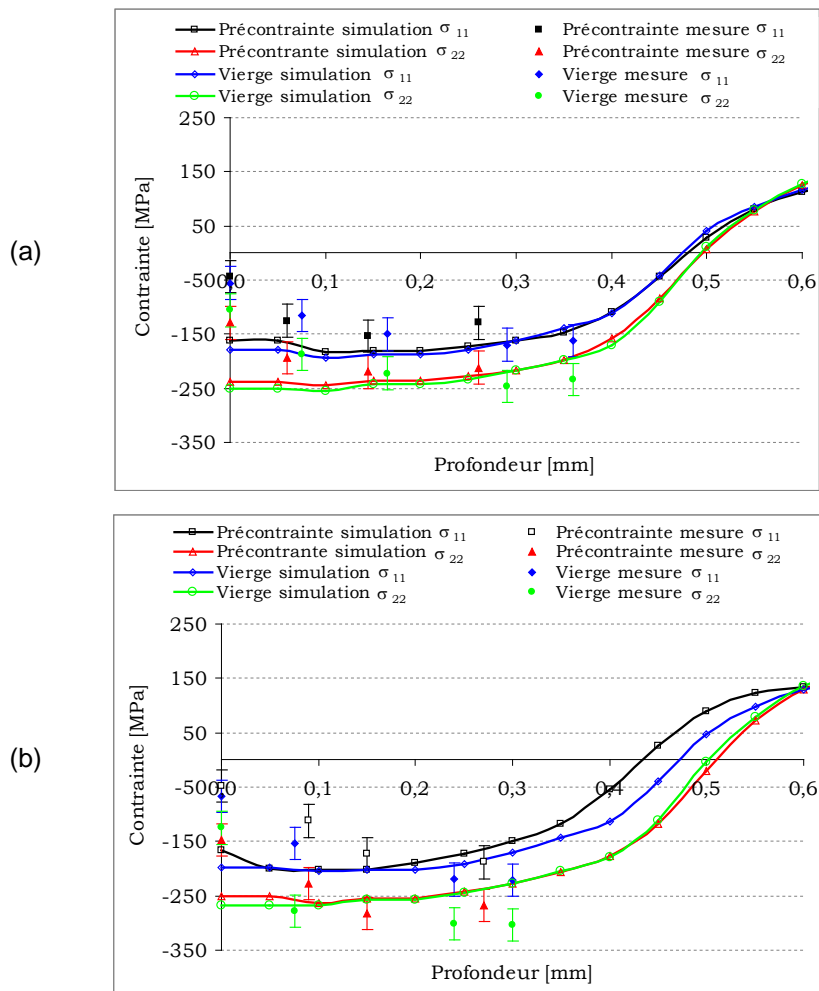


Figure IV. 19 – Contraintes résiduelles mesurées sur les éprouvettes précontraintes traitées avec une vitesse initiale des billes de 4 m/s et des taux de recouvrement de (a) 100% et (b) 200%

On remarque que :

- Comme dans le cas des éprouvettes non précontraintes, un écart significatif subsiste entre la valeur des contraintes calculées et mesurées en surface pour les éprouvettes précontraintes.
- Le niveau des contraintes résiduelles induites par le billage sur des éprouvettes avec et sans précontrainte est assez proche, avec un écart de l'ordre de 20MPa au voisinage de la surface. La présence d'un écrouissage initial modéré de la surface impactée ne modifie donc pas significativement les résultats.

IV.3.2. Distorsions

La Figure IV. 20 présente les courbures sur les éprouvettes précontraintes billées avec une vitesse initiale des billes de 4 m/s et des taux de recouvrement de 100% et 200%. A titre de comparaison les résultats, obtenus avec les mêmes conditions de traitement sur les éprouvettes non précontraintes, sont également tracés.

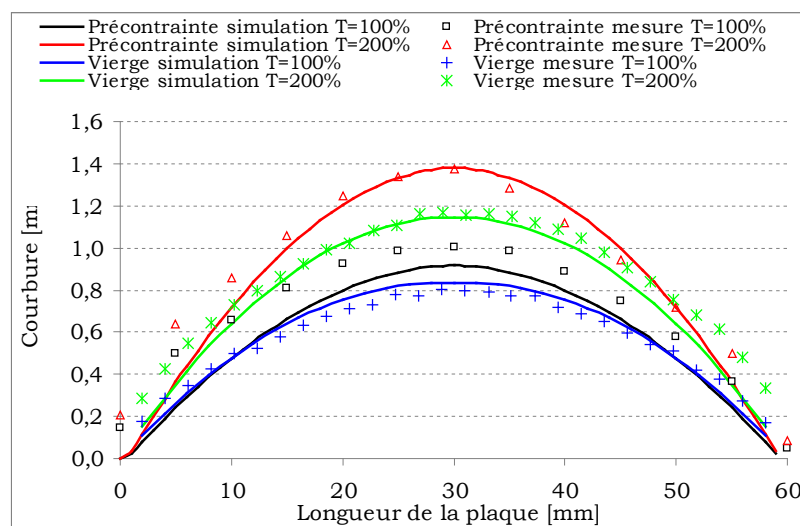


Figure IV. 20 – Courbures dues au billage pour les éprouvettes précontraintes traitées avec une vitesse initiale des billes de 4 m/s et des taux de recouvrement de 100% et 200%

On observe d'abord que le modèle est capable de prédire, avec un écart de moins de 10% (Tableau IV. 1), la flèche due au billage sur des éprouvettes précontraintes ou non. D'autre part, on voit que la flèche générée sur les éprouvettes précontraintes sont plus importantes que celles des éprouvettes vierges. Nous expliquons cela par le fait que l'épaisseur des éprouvettes précontraintes a été réduite de 200 μm lors du polissage avant la mise en forme (cf. §IV.2.2).

	Eprouvettes avec précontrainte			Eprouvettes sans précontrainte		
	Flèche simulée [mm]	Flèche mesurée [mm]	Ecart Relatif [%]	Flèche simulée [mm]	Flèche mesurée [mm]	Ecart Relatif [%]
T100%	0,918	1,005	8	0,835	0,801	4
T200%	1,380	1,372	0,8	0,995	0,996	0,02

Tableau IV. 1 – Comparaison des flèches mesurées et simulées pour des éprouvettes minces avec et sans précontrainte, billées avec une vitesse initiale des billes de 4 m/s et des taux de recouvrement de 100% et 200%

IV.4. Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons tenté de modéliser le chaînage des procédés de réparation.

Dans un premier temps, une étude de simulation numérique de soudage d'une maquette représentative a été réalisée à l'aide de Code_Aster avec le dépôt de 21 cordons de soudure. Les résultats ainsi calculés ont été d'abord comparés à ceux calculés avec SYSWELD, même si certaines hypothèses adoptées telles que la dimension du modèle, le type d'élément et la loi d'écroutissage, sont différentes dans les deux modèles. La comparaison a montré un bon accord en contraintes résiduelles. Ensuite, les contraintes résiduelles calculées en peau autour de la zone soudée ont été confrontées aux mesures, ce qui a permis la validation des approches numériques.

Dans un second temps, par simplification, nous avons validé le couplage soudage/billage sur les éprouvettes minces précontraintes. En effet, les champs de contraintes résiduelles de soudage sont représentés par un état précontraint de l'éprouvette, créé par flexion. Une analyse comparative calcul/expérience en termes de distorsion et contrainte résiduelle a été effectuée.

Sur l'aspect expérimental, les procédés de mise en précontrainte ont permis de générer un état initial de contrainte parfaitement connu. Toutefois, la planéité de la surface d'une plaque ainsi traitée n'est pas assurée. La contrainte initiale introduite par flexion maîtrisée est inférieure à 160 MPa dans cette étude, ce qui est largement inférieur au niveau de contrainte sur un joint soudé, qui lui pourrait atteindre 400 MPa (Figure IV. 13).

Sur l'aspect numérique, les résultats ont permis de montrer, encore une fois, que l'approche numérique mise en œuvre dans cette étude permet de prédire à quelques pourcents près les distorsions et les contraintes résiduelles sur les éprouvettes minces précontraintes ayant subi le procédé de billage ultrasonore.

Conclusion et perspectives

Conclusion

Le cycle thermique associé au soudage conduit à des modifications des propriétés métallurgiques et mécaniques du matériau qui peuvent être préjudiciables pour la tenue en service des composants, notamment vis-à-vis de la corrosion sous contrainte et de la fissuration en fatigue. C'est le cas lors de la réparation par rechargement d'un matériau constitué d'alliage à base Nickel. Il est donc important de maîtriser ces procédés de réparation, notamment en termes de contraintes résiduelles laissées par le soudage, au travers des méthodes numériques dont l'intérêt est approuvé dans les industries en tant qu'outils quantitativement prédictifs.

Les procédés de parachèvements pourraient être mis en œuvre comme palliatifs dès lors que les contraintes résiduelles issues d'une réparation s'approchent, voire dépassent le seuil de déclenchement de la corrosion sous contrainte. Parmi tous les moyens de mitigation existants, le billage ultrasonore est intéressant pour sa relative facilité de mise en œuvre locale et souvent *in situ*, sans avoir à démonter un équipement pour isoler la pièce à traiter.

La simulation numérique de soudage est parvenue à maturité pour l'évaluation de contraintes résiduelles (bien que la caractérisation des matériaux à haute température, la définition des conditions aux limites et des chargements demeurent dépendantes de certaines hypothèses), alors que la simulation des impacts dus au billage US ne l'est pas encore. Une méthodologie a ici été proposée, et validée par comparaison à l'expérience et via des benchmarks numériques, pour évaluer l'effet des paramètres du procédé et prédire la distribution des contraintes résiduelles. La démarche a nécessité la mise en place des modèles avec des hypothèses simplificatrices industriellement acceptables.

Dans cette optique, une première campagne d'essais de billage de type « Almen » a été lancée, sur les éprouvettes épaisses et minces, dans le but d'identifier l'influence des paramètres du procédé sur les contraintes résiduelles.

Ensuite, une approche numérique multi-impacts, avec un motif élémentaire et représentatif constitué de trois impacts, a été proposée. Cette approche tient compte des deux plus influents paramètres qui sont la vitesse des billes et le taux de recouvrement. Cette méthode a été appliquée sur des structures épaisses à l'aide du Code Semi-Analytique dont l'intérêt en termes de rapidité et de précision a également été démontré au travers deux benchmarks avec les codes de calcul par éléments finis.

Etant donné que le Code SA fait l'hypothèse d'un massif semi-infini, une procédure de transfert de champs avec passage à un modèle éléments finis a également été proposée. A cet effet, le champ complet de déformations plastiques calculé par le Code SA a été

transféré dans une plaque mince générée sous SYSTUS. Par équilibre, la redistribution des contraintes résiduelles ainsi que la déformée de cette plaque a été obtenue. La comparaison des résultats expérimentaux et numériques a permis de montrer que l'approche numérique était capable de prédire le niveau de contraintes résiduelles, à l'issue d'un traitement de billage US, sur les éprouvettes minces et épaisses.

Ensuite, une deuxième campagne d'essais, visant à valider l'approche numérique en prenant en compte un état initial connu, a été menée. Cet état connu devrait être les contraintes résiduelles de soudage en cas de simulation de réparation. Dans la présente étude, les éprouvettes minces ont été mises en précontraintes par flexion à quatre points. L'état initial ainsi généré est parfaitement maîtrisé en termes de contraintes résiduelles par simulation numérique. Puis, ces éprouvettes ont été traitées par billage en procédant avec les paramètres utilisés précédemment. En parallèle, les simulations tenant compte de l'état initial expérimental ont été effectuées avec la méthode semi-analytique utilisée antérieurement. La faisabilité du chaînage numérique des procédés avec le Code Semi-Analytique et le code éléments finis a été ainsi démontrée. Les résultats numériques sont en assez bon accord avec les mesures.

Enfin, une étude de simulation numérique de soudage multi-passes a aussi été réalisée. Bien qu'elle ne constitue pas en soi un travail original, cette étude porte un intérêt particulier pour EDF/R&D en vue de souligner les éventuelles améliorations à apporter par l'équipe Aster vis à vis de SYSWELD/SYSTUS dans le cadre de la SNS. De plus, en se basant sur le modèle de soudage réalisé, il sera possible de développer un modèle 3D afin de pouvoir enchaîner de façon plus réaliste le couplage soudage/billage.

Perspectives

Les améliorations et compléments pouvant être apportées à cette étude sont les suivantes :

Premièrement, il s'est avéré que la connaissance de la vitesse réelle des billes dans l'enceinte au cours d'un traitement de billage est un facteur primordial pour la simulation numérique. Dans notre étude, l'utilisation de la vitesse maximale de la sonotrode déterminée de façon analytique comme étant la vitesse d'impact dans les simulations est une hypothèse discutable, avec des conséquences de premier ordre aussi bien sur les distorsions que sur les contraintes résiduelles. Une première amélioration consisterait donc en une meilleure maîtrise de ce paramètre. L'utilisation du modèle numérique développé par **[BADREDINNE 11]** permettrait d'atteindre cet objectif. Plus concrètement cela permet de modéliser la trajectoire des billes dans l'enceinte pendant une durée de traitement donnée, en utilisant une méthode 3D basée sur la théorie des gaz granulaires. Ainsi le modèle permet de simuler la distribution des vitesses des billes en fonction des dimensions de l'enceinte, l'amplitude et la fréquence d'excitation de la sonotrode, et du nombre de billes mises en jeu.

Deuxièmement, lors de la validation du modèle multi-impacts sur les éprouvettes précontraintes, les contraintes résiduelles introduites par flexion en tant qu'état initial sont de l'ordre 160 MPa, qui sont largement inférieures aux contraintes en peau de la zone rechargée par soudage, de l'ordre de 400 MPa. Ce point reste à compléter et à valider par une confrontation calcul/mesure en tenant compte d'un champ de contraintes initiales plus proche du cas d'une réparation par soudage.

Troisièmement, compte tenu de l'importance de la part de d'écrouissage cinématique de l'Inconel 600, il conviendrait d'étudier son effet sur le modèle d'impacts multiples mis en œuvre dans cette étude. Pour cela, il faudrait adopter la loi d'écrouissage type « Chaboche » avec effet mémoire qui nécessitera une implémentation dans le Code Semi-Analytique.

Enfin, il serait intéressant d'étudier la tenue en fatigue d'un composant réparé par soudage puis billage US afin d'évaluer la relaxation des contraintes ainsi que la pérennité du traitement par billage ultrasonore.

Annexe

Annexe.1. Essais de traction de l'Inconel 600.....	152
A.1.1. Préparation des éprouvettes	152
A.1.2. Essais réalisés	153
A.1.3. Résultats expérimentaux.....	153
A.1.4. Dépouillement des courbes expérimentales	154
A.1.4.1. <i>Loi isotrope non linéaire</i>	154
A.1.4.2. <i>Loi cinématique non linéaire</i>	155
A.1.4.3. <i>Discussion</i>	158
Annexe.2. Etalonnage de l'amplitude de vibration de la sonotrode	161
Annexe.3. Résultats de la SNS	164
Annexe.4. Résultats de mise en précontrainte.....	165

Annexe.1. Essais de traction de l'Inconel 600

Dans le cadre de la simulation d'impacts sur de l'Inconel 600, des essais de caractérisation de comportement de ce matériau ont été réalisés par [CHAISE 11] dans un travail de collaboratif.

A.1.1. Préparation des éprouvettes

Les essais sont réalisés sur une machine de traction hydraulique de capacité 200 kN sur des éprouvettes en Inconel 600 extraites du même bloc que les éprouvettes pour les essais de billage ultrasonore. Le plan de l'éprouvette est présenté sur la Figure A1. 1. Les déformations sont mesurées à l'aide d'un extensomètre à couteaux dont l'erreur absolue sur la mesure de déformation est de $\pm 0.005\%$. La température ambiante, mesurée au début de chacun des essais, est de 20 °C. Un traitement de détensionnement a été réalisé sur les éprouvettes en les chauffant à une température de 600 °C pendant 3 heures avec une vitesse de montée et de descente en température contrôlée de 150 °C/s et ce afin de limiter les forts gradients de température dans les éprouvettes.

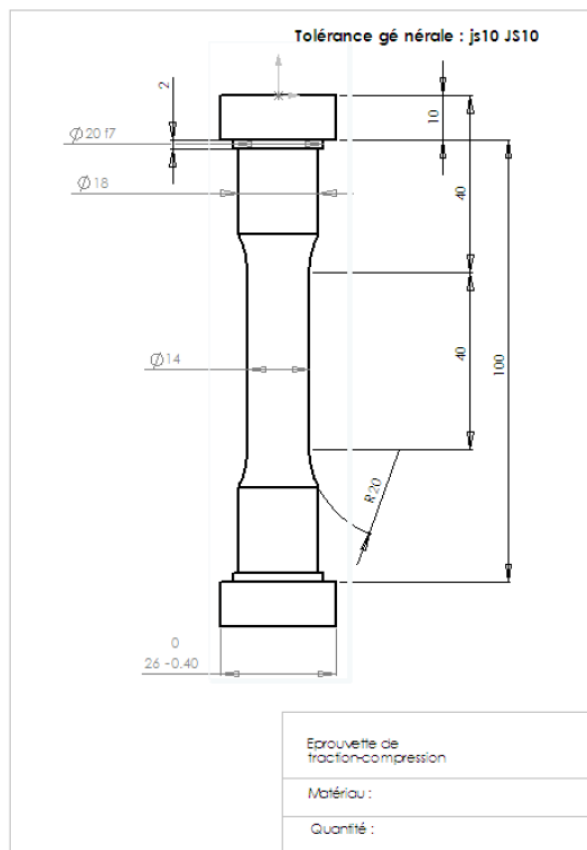


Figure A1. 1 – Plan de l'éprouvette

A.1.2. Essais réalisés

Un essai de traction/compression cyclique en déformation contrôlée a été réalisé avec une vitesse de déformation de 5.10^{-4} s^{-1} . Il a été effectué à paliers croissants puis décroissants. Les amplitudes de déformation successives sont de 0,4%, 1%, 2%, 1%, et 0,4%. Le trajet de déformation est tracé sur la Figure A1. 2. Pour chaque amplitude de déformation, 10 cycles sont effectués afin de mettre en évidence la stabilisation.

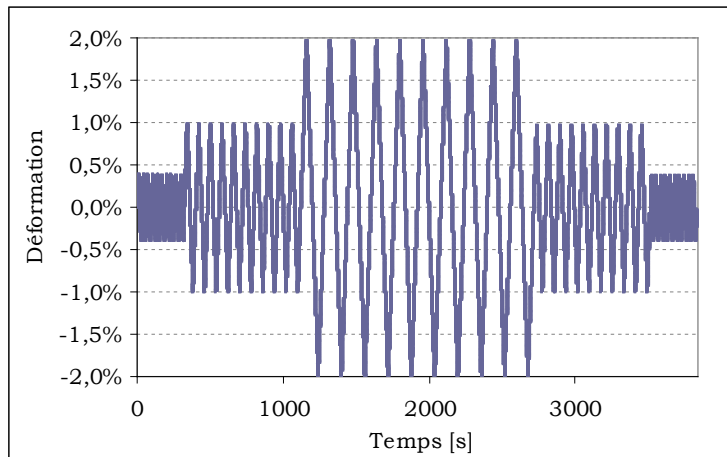


Figure A1. 2 – Trajet de déformation

A.1.3. Résultats expérimentaux

La courbe à chargement cyclique caractérisant la loi de comportement du matériau ($\sigma = f(\varepsilon)$) est présentée sur la Figure A1. 3. Les contraintes sont les contraintes vraies obtenues avec l'équation A1. 1.

$$\sigma = \frac{F}{S_0} \left(1 + \frac{\Delta L}{L_0} \right) \quad A1. 1$$

où F est l'effort exercé aux extrémités de l'éprouvette, S_0 est la section initiale de l'éprouvette et $\Delta L/L_0$ désigne la déformation conventionnelle.

D'abord on observe un durcissement cyclique sur l'Inconel 600. La stabilisation étant relativement longue à obtenir. Dix cycles ont été réalisés à chaque amplitude. Les courbes expérimentales ont également mis en évidence l'effet mémoire du matériau qui se traduit par un durcissement du matériau pour la même amplitude de déformation lors des essais à paliers décroissants après avoir atteint la déformation maximale de 2%. (Figure A1. 3).

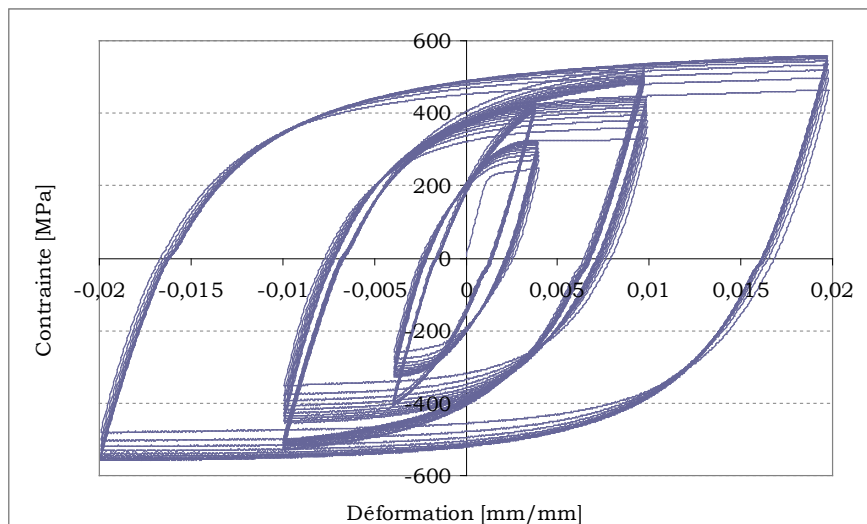


Figure A1. 3 – Courbe expérimentale à chargements cycliques

A.1.4. Dépouillement des courbes expérimentales

A partir du début de la courbe expérimentale, sont mesurés le module de Young (E) et la limite d'élasticité (σ_0) du matériau. La limite conventionnelle à 0,2% ($\sigma_{0,2\%}$) est également déterminée. Ces résultats sont disponibles dans le Tableau A1. 1.

E	195,2 Gpa
σ_0	216 MPa
$\sigma_{0,2\%}$	243 MPa

Tableau A1. 1 – Module de Young, limite d'élasticité réelle et conventionnelle

Concernant l'identification de la partie non linéaire de la courbe, elle s'est basée sur deux lois de comportement dont la première est isotrope réalisée dans ce travail de thèse et la deuxième est cinématique réalisée dans une autre thèse en cours financée par EDF.

A.1.4.1. Loi isotrope non linéaire

Dans ce cas, la variable d'écroissage qui intervient dans f , la fonction de charge, est la dimension du domaine d'élasticité, notée R (eq. A1. 2). L'évolution de cette variable est la même quel que soit le signe de la vitesse de déformation plastique. Elle s'exprime donc en fonction de la déformation plastique cumulée, p , variable dont la dérivée est égale à la valeur absolue de la vitesse de la déformation plastique (eq. A1. 3). Bien entendu, p et ε_p sont identiques tant que le chargement est monotone croissant. La courbe identifiée en utilisant cette loi est présentée Figure A1. 6 (a).

$$f = |\sigma| - R - \sigma_0 \quad A1.2$$

$$\sigma = \sigma_0 + Kp^n \quad A1.3$$

A.1.4.2. Loi cinématique non linéaire

L'identification de la loi cinématique est basée sur le modèle de Chaboche **[LEMAITRE 09]** qui permet de prendre en compte la mémoire de charge maximale.

La loi de Chaboche classique permet de décrire, à tout instant, l'état du matériau par la déformation $\underline{\varepsilon}$, la température T , la déformation plastique $\underline{\varepsilon}_p$, la déformation plastique cumulée p et le tenseur de rappel \underline{X} . Les équations d'état définissent alors en fonction de ces variables d'état la contrainte (eq. A1. 4), décomposée en partie hydrostatique (eq. A1. 5) et déviatorique (eq. A1. 6), la part isotrope de l'écroutissage R (eq. A1. 7) et la part cinématique \underline{X} (eq. A1. 8).

$$\underline{\underline{\sigma}} = \sigma^H \underline{\underline{I}} + \underline{\underline{\sigma}}' \quad A1.4$$

$$\sigma^H = \frac{1}{3} Tr(\underline{\underline{\sigma}}) = K Tr[\underline{\underline{\varepsilon}} - \alpha(T - T^{ref}) \underline{\underline{I}}] \quad A1.5$$

$$\underline{\underline{\sigma}}' = \underline{\underline{\sigma}} - \sigma^H \underline{\underline{I}} = 2\mu(\underline{\underline{\varepsilon}}' - \underline{\underline{\varepsilon}}^p) \quad A1.6$$

$$R = R(p) \quad A1.7$$

$$\underline{\underline{X}} = \underline{\underline{X}}(p, \underline{\underline{\varepsilon}}^p) = \underline{\underline{X}}_1(p, \underline{\underline{\varepsilon}}^p) + \underline{\underline{X}}_2(p, \underline{\underline{\varepsilon}}^p) \quad A1.8$$

où K , μ , α et les coefficients de $R(p)$ et $\underline{X}(p)$ sont des caractéristiques du matériau qui peuvent dépendre de la température. Plus précisément, ce sont respectivement les modules de compressibilité et de cisaillement, le coefficient de dilatation thermique et les fonctions d'écroutissage isotrope et cinématique. Quant à T^{ref} , il s'agit de la température de référence, pour laquelle on considéra la déformation thermique comme étant nulle.

L'évolution de la déformation plastique est gouvernée par une loi d'écoulement normale à un critère de plasticité de von Mises :

$$f = J_2(\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{X}}_1 - \underline{\underline{X}}_2) - R(p) \quad A1.9$$

$$\underline{\underline{\dot{\varepsilon}}} = \dot{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \underline{\underline{\sigma}}} = \frac{3}{2} \frac{\underline{\underline{\sigma}}' - \underline{\underline{X}}_1 - \underline{\underline{X}}_2}{J_2(\underline{\underline{\sigma}}' - \underline{\underline{X}}_1 - \underline{\underline{X}}_2)} \quad A1.10$$

$$\dot{p} = \dot{\lambda} = \sqrt{\frac{3}{2} \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p : \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p} \quad A1.11$$

Quant au multiplicateur plastique $\dot{\lambda}$, il est obtenu par la condition de cohérence :

$$\text{Si } F < 0 \text{ ou } \dot{F} < 0 \quad \dot{\lambda} = 0 \quad A1.12$$

$$\text{Si } F = 0 \text{ ou } \dot{F} = 0 \quad \dot{\lambda} \geq 0$$

L'évolution des variables $\underline{\underline{X}}_1$ et $\underline{\underline{X}}_2$ est donnée par :

$$\underline{\underline{X}}_1 = \frac{2}{3} C_1 \underline{\underline{\alpha}}_1 \text{ avec } \underline{\underline{\dot{\alpha}}}_1 = \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p - \gamma_1(p) \underline{\underline{\alpha}}_1 \dot{p} \quad A1.13$$

$$\underline{\underline{X}}_2 = \frac{2}{3} C_2 \underline{\underline{\alpha}}_2 \text{ avec } \underline{\underline{\dot{\alpha}}}_2 = \underline{\underline{\dot{\varepsilon}}}^p - \gamma_2(p) \underline{\underline{\alpha}}_2 \dot{p} \quad A1.14$$

Les fonctions $\gamma(p)$ et $R(p)$ sont définies par :

$$R(p) = R_\infty + (R_0 - R_\infty) e^{-bp} \quad A1.15$$

$$\gamma_1(p) = \gamma_1^0 [a_\infty + (1 - a_\infty) e^{-bp}] \quad A1.16$$

$$\gamma_2(p) = \gamma_2^0 [a_\infty + (1 - a_\infty) e^{-bp}] \quad A1.17$$

Dans le modèle original, C_1 et C_2 dépendent également de p , mais cet effet est souvent négligé. Les termes en e^{-bp} correspondent toujours à un effet transitoire qui disparaît dès que la déformation plastique cumulée devient grande devant $1/b$, et que l'on s'intéresse surtout au régime stabilisé. On fera donc parfois disparaître ces termes pour pouvoir observer immédiatement les cycles stabilisés.

Afin de tenir compte de l'effet mémoire, il nécessite une variable d'état supplémentaire ξ gardant mémoire des déformations plastiques maximales qui peut être introduite à l'aide d'une surface index dans l'espace des déformations plastiques (Figure A1. 4).

$$F = \frac{2}{3} J_2 (\underline{\underline{\varepsilon}}^p - \underline{\underline{\xi}}) - q \leq 0 \quad A1.18$$

$$\underline{\underline{\dot{\xi}}} = \frac{1-\eta}{\eta} \dot{q} \underline{\underline{n}}^* \quad A1.19$$

q mesure le rayon et $\underline{\underline{\xi}}$ le centre, calculé suivant une loi de normalité avec la loi d'évolution exprimée par l'équation A1.19. Dans le cas limite où $\eta=0$, cette surface reste centrée en $\underline{\underline{0}}$ et son rayon q est égal à la norme de la plus grande déformation plastique atteinte au cours de l'histoire du chargement.

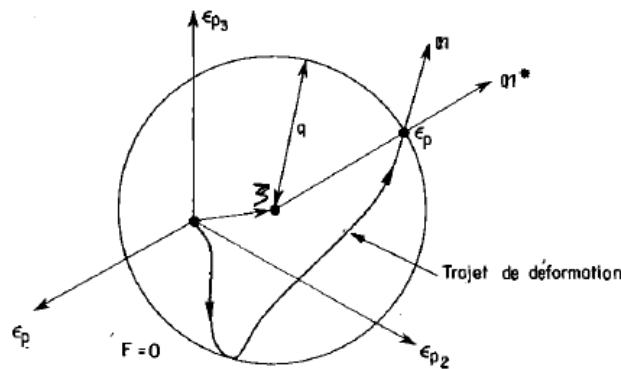


Figure A1.4 – Surface index définissant la mémoire dans l'espace des déformations plastiques
[LEMAITRE 09]

L'effet de mémoire consiste à remplacer l'évolution de l'écroûissage isotrope $R(p)$ initiale par les équations suivantes :

$$f = J_2 (\underline{\underline{\sigma}} - \underline{\underline{X}}_1 - \underline{\underline{X}}_2) - R(p) - R_0 \quad A1.20$$

$$\dot{R} = b(Q - R)\dot{p} \quad A1.21$$

$$Q = Q_m - (Q_m - Q_0)e^{(-2,\mu q)} \quad A1.22$$

où Q_m , Q_0 et μ sont trois constantes.

La surface index F influence aussi l'écroûissage isotrope puisqu'en régime stabilisé on trouve $R=Q$. Ainsi, alors que sans effet mémoire l'écroûissage isotrope atteindra toujours sa valeur maximale R_∞ , la valeur finale de l'écroûissage isotrope dépend donc du trajet de chargement et notamment de la charge maximale subie :

- Q_0 si les chargements subis ont été très faibles ;
- Q_m si les chargements subis ont été très importants.

Pour un modèle à deux variables cinématiques, la détermination des coefficients nécessite une identification numérique pour obtenir les paramètres. Pour ce faire, on s'appuie sur une simulation, à l'aide du Code_Aster, en considérant une plaque subissant des sollicitations en traction/compression en déformation imposée. Les résultats issus de ce calcul sont montrés sur la Figure A1. 5. Au total, 13 coefficients ont été déterminés. Ils ne sont pas précisés ici pour des raisons de confidentialité.

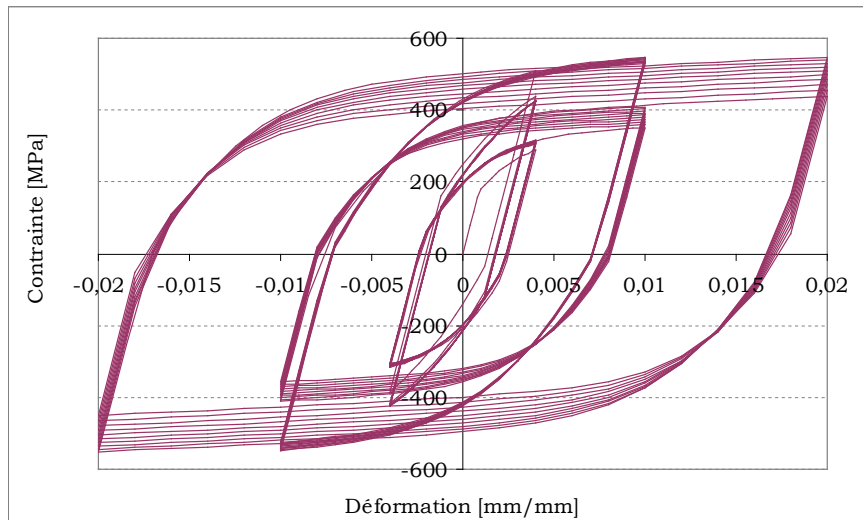


Figure A1. 5 – Courbe calculée à chargements cycliques

A.1.4.3. Discussion

Les courbes calculées sont confrontées aux celles issues de l'expérience à la fois sur le premier cycle de charge-décharge (Figure A1. 6 (a)) et sur le cycle stabilisé (Figure A1. 6 (b)).

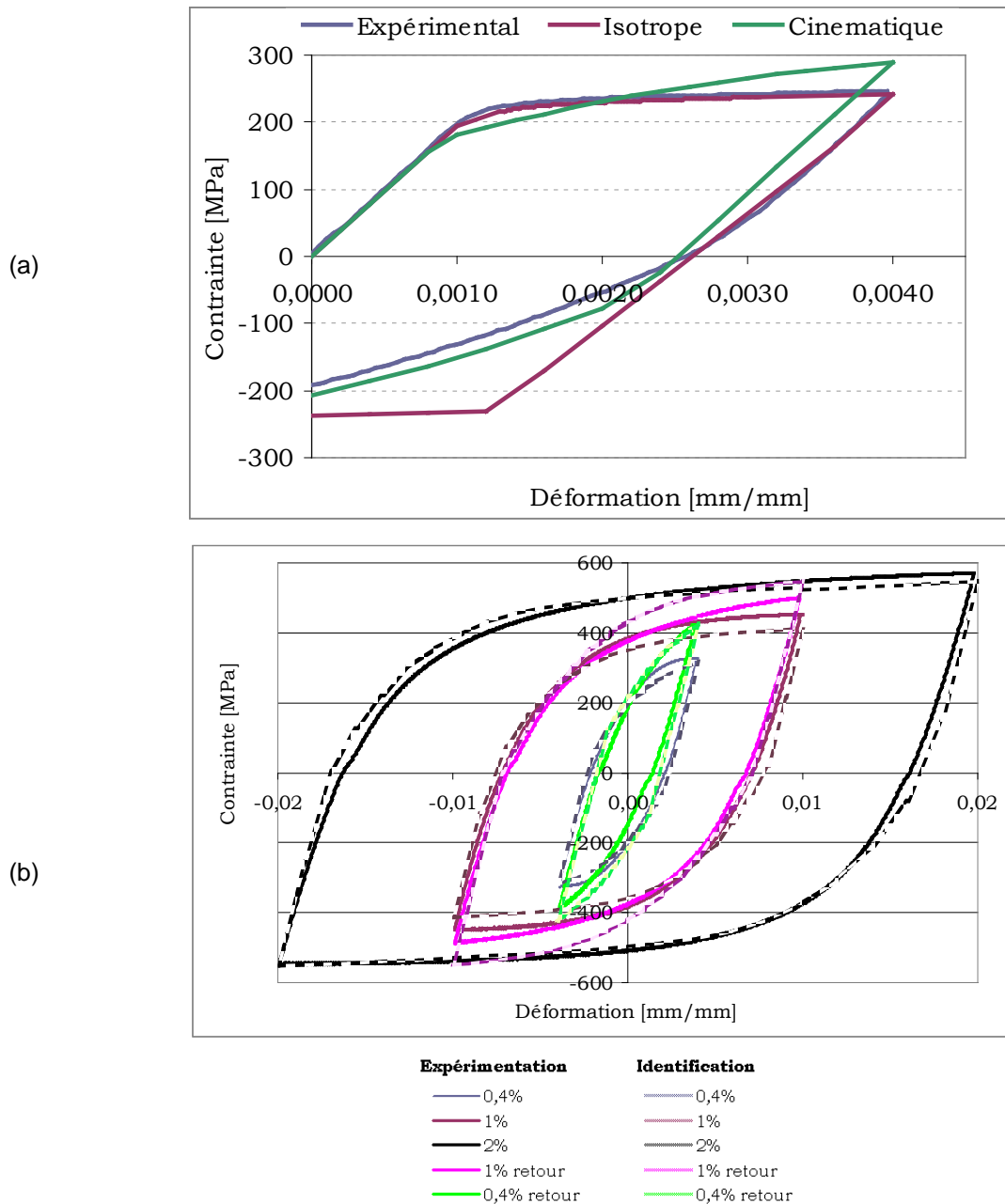


Figure A1. 6 – Identification des courbes expérimentale (a) sur le premier cycle, (b) sur le cycle stabilisé

Pour le **premier cycle** de charge-décharge, une bonne adéquation est observée entre la courbe expérimentale et celle obtenue avec la loi isotrope jusqu'à une déformation de 0,4%. En ce qui concerne la courbe obtenue avec la loi cinématique, la limite d'élasticité est sous-estimée, d'une part et d'autre part, elle prévoit un niveau d'écrouissage beaucoup plus fort que l'expérience.

Pour le **cycle stabilisé**, la loi cinématique non linéaire avec l'effet mémoire permet de reproduire le durcissement progressif pour chaque amplitude de déformation considérée, ce aux niveaux croissants et décroissants (cf. Figure A1. 3). Cette identification permet également de représenter le durcissement résiduel observé pour un cyclage à niveau plus

faible (0,4% et 1%) après cyclage à fort niveau (2%). Une surestimation de la contrainte, aux amplitudes maximales de déformation après le retour à 1% et à 0,4%, est observée.

Enfin, on en déduit qu'il est plus approprié d'utiliser la loi d'écroutissement isotrope dans le cas de mono-impact. Pour un modèle multi-impacts, il est préférable de choisir la loi d'écroutissement cinématique avec effet mémoire afin de pouvoir décrire de façon plus réaliste l'état stabilisé d'une structure impactée où l'effet du premier cycle devrait être négligeable devant le chargement cyclique.

Annexe.2. Etalonnage de l'amplitude de vibration de la sonotrode

Étant donné que la fréquence de la sonotrode est de 20 kHz, on souhaite mesurer l'amplitude minimale et maximale de vibration de la sonotrode en effectuant un étalonnage à l'aide d'un palpeur.

Comme montrée par la Figure A2. 1, le palpeur est installé perpendiculairement à la surface de la sonotrode. En variant la puissance de vibration de 10% à 100%, on peut ainsi mesurer la demi-amplitude de la sonotrode.

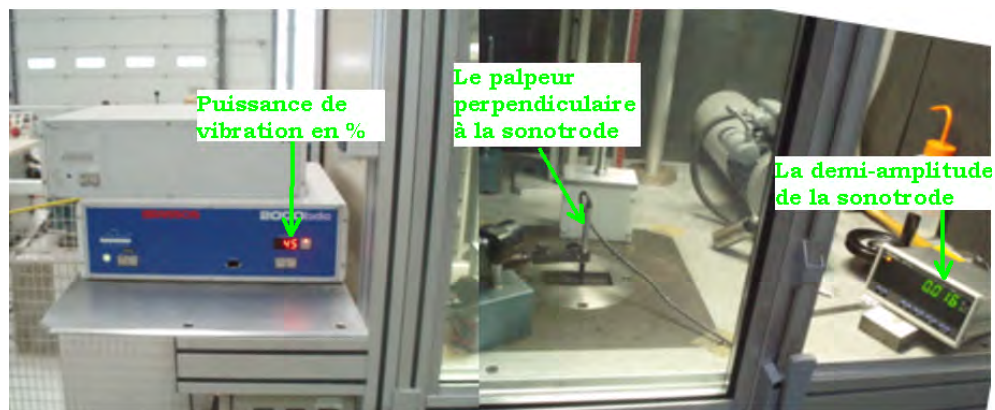


Figure A2. 1 – Montage du palpeur

Plusieurs séries de mesures ont été réalisées. Les résultats sont présentés dans le Tableau A2. 1. La plage de la demi-amplitude est comprise entre 7 et 25 μm . Selon l'équation II. 3, on en déduit que les vitesses initiales maximales V_0 que peut atteindre notre dispositif expérimental varient entre 1,5 m/s et 6,2 m/s.

Puissance (%)	Demi-amplitude (μm)							
	série1	série2	série3	série4	série5	série6	série7	série8
10	6	6	5	6	7	3	4	2
15	7	7	5	7	7	4	5	3
20	8	8	6	8	9	5	6	4
25	9	10	7	9	10	6	7	6
30	10	11	8	11	12	7	9	8
35	12	12	10	13	13	9	11	10
40	14	14	11	14	15	10	13	13
45	16	16	13	16	18	12	16	16
50	18	18	15	17	20	15	17	19
55	19	19	17	19	23	17	19	21
60	22	20	18	20	24	19	21	23
65	23	21	19	20	25	20	22	23
70	24	21	19	21	25	20	23	24
75	25	21	20	21	26	21	24	25
80	25	21	21	21	26	21	24	25
85	26	22	22	22	27	22	25	25
90	26	22	23	22	27	23	25	26
95	27	23	24	23	28	24	26	27
100	27	25	25	24	28	25	26	27

Tableau A2. 1 – Demi-amplitude mesurée en 8 séries

Dans la partie expérimentale présentée au chapitre II, on a considéré trois vitesses initiales de billes qui sont respectivement 1,5 m/s, 4 m/s et 6,2 m/s. Les puissances et les amplitudes de vibration permettant d'atteindre ces vitesses sont précisées dans le Tableau A2. 2.

V_0	A	1/2A	P
(vitesse initiale)	(amplitude de la sonotrode)	(demi-amplitude de la sonotrode)	(puissance de vibration)
[m/s]	[μm]	[μm]	[%]
1,5	12	6	10
4	32	16	45
6,2	50	25	100

Tableau A2. 2 – Amplitudes et puissances de vibration correspondantes aux vitesses initiales de 1,5 m/s, 4 m/s et 6,2 m/s

On constate que les amplitudes pour lesquelles on atteint une vitesse initiale $V_0 = 4$ m/s sont plus stables (aux alentours de 45% de la puissance de vibration) que celles pour atteindre les vitesses extrêmes ($V_0 = 1,5$ m/s et $V_0 = 6,2$ m/s). En effet, pour atteindre $V_0 =$

1,5 m/s, la puissance de vibration varie de 10% à 25%. De même, pour atteindre $V_0 = 6,2$ m/s, la plage de la puissance est encore plus large, variant de 65% à 100%.

Comme on a toujours effectué ces mesures en variant la puissance de plus faible au plus fort avec une pause de 2 minutes entre chaque série, les instabilités obtenues avec les vitesses extrêmes pourraient être liées au rodage de la machine au démarrage et à l'insuffisance du refroidissement par air comprimé de l'ensemble du système après une durée de fonctionnement relativement longue.

Malgré tout, retenons que la vitesse initiale la plus stable et reproductible est celle à 4 m/s, obtenue avec 45% de la puissance totale.

Annexe.3. Résultats de la SNS

La Figure A3. 1 et la Figure A3. 2 montrent que la distribution des contraintes issue de Code_Aster est très similaire à celle de SYSWELD quelle que soit la direction.

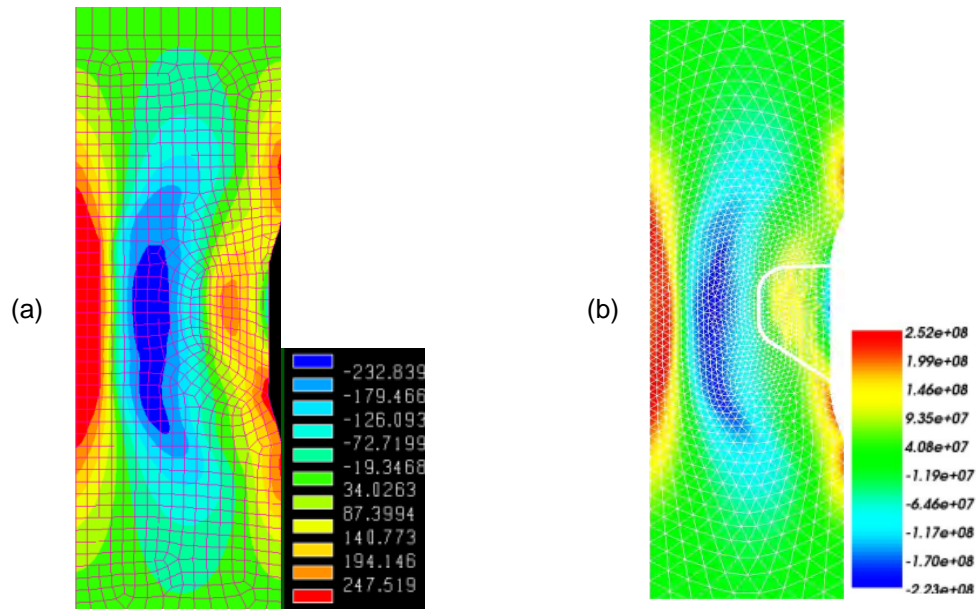


Figure A3. 1 – Distribution des contraintes résiduelles transversales obtenues avec (a) SYSWELD et (b) Code_Aster

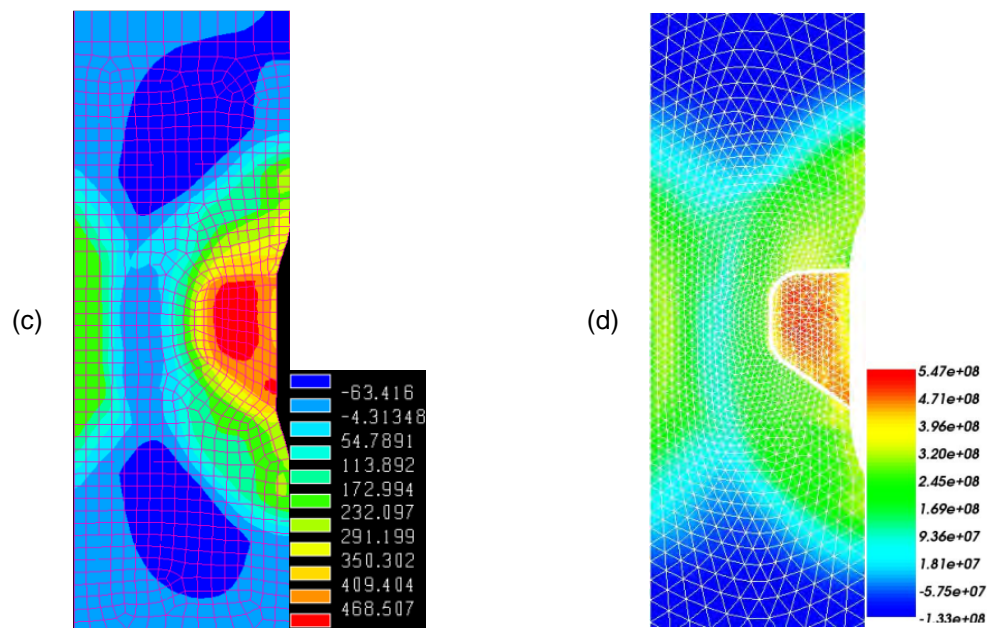


Figure A3. 2 – Distribution des contraintes résiduelles longitudinales obtenues avec (a) SYSWELD et (b) Code_Aster

Annexe.4. Résultats de la mise en précontrainte

Cette annexe présente quelques résultats issus des calculs numériques, par la méthode des éléments finis, indiquant l'état résiduel de la plaque à l'issue du procédé de mise en précontrainte. Ces résultats sont extraits de [VIDALENC 11].

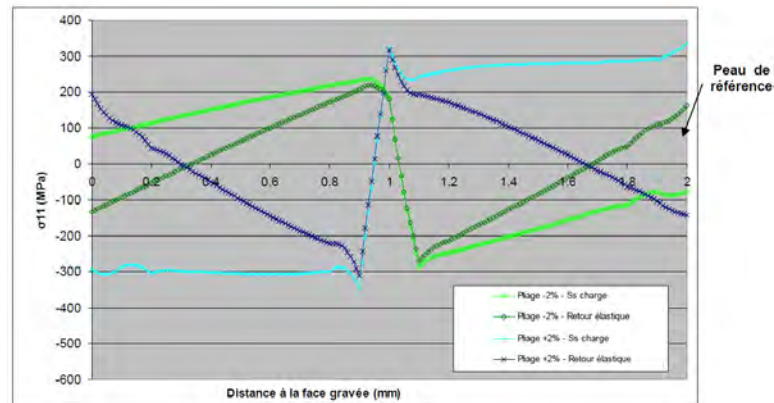


Figure A4. 3 – Evolution des contraintes longitudinales après les pliages successifs

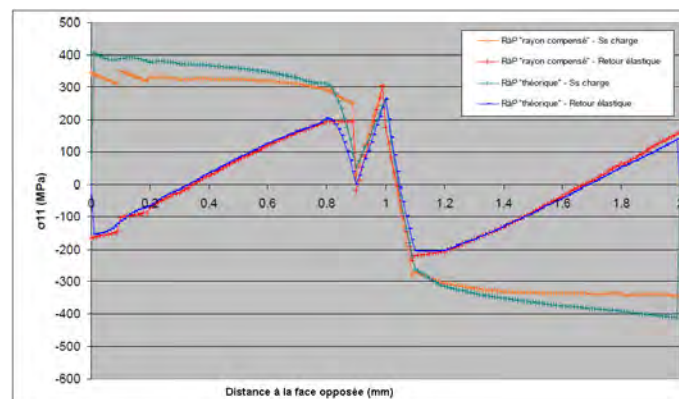


Figure A4. 4 – Evolution des contraintes longitudinales après la remise à plat

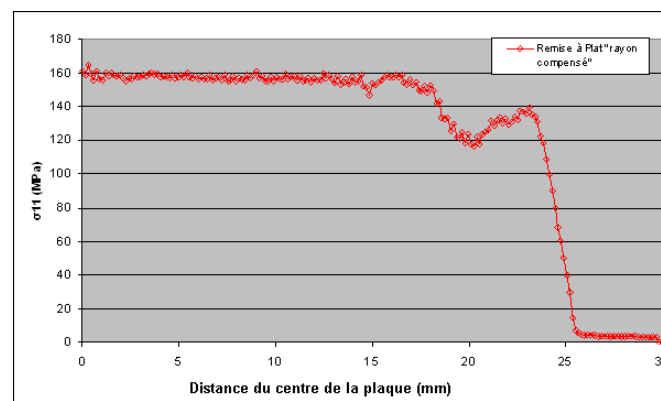


Figure A4. 5 – Evolution des contraintes longitudinales le long de la surface de référence

Bibliographie

- [AL-HASSANI 81] S.T.S. Al-Hassani
Mechanical Aspects of Residual Stresse Development in Shot Peening, *ICSPI*, pp. 583-602, 1981.
- [AL-HASSANI 99] S.T.S. Al-Hassani
Numerical Simulation of Multiple Shot Impact, *ICSP7*, pp. 217-227, 1999.
- [ANTALUCA 05] E. Antaluca
Contribution à l'Etude des Contacts Elasto-plastiques : Effet d'un Chargement Normal et Tangentiel, Thèse de Doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2005.
- [ARNAUD 81] P. Arnaud
Caractéristiques des Grenailles Utilisées en Shot-peening, *ICSPI*, 1981.
- [BADREDINNE 11] J. Badreddine, E. Rouhaud, M. Micoulaut, D. Retraint, S. Remy, M. François, P. Viot, G. Doubre-Baboeuf, D. Le Saunier, V. Desfontaine
Simulation and Experimental Approach for Shot Velocity Evaluation in Ultrasonic Shot Peening, *Mécanique & Industries*, Vol. 12, No. 3, pp.223, 2011.
- [BAGHERIFARD 10] S. Bagherifard, R. Ghelichi, M. Guagliano
A Numerical Model of Severe Shot Peening (SSP) to Predict the Generation of a Nanostructured Surface Layer of Material, *Surface & Coatings Technology*, Vol. 204, pp. 4081-4090, 2010.
- [BARRALIS 99] J. Barralis, L. Castex, G. Maeder
Précontraintes et Traitements Superficiels, *Technique de l'Ingénieur*, M1180, 1999.
- [BENTALL 67] R.H. Bentall, K.L. Johnson
Slip in the Rolling Contact of Two Dissimilar Elastic Rollers, *International Journal of Mechanical Science*, Vol. 9, No. 6, pp. 389-404, 1967.
- [BERGHEAU 04] J-M. Bergheau
Modélisation Numérique des Procédés de Soudage, *Technique de l'Ingénieur*, BM 7758, 2004.
- [BHUYARAGHAN 10] B. Bhuyaraghan, M. Sivakumar, B. Maffco
Optimization of the Fatigue Strength of Materials due to Shot Peening : A Survey, *International Journal of Structrural Changes in Solids, Mechanics and Applications*, Vol. 2, No. 2, pp. 33-63, 2010.
- [BLANCHET 75] J. Blanchet, H. Coriou, L. Grall, C. Mahieu, C. Otter, G. Turluer
Influence de la Contrainte, des Traitements Thermiques et de Couplage sur la Fissuration Intergranulaire des Alliages Inconel 600 et X750, *Journal of Nuclear Materials*, Vol. 55, pp. 187-206, 1975.
- [BOUCLY 05] V. Boucly, D. Nélias, S. Liu, Q.J. Wang, L.M. Keer
Contact Analyses for Bodies with Frictional Heating and Plastic Behavior, *ASME Journal of Tribology*, Vol. 127, pp. 355-364, 2005.
- [BOUCLY 08] V. Boucly

Semi-Analytical Modeling of the Transient Thermal-Elastic-Plastic Contact and its Application to Asperity Collision, Wear and Running-in of Surfaces, Ph.D. Thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2008.

[BRANDT 90] A. Brandt, A.A. Lubrecht
Multilevel Matrix Multiplication and Fast Solution of Integral Equations, *Journal of Computational Physics*, Vol. 90, pp. 348-370, 1990.

[CARREZ 08] J-M. Carrez
SFCT DC 3782, *Note AREVA*, 2008.

[CATTANT 09] F. Cattant, G. Douchet
H-T20-2009-00720-FR, *Note EDF*, 2009.

[CHAIEB 04] I. Chaieb
Analyse et Simulation des Contraintes Résiduelles Induites par des Traitements Mécaniques de Précontrainte en Grenailage et Choc Laser, Thèse de Doctorat, Université de Reims Champagne-Ardenne, 2004.

[CHAISE 11] T. Chaise
Mechanical Simulation Using a Semi Analytical Method: from Elasto-plastic Rolling Contact to Multiple Impacts, Ph.D. Thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2011.

[CHIU 77] Y. Chiu
On the Stress Fields due to Initial Strains in a Cuboid Surrounded by an Infinite Elastic Space, *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol. 44, pp. 587-590, 1977.

[CHIU 78] Y. Chiu
On the Stress Fields and Surface Deformation in a Half Space with a Cuboidal Zone in which Initial Strains are Uniform, *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol. 45, pp. 302-306, 1978.

[CORIOU 59] H. Coriou, L. Grall, Y. Le Gall
Stress Corrosion Cracking of Inconel 600 in High Temperature Water, *3e Colloque de Métallurgie sur la Corrosion*, pp. 161-167, 1959.

[DELABROUILLE 04] F. Delabrouille
Caractérisation par MET de Fissures de Corrosion sous Contrainte d' Alliages à Base Nickel : Influence de la Teneur en Chrome et de la Chimie du Milieu, Thèse de Doctorat, Institut national polytechnique de Toulouse, 2004.

[DEPRADEUX 04] L. Depradeux
Simulation Numérique du Soudage –Acier 316L, Thèse de Doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2004.

[DUPAS 94] P. Dupas, F. Waeckel
Recueil Bibliographique de Caractéristiques Thermo-mécaniques pour l'Acier de Cuve, les Revêtements Inoxydables et les Alliages 182 et 600, *Note EDF*, 1994.

[FAURE 02] F. Faure
EES DC 878B, *Note AREVA*, 2002.

[FEUILLY 09] N. Feuilly, O. Dupond, B. Chassignole, J. Moysan, G. Comeloup
Relation Between Ultrasonic Backscattering and Microstructure for Polycrystalline Materials, *Proceedings of the 35th Annual Review of Progress in Quantitative Nondestructive Evaluation*, Vol. 1096, pp. 1216-1223, 2009.

[FLAVENOT 76] J-F. Flavenot, A. Niku-Lari
Le Grenailage de Précontrainte, *CETIM*, Vol. 15, 1976.

[FLAVENOT 84] J-F. Flavenot
Influence de Différents Traitements de Parachèvement sur la Tenue en Fatigue de Pièces Soudée, *ICSP2*, 1984.

[FULLERINGER 11] B. Fulleringer
Semi-Analytical Modeling of Complex Mechanical Contacts: Application to Inclusions and Wear of Coated Surfaces, Ph.D. Thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2011.

[GALLEGO 07] L. Gallego
Fretting et Usure des Contacts Mécaniques : Modélisation Numérique, Thèse de Doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2007.

[GUILLARD 08] D. Juillot Guillard
NEEG-F DC 10163, *Note AREVA*, 2008.

[HIRAI 05] N. Hirai, K. Tosha, E. Rouhaud
Finite Element Analysis of Shot Peening on the Form of a Single Dent, *ICSP9*, 2005.

[HIRANO 97] K. Hirano, K. Enomoto, M. Mochizuki, M. Hayashi, E. Hayashi, S. Shimizu
Improvement of Residual Stress on Material Surface by Water Jet Peening, *14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology*, 1997.

[HOLDGATE 93] N.M.D. Holdgate
Peen Mechanics in the Shot Peening Process, Ph.D Thesis, University of Cambridge, 1993.

[HONG 08] T. Hong, J.Y. Ooi, B.A Shaw
A Numerical Study of the Residual Stress Pattern from Single Shot Impacting on a Metallic Component, *Advances in Engineering Software*, Vol. 39, No. 9, pp. 743-756, 2008.

[HOPKINSON 14] B. Hopkinson
A Method of Measuring the Pressure in the Deformation of High Explosive by Impact of Bullets, *The Philosophical Transactions of the Royal Society*, Series A.213, pp. 437-452, 1914.

[HUANG 07] W. Huang
Contribution à l' Analyse par Diffractométrie X des Déformations et des Contraintes à l'Echelle des Grains, Thèse de Doctorat, Ecole Nationale Supérieure d'Arts et Métiers de Paris, 2007.

[JACQ 01] C. Jacq
Limite d'Endurance et Durée de Vie en Fatigue de Roulement du 32CrMoV13 Nitruré en Présence d'Indentations, Thèse de Doctorat, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 2001.

[JACQ 02] C. Jacq, D. Nélias, G. Lormand, D. Girodin
Development of a Three Dimensional Semi-analytical Elastic-plastic Contact Code, *ASME Journal of Tribology*, Vol. 124, No. 4, pp. 653-667, 2002.

[JAEGER 04] J. Jaeger
New Solutions in Contact Mechanics, *WIT Press*, 2004.

[JARDIN 08] N. Jardin
H-T59-2008-01657-FR, *Note EDF*, 2008.

- [JU 96] Y. Ju, T.N. Farris
Spectral Analysis of Two-Dimensional Contact Problems, *ASME Journal of Tribology*, Vol. 118, pp. 320-328, 1996.
- [KALKER 90] J.J. Kalker
Three Dimensional Elastic Bodies in Rolling Contact, *kluwer Academic Publishers*, 1990.
- [KARUPPANAN 02] S. Karuppanan, J. Romero, E. Rios, C. Rodopoulos, A. Levers
A Theoretical and Experimental Investigation into the Development of Coverage in Shot Peening, *ICSP8*, 2002.
- [KIM 10] T. Kim, J. Lee, H. Lee, S. Cheong
An Area-average Approach to Peening Residual Stress under Multi-impacts Using a Three-dimensional Symmetry-cell Finite Element Model with Plastic Shots, *Materials and Design*, Vol. 31, pp. 50-59, 2010.
- [KIM 11] T. Kim, H. Lee, H. Hyun, S. Jung
A Simple But Effective FE Model with Plastic Shot for Evaluation of Peening Residual Stress Experimental Validation, *Materials Science and Engineering A*, S0921-5093(11)00426-6, 2011.
- [KIRK 93] D. Kirk, M. Abyaneh
Theoretical Basis of Shot Peening Coverage Control, *ICSP5*, pp. 175-183, 1993.
- [LEMAITRE 09] J. Lemaître, J.L. Chaboche, A. Benallal, R. Desmorat
Mécanique des matériaux solides, 3e édition, DUNOD, 2009.
- [LEROUX 10] J. Leroux, B. Fulleringer, D. Nélias
Contact Analysis in Presence of Spherical Inhomogeneities within a Half-Space, *International Journal of Solids and Structures*, Vol. 47, No. 22-23, pp. 3034-3049, 2010.
- [LI 91] J. Li, M. Yao, D. Wang, R. Wang
Mechanical Approach to the Residual Stress Field Induced by Shot Peening, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 147, No. 2, pp. 167-173, 1991.
- [LIEURADE 05] H-P. Lieurarde
Fatigue Improvement of Welded Component by Shot Peening, *ICSP9*, 2005.
- [LIU 05] S. Liu, Q. Wang
Elastic Fields Due to Eigenstrains in a Half-Space, *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol. 72, pp. 871-878, 2005.
- [LOMBARDO 96] D. Lombardo, P. Bailey
The Reality of Shot Peening Coverage, *ICSP6*, 1996.
- [LOVE 52] A.E.H. Love
A Treatise on the Mathematical Theory of Elasticity, *Cambridge University Press*, 4th edition, 1952.
- [LU 06] J. Lu
Traitement de Surface Mécanique: Effets sur les Matériaux, *Technique de l'Ingénieur*, M1 190v2, pp. 6-8, 2006.
- [LU 96] J. Lu, M. James, G. Roy
Handbook of Measurement of Residual Stresses, *The Fairmont Press, Inc.*, 1996.
- [LUBRECHT 91] A.A. Lubrecht, E. Ioannides

A Fast Solution of the Dry Contact Problem and the Associated Sub-Surface Stress Field Using Multilvel Techniques, *ASME Journal of Tribology*, Vol. 113, pp. 128-133, 1991.

[LUDIAN 05] T. Ludian, L. Wagner
Coverage Effects in Shot Peening of Al 2024-T4, *ICSP9*, 2005.

[MAJZOBI 05] G.H. Majzobi, R. Azizi, A. Alavi Nia
A Three-dimensional Simulation of Shot Peening Process Using Multiple Shot Impacts, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 164-165, pp. 1226-1234, 2005.

[MEGUID 02] S.A. Meguid, G. Shagal, J.C. 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.

[MEGUID 75] S.A. Meguid
Mechanics of Shot Peening, Ph.D. Thesis, University of Manchester Institute of Science and Technology, 1975.

[MIAO 09] H.Y. Miao, S. Larose, C. Perron, 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.

[MOCHIZUKI 93] M. Mochizuki, K. Emonoto, S. Sakata
A Study on Residual Stress Improvement by Water Jet Peening, *ICSP5*, 1993.

[MOLZEN 00] M.S. Molzen, D. Hornbach
Evaluation of Welding Residual Stresse Levels through Shot Peening and Heat Treating, *SAE, Inc.*, 2000.

[MOORE 58] M.G. Moore, W.P. Evans
Mathematical Correction for Stress in Removed Layers in X-ray Diffraction Residual Stress Analysis, *SAE*, Vol. 66, 1958.

[NIKU-LARI 81] A. Niku-Lari
Méthode de la Flèche et Méthode de la Source des Contraintes Résiduelles, *ICSP1*, 1981.

[NOGI 97] T. Nogi, T. Kato
Influence of a Hard Surface Layer on the Limit of Elastic Contact-Part I: Analysis Using a Real Surface Model., *ASME Journal of Tribology*, Vol. 119, pp. 493-500, 1997.

[PAUL 81] B. Paul, J. Hashemi
Contact Pressure on Loosely Conforming Elastic Bodies, *ASME Journal of Applied Mechanics*, Vol. 48, pp. 543-548, 1981.

[PILE 05] C. Pilé
Le Grenillage par Ultraosns: Caractérisation du Procédé et Influence sur la Fatigue d'Alliages TiAL, Thèse de Doctorat, Université de Technologie de Troyes, 2005.

[POLONSKI 99] I. Polonsky, L.M. Keer
A Numerical Method for Solving Rough Contact Problems Based on the Multi-Level Multi-Summation and Conjugate Gradient Techniques, *Wear*, Vol. 231, pp. 206-219, 1999.

[REBAK 96] R.B. Rebak, Z. Szklarska-Smialowska
The Mechanism of Stress Corrosion Cracking of Alloy 600 in High Temperature Water, *Corrosion Science*, Vol. 38, pp. 971-988, 1996.

[ROUHAUD 05] E. Rouhaud, A. Ouakka, C. Ould, J-L. Chaboche, M. François
Finite Element Model of Shot Peening, Effects of Constitutive Laws of the Material, *ICSP9*, pp. 107-112, 2005.

[ROUQUETTE 09] S. Rouquette, E. Rouhaud, M. François, A. Roos, J-L. Chaboche
Coupled Thermo-mechanical Simulations of Shot Impacts: Effects of the Temperature on the Residual Stress Field Due to Shot-peening, *Journal of Materials Processing Technology*, Vol. 209, pp. 3879-3886, 2009.

[SCHIFFNER 99] K. Schiffner, C. Droste gen. Helling
Simulation of Residual Stresses by Shot Peening, *Computers and Structures*, Vol. 72, pp. 329-340, 1999.

[SCHWARZER 02] J. Schwarzer, V. Schulze, O. Vohringer
Finite Element Simulation of Shot Peening - a Method to Evaluate the Influence of Shot Peening Parameters on Surface Characteristics, *ICSP8*, pp. 507, 2002.

[SIMO 85] J. Simo, R.L. Taylor
Consistent Tangent Operator for Rate-Independant Elastoplasticity, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 48, pp. 101-118, 1985.

[SINGH 09] G. Singh
Effective Simulation and Optimization of a Laser Peening Process, Ph.D. Thesis, Wright State University, 2009.

[SMC] Société Special Metals Copration
www.specialmetals.com

[SONATS] Sonats
www.sonats-et.com

[VERGNE 85] F. Vergne
Calcul des Déplacements et des Contraintes dans un Demi-Espace Elastique Chargé en Surface par des Actions Distribuées Normales ou Tangentielles Quelconques, Master's thesis, Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 1985.

[VIDALENC 11] Y. Vidalenc
PTCMC-F N 11 0038, *Note Centre Technique/AREVA*, 2011.

[VINCENT 03] Y. Vincent, J-M. Bergheau, J-B. Leblond
Viscoplastic Behaviour of Steels During Phase Transformations, *Compte Rendus Mécanique*, Vol. 331, pp. 587-594, 2003.

[WANG 02] T. Wang, J. Platts
Finite Element Impact Modelling for Shot Peening Forming, *ICSP7*, 2002.

[WARREN 08] A.W. Warren, Y.B. Guo, S.C. Chen
Massive Parallel Laser Shock Peening: Simulation, Analysis, and Validation, *International Journal of Fatigue*, Vol. 30, pp. 188-197, 2008.

[WOHLFART 84] H. Wohlfart
The Influence of Peening Conditions on the Resulting Distribution of the Residual Stress, *ICSP*, pp. 316-331, 1984.

[YOUSHMURA 04] T. Youshimura, K. Waseda, M. Yaga, M. Takagaki, K. Sato
Evaluation of Cavitation Jet Stream on Water Jet Peening and Application to Fretting Fatigue, *Journal of Jet Flow Engineering*, Vol. 21, No. 3, pp. 16-23, 2004.

[ZARWEL 11] M. Zarwel, C. Nougier-Lehon, G. Kermouche, T. Hoc
Modélisation du Microbillage par Ultrasons, *Actes du 8ème Colloque National en Calculs des Structures*, Vol. 1, pp. 111-118, 2011.

[ZHOU 08] K. Zhou, W.W. Chen, L.M. Keer, Q.J. Wang
A Fast Method for Solving Three-Dimensional Arbitrarily Shaped Inclusions in a Half Space, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol. 198, No. 8-12, pp. 885-892, 2008.