

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

THÈSE PAR ARTICLES PRÉSENTÉE À  
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE  
À L'OBTENTION DU  
DOCTORAT EN GÉNIE  
Ph.D

PAR  
HACINI, Lyès

ÉTUDE DES EFFETS DU MARTELAGE RÉPÉTITIF SUR LES CONTRAINTES  
RÉSIDUELLES

MONTRÉAL, LE 02 FÉVRIER 2009

© Hacini, 2009

**PRÉSENTATION DU JURY**

CETTE THÈSE A ÉTÉ ÉVALUÉE

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Lê Van Ngan, directeur de thèse  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Philippe Bocher, codirecteur de thèse  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Jean-Luc Fihey, président du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Anh Dung Ngo, membre du jury  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Jacques Lanteigne, examinateur externe  
Institut de recherche d'Hydro-Québec

ELLE A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC

LE 26 NOVEMBRE 2008

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

## REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier mon directeur, le professeur Lê Van Ngan, et mon codirecteur, le professeur Philippe Bocher, de m'avoir donné l'opportunité de travailler avec eux et de profiter de leur savoir. Je les remercie pour leur confiance, leur soutien et leurs encouragements.

Je remercie les membres du jury qui ont accepté d'évaluer ce travail.

Je remercie l'Institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ) et le Conseil de recherches en sciences naturelles et en génie du Canada (CRSNG) pour leur soutien financier.

Je remercie également messieurs Denis Thibault, Jacques Lanteigne, Jean-Luc Fihey, et Raynald Simoneau pour leurs conseils et le précieux temps qu'ils m'ont consacré.

Je remercie aussi messieurs Stéphane Godin, Carlo Baillargeon, René Dubois et Alexandre Lapointe qui m'ont aidé dans la réalisation des travaux expérimentaux présentés dans ce doctorat.

Je tiens à exprimer ma gratitude à tous ceux que j'ai pu rencontrer à l'ÉTS et à l'IREQ tout au long de mon doctorat, en particulier Abdelhakim Ouahabi, Albert Castrataro, Philippe Terrier, Hassan Nasri, Nabil Boutana, Abdelmajid Lajmi et Christiane Ostiguy.

Je remercie mes amis Samir Yahiaoui, Salim Kaci, Youcef Dali et Adlène Yahiaoui pour leur amitié et leurs encouragements.

Finalement, je remercie mon épouse Ouahida pour sa présence et son soutien, et ma mère qui, par ses sacrifices, a fait que je sois rendu là aujourd'hui.

# ÉTUDE DES EFFETS DU MARTELAGE RÉPÉTITIF SUR LES CONTRAINTES RÉSIDUELLES

HACINI, Lyès

## RÉSUMÉ

La fabrication mécanosoudée des composants de grandes dimensions engendre des contraintes résiduelles. Ces contraintes provoquent des fissurations prématurées et un raccourcissement de la durée de vie des composants. Dans ce contexte, l'institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ) a développé la technique de relaxation des contraintes résiduelles par martelage robotisé. Cette technique consiste à réaliser des impacts répétés pour déformer plastiquement la surface du composant traité. Cela induit des contraintes de compression et augmente la dureté des zones traitées, ce qui réduit les risques de fissuration, et améliore le comportement en fatigue des composants ainsi traités.

Cette étude comporte trois volets. Les deux premiers sont consacrés à la partie expérimentale du projet, alors que le troisième présente les résultats numériques obtenus.

Dans la première partie, une approche originale est utilisée. Elle consiste à évaluer les effets des impacts unitaires répétés sur le champ de contraintes développé dans trois plaques vierges (ne contenant pas de contraintes résiduelles) d'acier inoxydable austénitique 304L et sur trois plaques du même acier contenant des contraintes résiduelles initiales induites par une torche de soudure. Une machine à impact initialement conçue pour les essais de résilience a été modifiée afin de réaliser des impacts unitaires. Trois niveaux d'énergie ont été utilisés afin d'étudier l'effet de l'énergie d'impact sur les contraintes induites ou relaxées. Dans les plaques vierges, le martelage a induit de la compression. Dans les plaques pré-induites de contraintes résiduelles en compression, le martelage a relaxé ces contraintes ou les a remplacées par des contraintes de compression. Il est trouvé que l'augmentation de l'énergie du marteau a amélioré l'efficacité du martelage, et que les trois à quatre premiers coups de marteau sont les plus efficaces. Plusieurs effets du martelage ont été explorés : son influence sur la dureté des surfaces traitées ainsi que le risque d'initier des fissures dans les zones martelées.

Dans la deuxième partie de ce projet, le martelage est appliqué grâce au robot SCOMPI. Les contraintes résiduelles induites et relaxées par martelage sont ensuite mesurées par la méthode des contours, qui a été adaptée à cet effet. Le martelage robotisé a d'abord été utilisé pour induire des contraintes résiduelles de compression dans des échantillons d'acier 304L ; de 1 à 9 couches de martelage ont été appliquées et les contraintes résiduelles ont été ensuite évaluées par la méthode des contours. La capacité du martelage à relaxer les contraintes résiduelles de tension a été ensuite étudiée, cela en l'appliquant sur des plaques d'acier 304L soudées avec de l'acier 308 (pour induire des contraintes de tension). Ces essais ont prouvé que le martelage est une technique de relaxation efficace et capable d'induire de la compression à une profondeur de plusieurs millimètres. Certains paramètres du procédé ont

été optimisés tel que le nombre optimal de couches de martelage à appliquer, cela pour réduire la durée du traitement tout en maximisant l'intensité des contraintes compressives induites.

Dans la troisième partie, le procédé de martelage est modélisé par la méthode des éléments finis, cela pour prédire le développement, l'amplitude et la distribution des contraintes résiduelles induites à l'intérieur des pièces traitées. Un modèle axisymétrique développé grâce au logiciel ANSYS permet de simuler des impacts répétés d'un marteau élastique sur une plaque ayant un comportement élastoplastique. Plusieurs non-linéarités sont prises en compte par ce modèle : les grandes déformations, la plasticité et le contact. Aussi, une approche nouvelle concernant l'évaluation de l'énergie fournie lors des impacts est utilisée; elle s'appuie sur la détermination du ratio entre les énergies dynamique et statique nécessaires pour réaliser des impacts similaires. Une hypothèse est nécessaire dans ce cas-là : un impact dynamique est identique à un impact statique si les deux laissent la même empreinte de marteau. Les résultats de ce modèle sont comparés à ceux obtenus dans la première partie : ils démontrent que le modèle représente bien le procédé.

## STUDY OF HAMMER PEENING EFFECT ON RESIDUAL STRESSES

HACINI, Lyès

### ABSTRACT

Welded components suffer from high tensile residual stresses close to the weld beads. These stresses are the cause of premature cracking which could result in a catastrophic rupture during operation and a reduction of fatigue life of these components. In this context, Research Institute of Hydro-Québec (IREQ) developed a technique of residual stresses relaxation by robotized hammer peening in which a hammer is blasted several times on a surface of a metal workpiece. This treatment leads to an improvement of fatigue resistance due to induced compressive residual stresses and also to an increase of the surface hardness associated with the cold working effect.

Our study is divided into three sections: the first and second ones present the experimental aspect of this project, while the third one presents the finite elements FE model developed to simulate hammer peening.

In the first section, a new approach is followed to evaluate residual stress relaxation by hammer peening. It consists of evaluating the effect of each hammer blow on the residual stresses field under the treated surfaces. An impact machine was used for hammering and generating unitary impacts at the same location. 304L steel plates were tested under 10-impacts with various energy levels. Both initial stress free plates and plates with residual stresses were tested. It was found that in initial stress free plates, hammer peening introduces compressive residual stresses. In plates with initial tensile residual stresses, hammer peening either released them or turned them into compression. It was found that increasing energy improves the hammer peening efficiency and that the first three or four hammer blows were the most effective. Microscopic observations of samples from the tested plates did not reveal cracks on the treated surfaces.

In the second section, robotized hammer peening was used to induce compressive residual stresses on initially stress free samples of austenitic stainless steel 304L. Hammer peening layers from 1 to 9 were performed and the resulting residual stresses were evaluated using the contour technique. The ability of hammer peening to relax residual stresses within welded plates was then quantified thanks to austenitic stainless steel 304L plates welded with a 308 steel and hammer peened. These tests show the efficiency of hammer peening as a method to relax tensile residual stresses and induce compressive ones to a depth of a few millimetres. Process parameters such as the number of hammer peening layers to be applied were optimized to reduce processing time while maximizing the intensity and spatial distribution of the compressive residual stresses.

In the third section of this project, the hammer peening process is simulated using the finite element (FE) method in order to predict the development, magnitude and distribution of the residual stresses in function of energy level and number of hammer blows. An axisymmetric

model developed with ANSYS is used to simulate repeated impacts of an elastic hammer against an elastoplastic plate. The following nonlinearities are taken into account: large deflections, plasticity and contact. FE results are compared to the first section results and show good agreement.

## TABLE DES MATIÈRES

INTRODUCTION .....	1
PROBLÉMATIQUE DE RECHERCHE.....	3
OBJECTIF DE L'ÉTUDE.....	3
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE.....	5
1.1 Introduction.....	5
1.2 Définition des contraintes résiduelles .....	5
1.2.1 Type I : Contraintes macroscopiques $\sigma_{RI}$ .....	6
1.2.2 Type II : Contraintes microscopiques quasi homogènes $\sigma_{RII}$ .....	6
1.2.3 Type III : Contraintes microscopiques non homogènes $\sigma_{RIII}$ .....	6
1.3 Origine des contraintes résiduelles .....	7
1.3.1 Contraintes résiduelles générées par plasticité de déformation mécanique....	8
1.3.2 Contraintes résiduelles générées par plasticité de dilatation thermique .....	8
1.4 Mesure des contraintes résiduelles.....	8
1.4.1 Non destructives.....	9
1.4.2 Semi-destructives .....	9
1.4.3 Destructives.....	9
1.4.4 Techniques de mesure des contraintes résiduelles.....	9
1.4.4.1 Jauge collée .....	11
1.4.4.2 Méthode du trou.....	11
1.4.4.3 Méthode du contour .....	16
1.5 Techniques de relaxation des contraintes résiduelles .....	19
1.5.1 Relaxation des contraintes résiduelles par traitement thermique.....	19
1.5.2 Relaxation des contraintes résiduelles par fatigue .....	21
1.5.3 Relaxation des contraintes résiduelles par vibration.....	21
1.5.4 Relaxation des contraintes résiduelles par martelage .....	21
1.5.5 Autres techniques de relaxation des contraintes résiduelles .....	25
1.6 Acier utilisé durant l'étude.....	26
1.7 Taux de déformation lors du martelage .....	30
1.8 Résumé du chapitre.....	30
CHAPITRE 2 EFFET DE L'ÉNERGIE D'IMPACT SUR LES CONTRAINTES RÉSIDUELLES INDUITES PAR MARTELAGE DE PLAQUES D'ACIER 304L.....	31
2.1 Résumé.....	31
2.2 Article.....	32
2.2.1 Abstract .....	32
2.2.2 Keywords .....	33
2.2.3 Introduction.....	33



2.2.4	Principle of stress relaxation by hammer peening .....	34
2.2.5	Experimental approach .....	36
2.2.6	Results and discussion .....	40
2.2.6.1	Residual Stresses versus number of hammer blows .....	40
2.2.6.2	In depth residual stresses.....	42
2.2.6.3	Hardness increase due to hammer peening .....	43
2.2.6.4	Surface inspection after peening .....	45
2.2.7	Conclusions.....	48
2.2.8	Acknowledgement .....	49
2.2.9	References.....	49
<b>CHAPITRE 3 ÉVALUATION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES INDUITES PAR MARTELAGE GRÂCE À LA TECHNIQUE DES CONTOURS .....</b>		<b>52</b>
3.1	Résumé.....	52
3.2	Article.....	53
3.2.1	Abstract .....	53
3.2.2	Keywords .....	54
3.2.3	Introduction.....	54
3.2.4	Contour technique.....	55
3.2.5	Experimental approach .....	61
3.2.6	Results and discussion .....	63
3.2.7	Conclusions.....	70
3.2.8	Acknowledgement .....	70
3.2.9	References.....	71
<b>CHAPITRE 4 MODÉLISATION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DUES AU MARTELAGE.....</b>		<b>75</b>
4.1	Introduction.....	75
4.2	Structure d'un programme d'éléments finis.....	75
4.3	Éléments.....	76
4.3.1	Éléments structuraux.....	76
4.3.2	Éléments de contact .....	77
4.4	Modélisation du comportement élastique plastique du matériau.....	80
4.4.1	Critère d'écoulement.....	80
4.4.2	Règle d'écoulement.....	82
4.4.3	Loi d'écrouissage .....	82
4.4.3.1	Modèle d'écrouissage cinématique .....	82
4.4.3.2	Modèle d'écrouissage isotropique .....	85
4.5	Modélisation du contact.....	87
4.5.1	Description du contact .....	87
4.5.2	Algorithmes de contact .....	87
4.5.2.1	Algorithmes de pénalité .....	88
4.5.2.2	Algorithme des multiplicateurs de Lagrange.....	89
4.5.2.3	Algorithme MPC (multi-point constraint algorithm).....	90
4.6	Récapitulation .....	90

CHAPITRE 5	SIMULATION PAR ÉLÉMENTS FINIS DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES INDUITES PAR DES IMPACTS RÉPÉTÉS SUR UNE PLAQUE D'ACIER 304L .....	91
5.1	Résumé.....	91
5.2	Article.....	92
5.2.1	Abstract .....	92
5.2.2	Keywords .....	93
5.2.3	Introduction.....	93
5.2.4	Impact energy estimation.....	94
5.2.5	Finite element methodology.....	96
	5.2.5.1 FE mesh and boundary conditions.....	96
	5.2.5.2 Assumptions.....	98
	5.2.5.3 Contact algorithm.....	99
5.2.6	Finite element versus experimental results .....	100
5.2.7	Conclusions.....	105
5.2.8	Acknowledgement .....	105
5.2.9	References.....	106
CONCLUSION	.....	108
RECOMMANDATIONS	.....	111
ANNEXE I	ARTICLE I .....	113
ANNEXE II	ARTICLE II .....	121
ANNEXE III	PROGRAMME EF POUR LE CALCUL DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES PAR LA MÉTHODE DES CONTOURS .....	128
ANNEXE IV	OBTENTION DU PROFIL DE CONTRAINTES POUR LA MÉTHODE DES CONTOURS.....	131
ANNEXE V	ALGORITHME DU MODÈLE EF DES IMPACTS UNITAIRES RÉPÉTÉS.....	132
ANNEXE VI	PROGRAMME : IMPACTS_UNITAIRES_REPETES .....	133
LISTE DE RÉFÉRENCES	.....	141

## LISTE DES FIGURES

Figure 1.1	Les 3 types de contraintes résiduelles.....	6
Figure 1.2	Défauts cristallins pouvant induire des contraintes résiduelles. ....	7
Figure 1.3	Géométrie de la jauge et définition des paramètres $R_1, R_2, W, \phi_1, \phi_2$ .....	13
Figure 1.4	Illustration du principe de superposition de bueckner appliqué à la méthode du contour.....	17
Figure 1.5	Déplacements dus à la relaxation des contraintes résiduelles après coupe...	18
Figure 1.6	Évaluation du taux de relaxation.....	20
Figure 1.7	Une passe de martelage.....	22
Figure 1.8	Une couche de martelage.....	23
Figure 1.9	Courbes contrainte-déformation pour l'acier 304l en fonction du taux de déformation : de 0.000125 à 400s <sup>-1</sup> .....	27
Figure 1.10	Courbe contrainte-déformation pour l'acier 304l en fonction du taux de déformation : de 0.001 à 4800s <sup>-1</sup> .....	28
Figure 1.11	Courbe contrainte-déformation pour l'acier 304l en fonction du taux de déformation : 5 et 146s <sup>-1</sup> .....	29
Figure 1.12	Déformation due à un coup de marteau enregistrée à 12.5mm du centre de l'impact.....	29
Figure 2.1	Typical residual stresses in a welded austenitic stainless steel plate .....	35
Figure 2.2	Illustration of residual stresses relaxation induced by plastic deformation during hammer peening.....	35
Figure 2.3	DYNATUP GRC 8250.....	37

Figure 2.4	DYNATUP schema.....	38
Figure 2.5	Hammer geometry: RRH-06p model.....	39
Figure 2.6	Impact and rosettes locations on test samples.....	39
Figure 2.7	Radial stresses induced by hammer blows at 12.5mm from the impact location on initial stress free samples measured by the rosette technique. ....	40
Figure 2.8	Longitudinal residual stresses versus hammer blows at 12.5mm from the impact location on initially stressed samples.. ....	41
Figure 2.9	Residual stresses after 10 hammer blows versus depth from the surface... ..	42
Figure 2.10	Vickers hardness profiles versus depth from surface after one series of 10 hammer blows: initially stress free samples. ....	44
Figure 2.11	Vickers hardness profiles versus depth from surface after one series of 10 hammer blows: torch treated samples.....	44
Figure 2.12	Cross sections observed by optical microscope.....	46
Figure 2.13	Microstructures of 304L of an initially stress free sample hammer peened 10 times with an energy of level $E_3=24J$ . ....	47
Figure 3.1	Bueckner principle of the contour technique. ....	56
Figure 3.2	Blocking assembly used during the EDM cutting. ....	58
Figure 3.3	Blocking assembly used during the EDM cutting. ....	58
Figure 3.4	FE model with regular meshing of the half-plate. ....	60
Figure 3.5	FE model with regular meshing of the half-plate. ....	60
Figure 3.6	Hammer geometry: RRH-06P model.....	61

Figure 3.7	Welded and hammer peened zones.....	62
Figure 3.8	Groove geometry.....	62
Figure 3.9	Residual stresses (in outgoing direction from the plan) distribution in initially stress-free samples before and after hammer peening.....	64
Figure 3.10	Residual stresses (outgoing direction from the plan) distribution on stressed by welding samples before and after hammer peening. ....	66
Figure 3.11	Transversal distortions measured on the opposite side of each sample as a function of hammer peening layers.....	67
Figure 3.12	Transversal distortions measured on the opposite side of each sample as a function of hammer peening layers (welding stressed samples). ....	68
Figure 3.13	Depth influenced by hammer peening (initially free-stress samples).....	68
Figure 3.14	Depth influenced by hammer peening (initially stressed samples).....	69
Figure 4.1	Caractéristiques des éléments PLANE42. ....	76
Figure 4.2	Caractéristiques des éléments PLANE82. ....	77
Figure 4.3	Caractéristiques des éléments CONTA171.....	78
Figure 4.4	Caractéristiques des éléments CONTA172.....	78
Figure 4.5	Caractéristiques des éléments TARGE169.....	79
Figure 4.6	Représentation du critère de von mises en état plan. ....	81
Figure 4.7	Principe du durcissement cinématique.....	83
Figure 4.8	Modèle bilinéaire de durcissement cinématique.....	84
Figure 4.9	Modèle multilinéaire de durcissement cinématique.....	84

Figure 4.10	Principe du durcissement isotropique. ....	85
Figure 4.11	Modèle bilinéaire de durcissement isotropique. ....	86
Figure 4.12	Modèle multilinéaire de durcissement isotropique. ....	86
Figure 4.13	Principe de contact avec ANSYS.....	88
Figure 5.1	Strain-stress curves of 304L steel for a static and dynamic test at $146s^{-1}$ .....	96
Figure 5.2	Hammer geometry.....	97
Figure 5.3	Axisymmetric model meshing. ....	98
Figure 5.4	Radial residual stresses at 12.5mm from the impact center. ....	101
Figure 5.5	Depth of print in function of hammer blow number. ....	102
Figure 5.6	Radial residual stress distributions after 1 impact. ....	103
Figure 5.7	Radial residual stress distributions after 2 impacts. ....	103
Figure 5.8	Radial residual stress distributions after 3 impacts. ....	104
Figure 5.9	Radial residual stress distributions after 10 impacts. ....	104

## LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

$\bar{A}$	constante qui dépend des conditions de mesure
$\bar{a}_\theta$	coefficients de calibration qui dépendent de la géométrie du trou
$\alpha_1, \alpha_2$	déplacements du centre de la surface d'écoulement à l'état initial à l'état actuel selon $\sigma_1$ et $\sigma_2$
$\bar{B}$	constante qui dépend des conditions de mesure
BISO	modèle d'écrouissage isotropique bilinéaire
BKIN	modèle d'écrouissage cinématique bilinéaire
C0	centre de la surface d'écoulement à l'état initial
C	centre de la surface d'écoulement à l'état actuel
CONTA171	2-D 2-Node Surface-to-Surface Contact
CONTA172	2-D 3-Node Surface-to-Surface Contact
$\overline{CP}$	vecteur d'état plastique actuel
d	distance entre deux nœuds de la surface représentant le contour
d'	distance entre deux nœuds de la surface représentant le contour
d' <sub>1</sub>	déplacement dû aux efforts de cisaillement
d' <sub>12</sub>	déplacement après coupe EDM
d' <sub>2</sub>	déplacement normal
d <sub>1</sub>	déplacement dû aux efforts de cisaillement
d <sub>12</sub>	déplacement après coupe EDM
d <sub>2</sub>	déplacement normal
$\{d\sigma\}$	déplacement de la surface d'écoulement
dk	constante de proportionnalité
dλ	constante de proportionnalité
Dep_Marteau	déplacement du marteau
E	module de Young [MPa]
E	énergie [J]
E <sub>A1</sub>	énergie absorbée par la plaque [J]
E <sub>A2</sub>	énergie absorbée par la plaque [J]
E <sub>A3</sub>	énergie absorbée par la plaque [J]

$E_D$	énergie nécessaire pour réaliser un impact dynamique [J]
$E_{P1}$	énergie potentielle [J]
$E_{P2}$	énergie potentielle [J]
$E_{P3}$	énergie potentielle [J]
$E_{S1}$	énergie nécessaire pour réaliser un impact statique [J]
$E_{S2}$	énergie nécessaire pour réaliser un impact statique [J]
$E_{S3}$	énergie nécessaire pour réaliser un impact statique [J]
$E\_Voulue$	énergie voulue [J]
$E_1$	énergie du marteau [J]
$E_2$	énergie du marteau [J]
$E_3$	énergie du marteau [J]
$F$	force
$F_{normal}$	force normale lors du contact
$FKN$	facteur de rigidité normale (normal stiffness factor)
$g$	gravitational acceleration [9.81m/s <sup>2</sup> ]
$H$	hauteur de chute du marteau dans la tour impact [m]
$H_2$	module tangent [MPa]
$k_{normal}$	raideur de contact (rigidité du ressort)
$KINH$	modèle d'écrouissage cinématique multilinéaire
$M$	mass [kg]
$MISO$	modèle d'écrouissage isotropique multilinéaire
$MKIN$	modèle d'écrouissage cinématique multilinéaire
$N\_Impact$	nombre d'impacts à réaliser
${}^n\sigma(h)$	terme de la série de puissance
$P$	paramètre d'Hollomon
$p$	déformation de transformation
$P$	contrainte de transformation
$p(h)$	déformation de transformation à une profondeur totale égale à $h$
$P(H)$	contrainte de transformation à une profondeur $H$ inférieure à $h$
$p_i$	déformation de transformation due à $i$ incréments
$P_j$	contrainte de transformation due à $j$ incréments



PLANE42	2-D Structural Solid
PLANE82	2-D 8-Node Structural Solid
Post 1	processeur de post-traitement des résultats d'ANSYS
Post 26	processeur de post-traitement des résultats d'ANSYS
$\overline{PP^e}$	vecteur représentant un incrément infinitésimal de contrainte dans le domaine plastique
PREP7	processeur de préparation du modèle d'ANSYS
q	déformation de transformation
Q	contrainte de transformation
$q_i$	déformation de transformation due à i incréments
$R_1$	constante qui dépend de la géométrie de la jauge
$R_2$	constante qui dépend de la géométrie de la jauge
SOLID45	3-D Structural Solid
SOLUTION	processeur de solution d'ANSYS
SOLVE	commande ANSYS pour solutionner le problème
t	déformation de transformation
T	contrainte de transformation
TARGE169	2-D Target Segment
$t_i$	déformation de transformation due à i incréments
$T$	température à laquelle est maintenue le composant traité [°K]
$t$	temps de maintien à la température $T$ [h]
$W$	constante qui dépend de la géométrie de la jauge
$x_{penetration}$	interpénétration entre les deux surfaces de contact
$\{\sigma\}$	état de contrainte
$\sigma_{eq}$	contrainte équivalente
$\{\partial\sigma_{eq} / \partial\sigma\}$	vecteur gradient de contrainte
$\sigma_y$	contrainte d'écoulement du matériau
$\sigma_1$	contrainte principale
$\sigma_2$	contrainte principale
$\sigma_3$	contrainte principale

$\{\partial\sigma\}$	incrément infinitésimal de contrainte
$\{d\varepsilon_p\}$	incrément de déformation plastique
$\lambda$	constante de la méthode de Lagrange augmenté
$t_i$	déformation de transformation due à $i$ incréments
${}^0\bar{a}(h)$	coefficient de calibration de la série de puissance
${}^1\bar{a}(h)$	coefficient de calibration de la série de puissance
${}^2\bar{a}(h)$	coefficient de calibration de la série de puissance
${}^n\bar{a}(h)$	coefficient de calibration de la série de puissance
${}^0\bar{b}(h)$	coefficient de calibration de la série de puissance
${}^1\bar{b}(h)$	coefficient de calibration de la série de puissance
${}^2\bar{b}(h)$	coefficient de calibration de la série de puissance
${}^n\bar{b}(h)$	coefficient de calibration de la série de puissance
$\Delta F$	incrément de force
$\varepsilon_1$	déformation selon l'angle $0^\circ$
$\varepsilon_2$	déformation selon l'angle $45^\circ$
$\varepsilon_3$	déformation selon l'angle $90^\circ$
$\sigma_L$	longitudinal residual stress
$\sigma_{LC}$	new residual longitudinal stress
$\sigma_R^I$	contraintes macroscopiques de type I
$\sigma_R^{II}$	contraintes macroscopiques de type II
$\sigma_R^{III}$	contraintes macroscopiques de type III
$\sigma_T$	transverse residual stress
$\sigma_Z$	out-of-plane stress
$\sigma_{Max}$	contrainte principale maximale
$\sigma_{Min}$	contrainte principale minimale
$\phi$	angle de la direction principale
$\phi_1$	constante qui dépend de la géométrie de la jauge
$\phi_2$	constante qui dépend de la géométrie de la jauge

$\chi$	relaxation thermique
${}^0\sigma(h)$	terme de la série de puissance
${}^1\sigma(h)$	terme de la série de puissance
${}^2\sigma(h)$	terme de la série de puissance

## ACRONYMES

ASTM	American Society for Testing Materials
2D	Deux dimensions
DC	Direct Current
EDM	Electric Discharge Machining
FE	Finite Element (élément fini)
GMAW	Gas Metal Arc Welding
GRC	General Research Corp
HV	Hardness Vickers (dureté Vickers)
IREQ	Institut de recherche d'Hydro-Québec
MPC	Multi-Point Constraint (algorithme de contact)
3D	Trois dimensions
TIG	Tungsten Inert Gas

## INTRODUCTION

Les cordons de soudure épais se trouvent dans la majorité des composants industriels de grandes dimensions comme les turbines hydrauliques, qui sont assemblées et réparées par soudage. La nature et la distribution des contraintes résiduelles à l'intérieur de ces composants peuvent être déterminantes sur leur bon fonctionnement, et peuvent réduire leurs vies utiles de manière considérable.

Le présent document présente les résultats de la thèse intitulée « ÉTUDE DES EFFETS DU MARTELAGE RÉPÉTITIF SUR LES CONTRAINTES RÉSIDUELLES » en cinq chapitres.

Le chapitre 1 est consacré à la revue de littérature sur les techniques de mesure et de relaxation des contraintes résiduelles. On y trouve une définition des contraintes résiduelles et différentes techniques de mesure, particulièrement «la méthode du perçage de trou» et «la méthode des contours», qui sont utilisées dans ce projet. Aussi, plusieurs techniques de relaxation sont présentées tels le grenailage, les vibrations et le martelage.

Le chapitre 2 est présenté sous forme d'article intitulé «Effect of impact energy on residual stresses induced by hammer peening of 304L plates». Dans cet article, une explication du phénomène de relaxation des contraintes résiduelles par martelage est proposée. Cette explication se base sur le critère d'écoulement de Von Mises. Aussi, une étude expérimentale a été conduite sur des plaques libres (aucune contrainte initiale) et des plaques initialement contraintes. Ces plaques ont été soumises à des impacts unitaires répétés. Cette étude a permis d'évaluer l'effet du martelage sur le champ des contraintes résiduelles à l'intérieur des plaques et d'identifier le nombre optimal de coups à réaliser au même endroit pour optimiser les contraintes de compression sous la surface traitée.

Le chapitre 3 présente l'article « Evaluation of residual stresses induced by robotized hammer peening by the contour method ». Dans cet article, la méthode des contours a été adoptée pour la mesure des contraintes résiduelles dues au martelage. Cette technique a été modifiée pour obtenir des résultats sans modification des mesures expérimentales. Les résultats de cet article ont permis de corroborer certains résultats présentés dans le chapitre 2 (article 1), notamment le nombre de couches de martelage à appliquer pour réaliser un traitement optimal. Il a été possible aussi d'observer l'effet du martelage sur les zones avoisinant la surface martelée. Ces zones subissent de la tension, d'où la nécessité de bien les contrôler et de les éloigner des régions critiques.

Le chapitre 4 présente la méthode des éléments finis et le logiciel de calcul ANSYS. Les différents paramètres utilisés dans cette étude tels que les éléments, le choix de comportement de matériau et la notion de contact sont présentés, ainsi que des informations liées à la compréhension, et au fonctionnement du programme «IMPACTS\_UNITAIRES\_REPETES» utilisé au chapitre 5.

En effet, le chapitre 5 est consacré à la modélisation par éléments finis d'impacts unitaires répétés à travers l'article « FE simulation of residual stresses induced by repeated impacts on 304L plate». Cet article est une première tentative de réaliser du martelage par un modèle axisymétrique permettant d'évaluer le champ de contraintes et son historique. Ce modèle a permis de trouver le nombre optimal de coups à réaliser au même endroit pour obtenir le maximum de contraintes de compression sous la surface traitée. Il a été validé grâce aux résultats obtenus dans le chapitre 2 (article 1).

Finalement, le présent document se termine par les conclusions et recommandations issues des aspects traités tout au long de cette thèse et des points originaux qui en ont découlé.

## PROBLÉMATIQUE DE RECHERCHE

La fabrication mécanosoudée des turbines hydrauliques et leur réparation génèrent des contraintes résiduelles élevées en tension près des cordons de soudure. Ces contraintes semblent être à l'origine de fissurations prématurées qui peuvent entraîner une rupture catastrophique durant le fonctionnement ou une réduction de la durée de vie des composants. Dans ce contexte, l'Institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ) a développé la technique de relaxation par martelage robotisé qui permet de relaxer les contraintes proches de la surface tout en préservant les propriétés mécaniques et dimensionnelles de ces composants (Simoneau (2004), Fihey *et al.* (2005), Hacini *et al.* (2006)).

Bien que cette technique ait été déjà appliquée lors de la réparation des turbines hydrauliques en chantier dans le but de relaxer les contraintes résiduelles post-soudage, elle reste néanmoins peu utilisée. Un manque de compréhension des mécanismes de relaxation n'a pas permis d'optimiser le procédé jusqu'à présent.

## OBJECTIF DE L'ÉTUDE

Ce travail a pour but de :

- Donner une explication théorique au mécanisme de relaxation des contraintes résiduelles par martelage. Cette explication liera les contraintes résiduelles et la contrainte de martelage à travers un critère d'écoulement.
- Quantifier l'effet bénéfique du martelage sur des composants vierges (ne contenant aucune contrainte résiduelle initiale).
- Quantifier l'effet bénéfique du martelage sur les contraintes résiduelles de tension (générées lors du soudage), et sur l'écrouissage des surfaces martelées.
- Développer ou adapter des outils qui peuvent juger de l'efficacité du martelage (mesure de dureté, méthode des contours).
- Développer un outil numérique, qui permettra de comprendre les mécanismes de relaxation, autrement dit l'effet de l'énergie de martelage, le comportement dynamique

du matériau, et le développement du champ de contraintes lors de l'opération de martelage. Cela permettra de juger de l'efficacité du martelage sur les zones martelées, ainsi que de son incidence sur les zones avoisinantes.

- Optimiser le procédé de martelage :
  - En identifiant le niveau d'énergie de martelage à appliquer ;
  - En identifiant le nombre optimal de couches de martelage à appliquer sur une surface pour réaliser un traitement optimal ;
  - En réduisant le temps de traitement, qui est proportionnel au nombre de couches de martelage à appliquer (cette tâche peut être achevée expérimentalement ou par simulation).



## CHAPITRE 1

### REVUE DE LITTÉRATURE

#### 1.1 Introduction

La revue de littérature présentée dans ce chapitre se focalisera sur la définition des contraintes résiduelles, leurs origines, les méthodes les plus utilisées pour les mesurer et les relaxer. Les méthodes en lien direct avec ce projet seront détaillées.

#### 1.2 Définition des contraintes résiduelles

Les contraintes résiduelles sont des contraintes internes auto-équilibrées qui persistent à l'intérieur d'un composant à la température ambiante et en l'absence de toute charge extérieure. Leur apparition dépend de l'existence d'une ou de plusieurs zones de plasticité localisées. Ces contraintes sont dues aux opérations manufacturières antérieures telles que le soudage, la mise en forme ou l'usinage. La résultante de ces contraintes ainsi que la somme de leurs moments sont nulles; cela se conjugue par des zones de tension équilibrées par d'autres zones de compression, qui combinées avec des contraintes de fonctionnement peuvent entraîner la déformation ou la modification des propriétés en fatigue. Les contraintes résiduelles peuvent être bénéfiques ou destructives, suivant leur intensité, leur signe (tension ou compression) et surtout leur interaction avec les contraintes de fonctionnement.

Dans son mémoire, George (2000) utilise la notion d'homogénéité pour classer les contraintes résiduelles. D'ailleurs, cette classification est proposée par d'autres auteurs tels que Kandil *et al.* (2001), Barralis *et al.* (1999); elle divise les contraintes résiduelles en trois types (Figure 1.1) :

### 1.2.1 Type I : Contraintes macroscopiques $\sigma_{RI}$

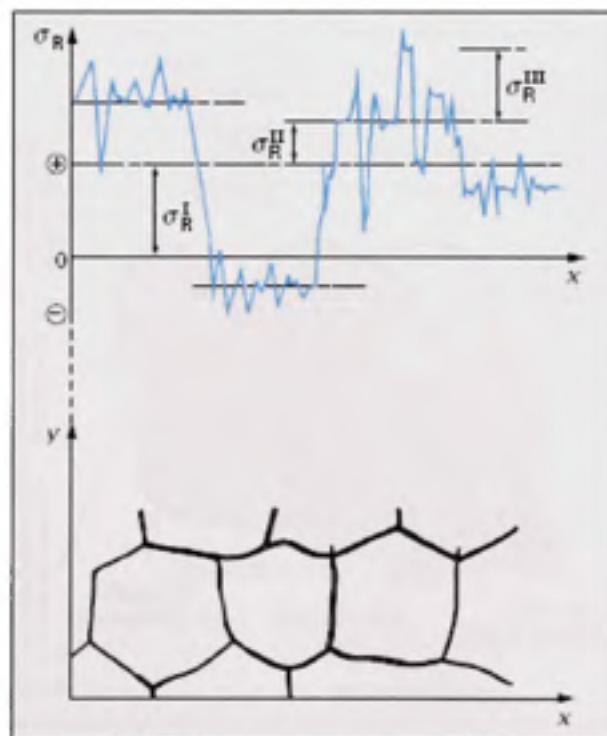
Les contraintes résiduelles macroscopiques sont homogènes à travers plusieurs grains du matériau; elles s'équilibrent au niveau du corps en entier.

### 1.2.2 Type II : Contraintes microscopiques quasi homogènes $\sigma_{RII}$

Elles sont homogènes sur une partie d'un grain seulement, ou sur un grain entier. L'équilibre est réalisé au niveau de plusieurs grains.

### 1.2.3 Type III : Contraintes microscopiques non homogènes $\sigma_{RIII}$

Les contraintes résiduelles microscopiques non homogènes, comme leur nom l'indique, ne sont pas homogènes même dans une très petite région d'un grain. Dans ce cas-là, l'équilibre est atteint dans des petites parties du grain.

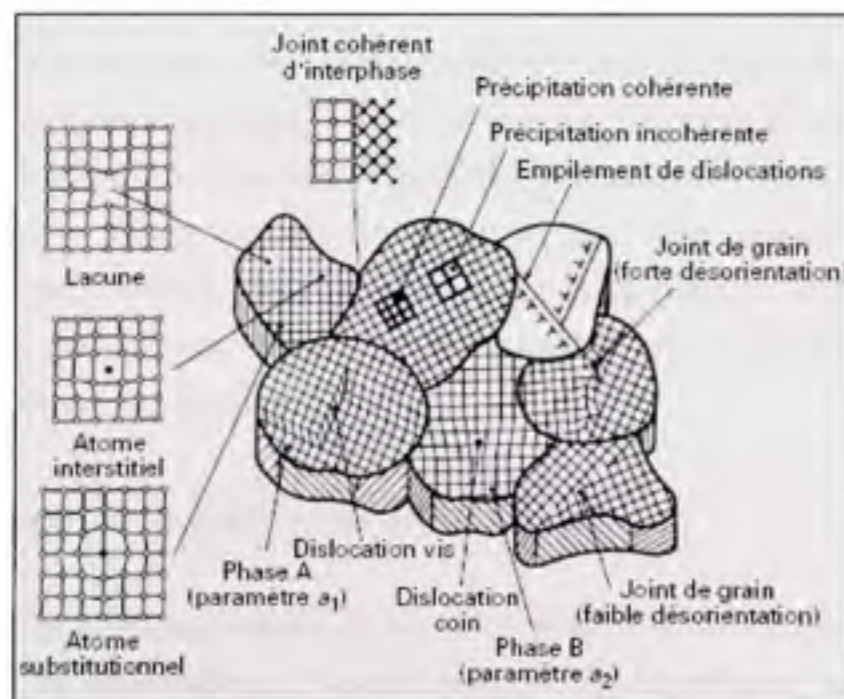


**Figure 1.1** Les 3 types de contraintes résiduelles.  
(Adaptée de Barralis et al., 1999)

Bien que George (2000) précise qu'il ne faut s'intéresser qu'aux contraintes de premier ordre, il n'est pas judicieux de négliger les contraintes de 2<sup>e</sup> et de 3<sup>e</sup> ordres car il est difficile d'identifier quel type de contrainte est à l'origine des fissures et craquements prématurés qui nuisent au bon fonctionnement des composants manufacturés.

### 1.3 Origine des contraintes résiduelles

De façon générale, toute hétérogénéité entraînant une déformation plastique localisée va causer l'apparition de contraintes résiduelles. Sur le plan métallurgique, et à l'échelle microscopique des grains, les défauts cristallins causent des déformations localisées qui entraînent des contraintes résiduelles (Figure 1.2). À l'échelle macroscopique, les déformations localisées dues à des sollicitations mécaniques ou thermiques, ainsi que les transformations de phases induisant des changements de volume causent des contraintes résiduelles. Il est possible de classer les sources des contraintes résiduelles comme suit :



**Figure 1.2** Défauts cristallins pouvant induire des contraintes résiduelles.

(Adaptée de Barralis et al., 1999)

### 1.3.1 Contraintes résiduelles générées par plasticité de déformation mécanique

Lors de l'application d'efforts extérieurs proches de la limite d'écoulement du matériau (même localement) des contraintes résiduelles apparaissent aux interfaces entre les zones plastiques et élastiques une fois que la contrainte extérieure est relâchée. Ces contraintes dépendent bien sûr de l'intensité de l'effort extérieur et du comportement élastoplastique du matériau considéré. Cela inclut les opérations d'usinage, de mise en forme ou tout autre chargement élastoplastique (tension, compression, torsion ou flexion) (George, 2000).

### 1.3.2 Contraintes résiduelles générées par plasticité de dilatation thermique

Dans ce cas-ci, la plasticité est induite par un gradient thermique : si le refroidissement d'une pièce est très rapide, le rétrécissement dû à la dilatation thermique de la surface et du cœur ne se font pas au même moment, ce qui provoque des contraintes thermiques pouvant dépasser la limite élastique, causant ainsi l'apparition de contraintes résiduelles à l'intérieur du composant. L'assemblage par soudage de l'aluminium est un excellent exemple de contraintes résiduelles induites par dilatation thermique; puisque seule l'existence de deux régions différentes, une zone froide (le métal de base loin du cordon de soudure) et la zone chaude du cordon de soudure, provoque l'apparition de contraintes résiduelles. Souvent, des transformations de phases viennent s'ajouter à ce phénomène lors de l'opération de soudage. Ces transformations peuvent entraîner des changements de volume importants (transformation martensitique dans l'acier par exemple), générant ainsi des contraintes résiduelles additionnelles de type I.

## 1.4 Mesure des contraintes résiduelles

Bien que par abus de langage le terme de mesure de contraintes soit utilisé, il s'agit toujours de la mesure de déformations. Il existe plusieurs techniques pour les mesurer, ces techniques reposant sur la mesure de la déformation qui est convertie ensuite en contrainte grâce aux relations d'élasticité (loi de Hooke). Ces techniques peuvent être classifiées comme suit :

#### 1.4.1 Non destructives

Les mesures sont faites sans endommager le composant. Les méthodes les plus utilisées sont les jauges collées et les méthodes de diffraction (rayons X et neutrons). Les deux dernières ne peuvent généralement être utilisées qu'en laboratoire à cause des dispositifs de mesure de grandes dimensions.

#### 1.4.2 Semi-destructives

L'analyse implique l'enlèvement d'une petite quantité de matière sans pour autant affecter de manière significative la structure du composant. La technique la plus répandue pour mesurer les contraintes résiduelles, la méthode «du perçage de trou», fait partie de cette catégorie.

#### 1.4.3 Destructives

Les composants utilisés dans ce type de mesure sont définitivement détruits. Ces techniques ne peuvent être utilisées pour des mesures en situ ou sur des pièces ayant une durée de vie résiduelle. Cependant, elles sont très utiles pour la validation en laboratoire. La technique d'enlèvement de couches (appliquée aux plaques minces) et la technique des contours font partie de cette catégorie.

#### 1.4.4 Techniques de mesure des contraintes résiduelles

Il existe un grand nombre de techniques de mesure. La plupart d'entre elles ne sont qu'au stade expérimental et sont limitées à une utilisation en laboratoire ou à des mesures spécifiques de contraintes résiduelles. Voici les techniques les plus connues :

La **diffraction de rayons X** (Kandil *et al.* (2001), (Lu (1996), Bouhelier *et al.* (1996)) est l'une des techniques les plus utilisées. Cette dernière repose sur la mesure des déplacements du réseau cristallin. En effet, les contraintes provoquent des changements de distance entre

les plans cristallins du matériau; la différence entre cette distance et la distance à l'état libre représente la déformation provoquée par les contraintes résiduelles. La distance entre les plans cristallins à l'état libre correspond à l'état sans contraintes résiduelles. La mesure consiste à projeter des rayons X sur la surface de mesure, ces rayons étant diffractés sur une faible épaisseur (quelques dizaines de micromètres). Un détecteur qui balaye l'espace récupère les positions angulaires de ces rayons diffractés et enregistre leurs intensités. La localisation des pics permet d'évaluer les distances entre les plans de diffraction.

La technique de **diffraction de neutrons** utilise le même principe. Cependant, les neutrons sont plus énergétiques que les rayons X et peuvent donc pénétrer plusieurs centimètres dans la plupart des métaux. À l'heure actuelle, cette technique est considérée comme étant le meilleur moyen de valider des mesures de contraintes résiduelles. Cependant, le matériel nécessaire n'est disponible que dans des centrales nucléaires, ce qui limite son utilisation.

La méthode magnétique plus connue sous le nom de la méthode du **bruit de Barkhausen** (Fihey *et al.* (2000), Kandil *et al.* (2001), Lu (1996)) est limitée aux matériaux ferromagnétiques. Son principe repose sur la mesure de paramètres électromagnétiques qui changent suivant l'état de contrainte à l'intérieur du composant. Cet état de contrainte peut être déterminé en se rapportant à des courbes de calibration qui donnent la valeur des contraintes en fonction d'un nombre magnétique. Les problèmes que pose cette méthode sont la limitation sur le type de matériaux utilisés ainsi que la nécessité de faire un calibrage pour chaque matériau. Les mesures de contraintes par cette technique sont peu coûteuses en temps et en argent. Cependant, cette technique a certains désavantages : sa sensibilité à l'état de surface des pièces mesurées (par exemple : meulage, polissage), ainsi que sa sensibilité à la microstructure (écrouissage, taille de grain, texture).

Une autre méthode de mesure de contraintes, cette fois destructive, est la technique **d'enlèvement de matière** (Kandil *et al.* (2001), Lu (1996)). Elle consiste à enlever des couches minces successives d'une plaque peu épaisse. Au fur et à mesure que des couches sont enlevées, le reste de la plaque a tendance à se courber, ce qui permet de mesurer les

déformations après chaque couche enlevée et d'en déduire les contraintes résiduelles. La courbure peut être mesurée en utilisant différents outils tels que le balayage par laser (profilomètre) ou des jauges de contrainte. Cette technique est souvent suggérée pour la mesure des contraintes macroscopiques. L'un des désavantages de cette méthode est qu'elle ne peut s'appliquer qu'à des plaques de largeur et épaisseur petites, cela pour éviter les courbures multiaxiales.

Les techniques qui vont être présentées dans les paragraphes suivants sont utilisées dans le cadre de ce projet.

#### **1.4.4.1 Jauge collée**

C'est l'une des techniques les plus simples à mettre en œuvre. Elle consiste à coller une jauge uniaxiale, biaxiale ou triaxiale sur la surface sujette à la mesure. Cette méthode ne permet pas de mesurer directement les contraintes résiduelles initiales, ni profondément sous la surface, cependant elle demeure la meilleure pour les mesures en temps réel des évolutions des contraintes, en chantier comme en laboratoire. Elle donne les variations de déformation entre deux états de chargements distincts. Sa précision dépend du positionnement de la jauge et de ses dimensions, car la mesure donne une valeur moyenne sur toute la surface de la jauge : plus la jauge est petite, plus la valeur mesurée est précise. Toutefois, son installation est délicate, ce qui peut entraîner des erreurs de positionnement.

#### **1.4.4.2 Méthode du trou**

C'est une technique semi-destructive, très utilisée à cause de sa facilité de mise en œuvre. Elle ne nécessite pas de gros équipements, elle est peu coûteuse, et peut être utilisée par du personnel moyennement qualifié. Cette technique consiste à percer un trou au centre d'une rosette de jauges collée à la surface d'un échantillon. Ce trou va provoquer une relaxation partielle des contraintes dans les zones adjacentes, ce qui déforme la jauge dans la direction radiale au centre du trou percé. Les variations de ces contraintes radiales sont mesurées par

les 3 jauges de déformation alignées radialement sur la surface du composant. Le trou doit être parfaitement circulaire et foré à un diamètre connu. Il est important que le processus de perçage n'induisse que peu de contraintes résiduelles additionnelles et puisse produire des trous à fond plat de haute qualité. Le diamètre et la profondeur de ces trous sont étroitement liés, et cette dernière ne dépasse pas 2 mm, pour assurer une bonne précision.

Dans le cas d'un trou débouchant, en assumant que le champ de contrainte est biaxial et est uniforme sous la surface, et que les directions principales des contraintes sont inconnues, l'état de contrainte peut être calculé pour une rosette à 3 jauges de déformations ( $0^\circ$ ,  $45^\circ$ ,  $90^\circ$ ) comme suit :

$$\sigma_{Max} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4\bar{A}} + \frac{\sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2}}{4\bar{B}} \quad (1.1)$$

$$\sigma_{Min} = \frac{\varepsilon_1 + \varepsilon_3}{4\bar{A}} - \frac{\sqrt{(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2}}{4\bar{B}} \quad (1.2)$$

$$\phi = \frac{1}{2} \arctan \left[ \frac{\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2}{\varepsilon_3 - \varepsilon_1} \right] \quad (1.3)$$

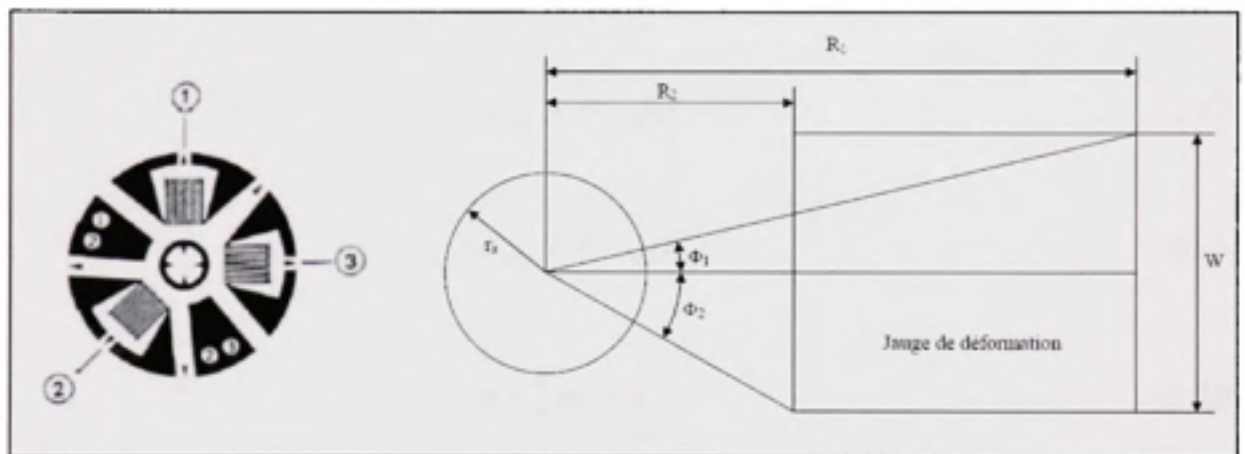
où  $\sigma_{Max}$ ,  $\sigma_{Min}$  sont les valeurs maximale et minimale des contraintes principales et  $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$  sont les déformations dans les directions correspondant à  $0^\circ$ ,  $45^\circ$  et  $90^\circ$  respectivement.  $\phi$  est l'angle de la direction principale par rapport à l'axe de la jauge 1. Les constantes  $\bar{A}$  et  $\bar{B}$  sont des constantes déterminées par les conditions de mesure (géométrie de la jauge, propriétés du matériau, diamètre du trou), comme proposé par Lu (1996), et s'écrivent comme suit :

$$\bar{A} = -\frac{(1+\nu)r_o^2}{E(R_2 - R_1)W}(\phi_1 - \phi_2) \quad (1.4)$$



$$\begin{aligned} \bar{B} = & -\frac{(1+\nu)r_a^2}{E(R_2 - R_1)W} \left[ \frac{2(1-\nu)}{1+\nu} (\phi_1 - \phi_2) + \sin 2\phi_1 + \sin 2\phi_2 \right] \\ & - \frac{1}{8} \left( \frac{r_a}{R_1} \right) (2 \sin 2\phi_1 + \sin 4\phi_1) + \frac{1}{8} \left( \frac{r_a}{R_2} \right) (2 \sin 2\phi_2 + \sin 4\phi_2) \end{aligned} \quad (1.5)$$

$R_1, R_2, W, \phi_1, \phi_2$  dépendent de la géométrie de la jauge et peuvent être déduits de la Figure 1.3.



**Figure 1.3** *Géométrie de la jauge et définition des paramètres  $R_1, R_2, W, \phi_1, \phi_2$ .*  
(Adaptée de Lu, 1996)

Afin de simplifier les calculs par cette méthode il est possible d'introduire les paramètres suivants :

$$p = (\varepsilon_3 + \varepsilon_1)/2 \quad (1.6)$$

$$q = (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)/2 \quad (1.7)$$

$$t = (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)/2 \quad (1.8)$$

Ou encore :

$$P = p/2\bar{A} \quad (1.9)$$

$$Q = q/2\bar{B} \quad (1.10)$$

$$T = t/2\bar{B} \quad (1.11)$$

Les équations (1.1), (1.2) et (1.3) deviennent :

$$\sigma_{Max} = P + \sqrt{Q^2 + T^2} \quad (1.12)$$

$$\sigma_{Min} = P - \sqrt{Q^2 + T^2} \quad (1.13)$$

$$\phi = \frac{1}{2} \arctan \left[ \frac{T}{Q} \right] \quad (1.14)$$

Il est important de noter que p, q et t sont des déformations appelées des déformations de transformation, alors que P, Q et T sont des contraintes appelées contraintes de transformation.

En pratique, beaucoup de champs de contraintes ne peuvent être considérés comme étant uniformes en profondeur. Tel est le cas des contraintes induites par soudage, grenailage ou martelage. Aussi, les relations (1.1) à (1.14) ne sont applicables qu'aux trous ouverts qui sont réalisés sur des plaques minces et ne couvrent pas donc le cas des plaques épaisses. Pour cette raison, il existe d'autres techniques d'analyse des résultats de mesure par la méthode du trou lorsque ce dernier n'est pas débouchant; deux d'entre elles sont citées ici, à savoir la méthode intégrale et la méthode des séries de puissance.

#### 1.4.4.2.1 La méthode intégrale

L'idée derrière la méthode intégrale (Lu (1996), Wern (1995), Petrucci et Zuccarello (1998), Aoh et Wei (2002, 2003)) est que les déformations mesurées par une rosette lors d'un perçage par incrément ne sont pas seulement fonction des contraintes résiduelles à l'intérieur du composant, mais qu'elles dépendent aussi de la géométrie du trou et en particulier de sa profondeur. Donc, ces déformations sont la résultante de la déformation due à la relaxation des contraintes à un incrément donné plus les déformations dues aux relaxations successives des contraintes aux incréments précédents. À partir de cette idée, Schajer (1988) proposa une équation mathématique qui décrit la technique :

$$p(h) = \frac{1+\nu}{E} \int_0^h \dot{A}(H, h) P(H) dH \quad 0 \leq H \leq h \quad (1.15)$$

où  $p(h)$  est la déformation de transformation due au perçage à une profondeur totale égale à  $h$  et  $P(H)$  est la contrainte de transformation pour un trou percé à une profondeur  $H$  inférieure à  $h$ . En pratique, cette intégrale est remplacée par une sommation comme suit :

$$p_i = \frac{1+\nu}{E} \sum_{j=1}^i \bar{a}_j P_j \quad (1.16)$$

$p_i$  est la déformation de transformation due à  $i$  incréments alors que  $P_j$  est la contrainte de transformation due à  $j$  incréments. Les coefficients  $\bar{a}_j$  sont des coefficients de calibration qui dépendent de la géométrie du trou (ils sont semblables au coefficient mentionné dans l'équation (1.4)) et sont obtenus par un calcul par la méthode des éléments finis. La même procédure est suivie pour déterminer les déformations  $t_i$  et  $q_i$ . On obtient ainsi :

$$q_i = \frac{1+\nu}{E} \sum_{j=1}^{j=i} \bar{a}_j Q_j \quad (1.17)$$

$$t_i = \frac{1+\nu}{E} \sum_{j=1}^{j=i} \bar{a}_j T_j \quad (1.18)$$

#### 1.4.4.2 La méthode des séries de puissance

Il existe une seconde technique pour analyser les mesures des champs de contraintes non uniformes. Il s'agit de la technique des séries de puissance (Power Series Method) proposée par Schajer (1988). Elle est particulièrement utile pour les champs de contraintes qui varient doucement ou de façon linéaire. Le champ de contraintes résiduelles mesuré est divisé en termes d'une série de puissance  ${}^0\sigma(h) = 1$ ,  ${}^1\sigma(h) = h$ ,  ${}^2\sigma(h) = h^2 \dots {}^n\sigma(h) = h^n$  ayant comme coefficients respectifs  ${}^0P$ ,  ${}^1P$ ,  ${}^2P \dots {}^nP$ , où  $h$  représente la distance par rapport à la surface de l'échantillon. Les coefficients  ${}^0P$ ,  ${}^1P$ ,  ${}^2P \dots {}^nP$  sont déterminés en fonction de la géométrie du trou et du champ de contraintes mesuré. En pratique, et pour alléger les calculs, seuls les deux premiers termes de la série de puissance sont utilisés (1 et h). Dans ce cas-là, les contraintes de transformation sont calculées comme :

$$P(h) = {}^0P.1 + {}^1P.h \quad (1.19)$$

$$Q(h) = {}^0Q.1 + {}^1Q.h \quad (1.20)$$

$$T(h) = {}^0T.1 + {}^1T.h \quad (1.21)$$

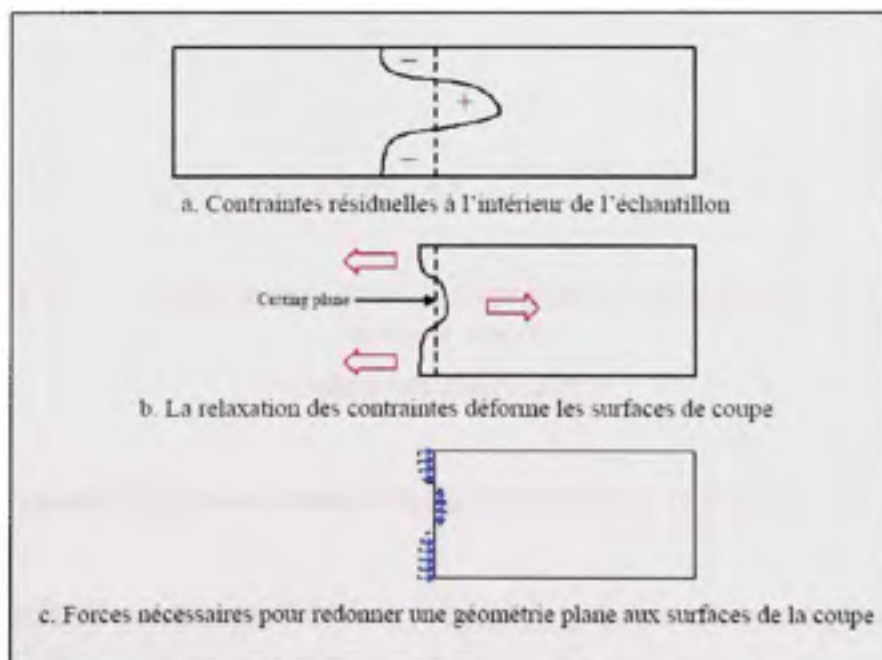
#### 1.4.4.3 Méthode du contour

C'est l'une des techniques les plus récentes. Elle a été développée depuis l'année 2000 par Prime (Prime et Gonzales (2000), Prime (2001), Prime *et al.* (2004)). Elle présente beaucoup d'avantages, tels que la rapidité, la précision, et la possibilité d'avoir des cartes en 2D (ou 3D) de la distribution des contraintes résiduelles. L'inconvénient majeur de cette

technique est qu'elle est destructive. Cette technique repose sur le principe de superposition de Bueckner :

« If a cracked body subject to external loading or prescribed displacements at the boundary has forces applied to the crack surfaces to close the crack together, these forces must be equivalent to the stress distribution in an uncracked body of the same geometry subject to the same external loading » (Grant (2003)).

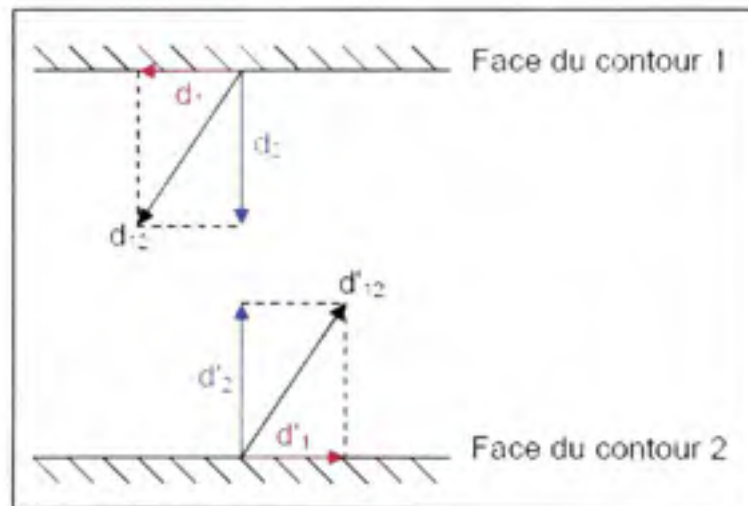
Avec la méthode du contour, l'échantillon est coupé en deux parties. En supposant que le contour est le résultat d'une relaxation élastique des contraintes, il est possible de calculer les contraintes résiduelles originales sur le plan de coupe grâce à un modèle d'éléments finis (Prime et Martineau (2002), Nasri (2007) et Hacini *et al.* (2007)). Le principe de cette technique est illustré sur le schéma suivant :



**Figure 1.4** *Illustration du principe de superposition de Bueckner.*  
(Adaptée de Grant, 2003)

Lors de la mesure des déplacements du contour de la plaque coupée, il n'est pas possible de savoir quel déplacement va induire de la tension et lequel va induire une compression. Autrement dit, il n'est pas possible de distinguer les zones de tension des zones de compression juste par la seule mesure du profil et c'est pour cela que le calcul par le modèle éléments finis est utilisé.

Pour mesurer les contraintes normales à la surface de la coupe (selon  $d_2$  et  $d'_2$ ), il est nécessaire d'éliminer les déplacements de la surface dans la direction de la coupe (selon  $d_1$  et  $d'_1$ ) qui sont dus aux efforts de cisaillement. Pour ce faire, la moyenne des déplacements  $d_{12}$  et  $d'_{12}$  mesurés sur les deux surfaces est calculée (Figure 1.5).



**Figure 1.5** *Déplacements dus à la relaxation des contraintes résiduelles après la coupe.*

*(Adapté de Nasri, 2007)*

#### 1.4.4.3.1 Éléments importants concernant la technique des contours

Comme il a déjà été mentionné, dans la technique des contours, l'échantillon est coupé en deux. Le procédé d'usinage le mieux adapté à cet effet est celui de l'usinage par électroérosion EDM (Electric Discharge Machining). Il consiste à couper la pièce –sans contact– avec un fil mince (entre 0.1 et 0.25mm de diamètre) qui joue le rôle d'une électrode. Des étincelles provoquées par une tension très élevée entre ce fil et la pièce créent

des micro-cavités sur la surface de coupe et la pièce est ainsi séparée en deux morceaux. Une coupe idéale :

- Doit être droite pour assurer la mesure des déplacements normaux ;
- Ne doit pas endommager ou enlever davantage de matière aux surfaces déjà coupées ;
- Ne doit pas causer de déformations plastiques proches de la zone coupée, en particulier aux extrémités.

La mesure du contour s'effectue par une machine à mesurer tridimensionnelle ou un profilomètre. La première solution peut être utilisée pour mesurer de grandes surfaces coupées. Toutefois, elle utilise un doigt qui palpe la surface coupée, ce qui peut endommager cette dernière. La deuxième possibilité est le profilomètre qui utilise un crayon optique, ce qui assure une mesure sans contact.

Le calcul des contraintes résiduelles se fait par éléments finis. Seule une moitié de la plaque est modélisée. Ces déplacements sont imposés aux nœuds de la surface de coupe. Classiquement, ces déplacements sont le résultat d'une approximation du profil mesuré par une surface conventionnelle (polynôme ou spline). Ce point sera développé dans le chapitre 3 (article 2). Le contour imposé au modèle d'éléments finis est l'opposé de celui mesuré, étant donné les considérations liées au principe de superposition de Bueckner.

## **1.5 Techniques de relaxation des contraintes résiduelles**

Il existe plusieurs techniques de relaxation. Certaines sont bien établies en industrie, alors que d'autres restent plus limitées à quelques applications ou au stade de développement. Voici un aperçu des techniques les plus utilisées actuellement pour relaxer des contraintes.

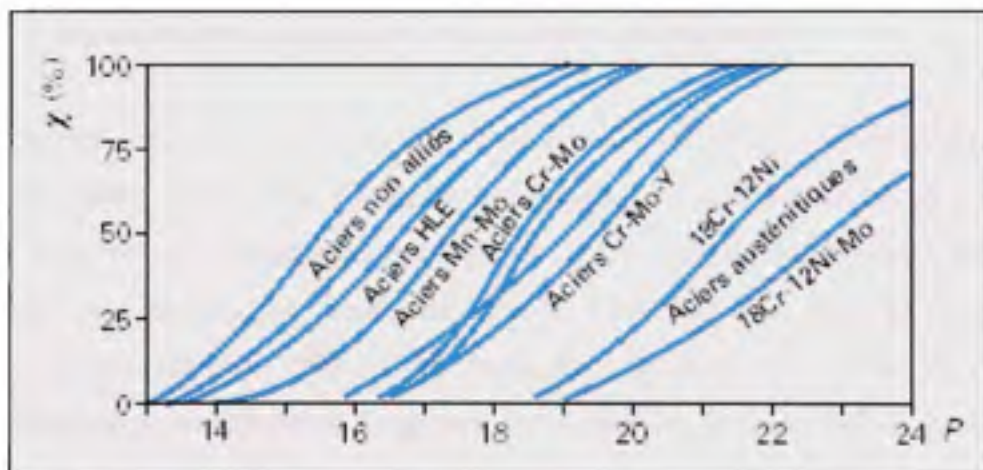
### **1.5.1 Relaxation des contraintes résiduelles par traitement thermique**

La relaxation des contraintes résiduelles par traitement thermique (Smith et Garwood (1992)) est une technique bien établie et largement utilisée dans les milieux industriels. Son principe repose sur deux mécanismes fondamentaux qui s'activent lorsque la température

augmente (Michel (1999)) : l'abaissement de la limite d'élasticité et le fluage du matériau. L'aptitude de relaxation par traitement thermique varie d'une composition chimique à l'autre. Pour les aciers, il est possible de les regrouper en famille (Figure 1.6). Il est possible de quantifier la relaxation thermique d'un acier notée  $\chi$  (exprimée en pourcentage de contraintes relaxées) grâce au paramètre d'Hollomon :

$$P = 10^{-3} T(20 + \log t) \quad (1.22)$$

où :  $P$  représente le paramètre d'Hollomon,  $T$  la température à laquelle est maintenue le composant traité exprimée en °K et  $t$  le temps de maintien à la température  $T$  (exprimé en heures).



**Figure 1.6** *Évaluation du taux de relaxation.*

*(Adaptée de Michel, 1999)*

Malgré son efficacité, cette méthode a des inconvénients et quelques effets secondaires, tels que la détérioration des microstructures et la dilatation des pièces qui peut induire une dégradation des propriétés. Aussi, ce procédé est très coûteux en temps et en énergie pour traiter les structures de grandes dimensions.



### 1.5.2 Relaxation des contraintes résiduelles par fatigue

La relaxation par fatigue (Flavenot et Skalli (1988), Han *et al.* (2002), Zhuang et Halford (2001)) se produit lorsque les contraintes appliquées à un composant s'additionnent aux contraintes résiduelles qui y sont déjà et dépassent localement la limite d'écoulement du matériau. Les mécanismes de relaxation des contraintes résiduelles dépendent de l'amplitude de chargement ainsi que du nombre de cycles de chargement : lorsque l'amplitude de chargement est grande (proche de l'écoulement), le nombre de cycles nécessaires à la relaxation est peu élevé. À l'inverse, lorsque l'amplitude est trop petite par rapport à la contrainte d'écoulement, même un grand nombre de cycles appliqués ne peut relaxer efficacement les contraintes résiduelles.

### 1.5.3 Relaxation des contraintes résiduelles par vibration

La technique de relaxation par vibration (Bouhelier *et al.* (1988), Volokhovskaya *et al.* (2002)) est souvent utilisée dans l'industrie. Elle repose sur des connaissances empiriques, et manque énormément d'explications théoriques. Elle repose sur la capacité d'un matériau à transformer en chaleur (par frottement interne) l'énergie mécanique qu'il reçoit sous forme de vibration (Michel, 1999). Cette technique consiste à faire vibrer un composant avec une fréquence proche de sa fréquence de résonance (Skinner (1987) et Aoki *et al.* (2004)), pendant une durée limitée, afin de libérer une partie de l'énergie emmagasinée et de réorganiser le profil des contraintes à l'intérieur du composant.

### 1.5.4 Relaxation des contraintes résiduelles par martelage

Cette technique consiste à déformer la surface d'un composant grâce à un marteau, ce qui permet d'induire des déformations plastiques et de changer les contraintes présentes initialement proches de la surface (Knight (1978), Maddox (1998), Anami *et al.* (2000), Hacini *et al.* (2007)). Comme il a été mentionné précédemment, la plasticité est responsable de l'apparition des contraintes résiduelles, mais le martelage utilise la plasticité pour modifier le profil des contraintes résiduelles internes, et peut éventuellement relâcher les

contraintes de tension en surface. Chaque impact crée une déformation locale permanente en surface, ce qui crée une zone plastique. Une zone toujours élastique proche de cette zone plastique l'empêche de se déformer librement; ceci crée un champ de contraintes compressives proche de la surface. Une explication plus détaillée de la relaxation des contraintes résiduelles par martelage est proposée dans l'article 1 (chapitre 2). Elle lie les contraintes résiduelles à la contrainte de martelage grâce au critère de Von Mises.

La technique de base est très simple. Elle est le plus souvent exécutée manuellement, mais sa robotisation a ouvert de nouvelles perspectives pour son développement et son utilisation en industrie. Le rendement de cette technique dépend de plusieurs éléments : l'énergie de martelage, la géométrie de l'outil de martelage (particulièrement son diamètre), la fréquence de frappe ainsi que le taux de recouvrement. À tous ces facteurs, il faut ajouter le nombre de couches de martelage optimal à appliquer à une surface. L'optimum est atteint lorsqu'un maximum de contraintes est relaxé en un temps de traitement minimum.



**Figure 1.7** Une passe de martelage (la largeur est approximativement 2 fois le diamètre de l'empreinte laissée par un impact unitaire).

À ce stade, il est important de distinguer les termes utilisés dans le martelage :

Une passe de martelage (Figure 1.7) représente le déplacement du marteau sur une ligne droite (en première approximation) ; le résultat est une zone martelée ayant une largeur d'une fois et demie à deux fois le diamètre de l'empreinte.

La couche de martelage (Figure 1.8) est l'ensemble des passes de martelage réalisées pour couvrir une grande surface; dans ce cas-ci, les passes se recouvrent entre elles, d'où la notion d'interpasse qui représente la distance entre deux passes.



**Figure 1.8** Une couche de martelage composée de 6 passes de martelage.

Initialement, les principaux travaux concernant le martelage avaient pour objectifs l'amélioration de la durée de vie des composants, mais peu de travaux ont étudié son effet direct sur les contraintes résiduelles. Knight (1978) a étudié la relation existant entre le martelage et la limite de fatigue, ainsi que l'effet du nombre de passes de martelage sur cette dernière. Il s'est rendu compte de l'existence d'un nombre de passes optimum qui offre la meilleure résistance à la fatigue pour un temps minimum de traitement. Il a même essayé de proposer un modèle empirique liant le nombre de passes de martelage à la profondeur de

l'empreinte de martelage. Malheureusement, il n'a pas démontré la répétitivité de ses résultats car le martelage était appliqué manuellement, d'où la difficulté d'obtenir des résultats consistants. Par la suite, Kopsov (1991) a étudié l'effet du martelage sur l'amorçage de fissure et la vie en fatigue sur un acier à haute résistance. Ses principales conclusions sont la diminution du nombre de cycles nécessaires pour amorcer des fissures, mais une amélioration de la vie en fatigue sur les composants mécaniques ayant déjà des discontinuités présentes à l'issue de leur fabrication. Ce résultat suggère que le martelage est un traitement performant. Il a proposé aussi un modèle de prédiction de vitesse de propagation de fissure pour les échantillons martelés. De la même manière, Maddox (1998) a pu améliorer la limite de fatigue des joints soudés grâce au martelage de leurs raccords au métal de base ; cela a été appliqué à un viaduc qui devait supporter un achalandage de trains plus important que celui pour lequel il avait été conçu. Le martelage de ces raccords a permis d'augmenter leur résistance en fatigue de près de 100%. Dans son article, il mentionne aussi que le martelage est meilleur pour les structures qui travaillent à des charges alternatives ayant un rapport d'amplitude  $R$  négatif. Dans tous ses travaux, le martelage a été réalisé manuellement, ce qui rend les résultats du traitement peu fiables et non répétables.

L'Institut de recherche d'Hydro-Québec a résolu le problème de répétitivité du procédé en le robotisant grâce à l'utilisation du robot SCOMPI. Cette étape a permis d'éliminer les obstacles qui empêchaient une utilisation large de cette méthode en industrie. Auparavant, le bruit produit ainsi que le temps de traitement par martelage ne permettait pas aux techniciens d'utiliser cette technique de manière sécuritaire. Aussi, la difficulté d'accès à des installations en chantier comme des turbines hydrauliques ou des portes de barrage a été nettement diminuée grâce à SCOMPI. Au point de vue de la qualité du traitement, le martelage robotisé offre des couches de martelage uniformes, un meilleur contrôle sur les paramètres du traitement, et sa répétitivité permet aussi une meilleure optimisation du procédé.

Les travaux les plus significatifs dédiés au martelage automatisé ont été réalisés à l'IREQ. Fihey *et al.* (2005) ont étudié l'effet du martelage sur les passes intermédiaires de soudage. Dans les faits, le martelage était réalisé après chaque passe de soudage, ce qui a permis de réduire les distorsions et les contraintes résiduelles induites par soudage.

Simoneau (2004) a étudié l'effet du martelage sur les distorsions de plaques de plusieurs aciers utilisés pour la fabrication des turbines hydrauliques. Il a observé aussi un effet bénéfique du martelage sur la microstructure des zones martelées (raffinement et homogénéisation) et aucun effet néfaste dans le cas d'un martelage excessif. Il a observé aussi l'effet du martelage sur la microdureté de l'acier 304L, qui peut doubler de valeur entre la zone martelée et les zones éloignée du martelage.

Lanteigne (2004) est le premier à avoir simulé le procédé de martelage robotisé. Il a proposé un modèle 2D qui simplifie le problème, tout en considérant que les passes de martelage étaient déposées une à la fois. Le critère de contrôle qu'il a utilisé est l'énergie totale nécessaire pour réaliser une passe de martelage. Il a estimé cette énergie en la considérant égale au nombre d'impacts par passe multiplié par l'énergie nécessaire à réaliser un impact unitaire. Cette approche ne représente pas la réalité, mais est la seule possible actuellement dans un modèle 2D.

### **1.5.5 Autres techniques de relaxation des contraintes résiduelles**

Le grenailage est une technique bien établie en industrie (Kirk, 2004,2006). Elle consiste à réaliser des impacts répétés sur la surface d'un composant grâce à des projectiles sphériques durs lancés par un dispositif utilisant de l'air comprimé. La qualité du traitement dépend du taux de recouvrement (nombre d'impacts que subit chaque zone de la surface martelée), de la vitesse d'impact, de l'angle d'attaque (angle entre la trajectoire des projectiles et la surface traitée), ainsi que de la nature de la sphère utilisée (forme, composition). La profondeur affectée par cette technique est de l'ordre du millimètre (Lida et Takanashi, 1998). Sur le plan de la simulation numérique du grenailage, plusieurs travaux ont déjà été réalisés (Schiffner *et al.* (1999), Majzoobi *et al.* (2005) et Frija *et al.* (2006)). Ces travaux

sont présentés dans l'article 3 (chapitre 5) et servent d'inspiration pour la conception du modèle de martelage développé dans le présent travail. Ces modèles représentent une sphère souvent considérée rigide qui donne des impacts répétés sur une surface élastoplastique. Le défi majeur est de bien choisir la loi qui permettra de décrire le comportement du matériau ainsi qu'une bonne approximation des effets dynamiques (vitesse de déformation, vibrations et autres).

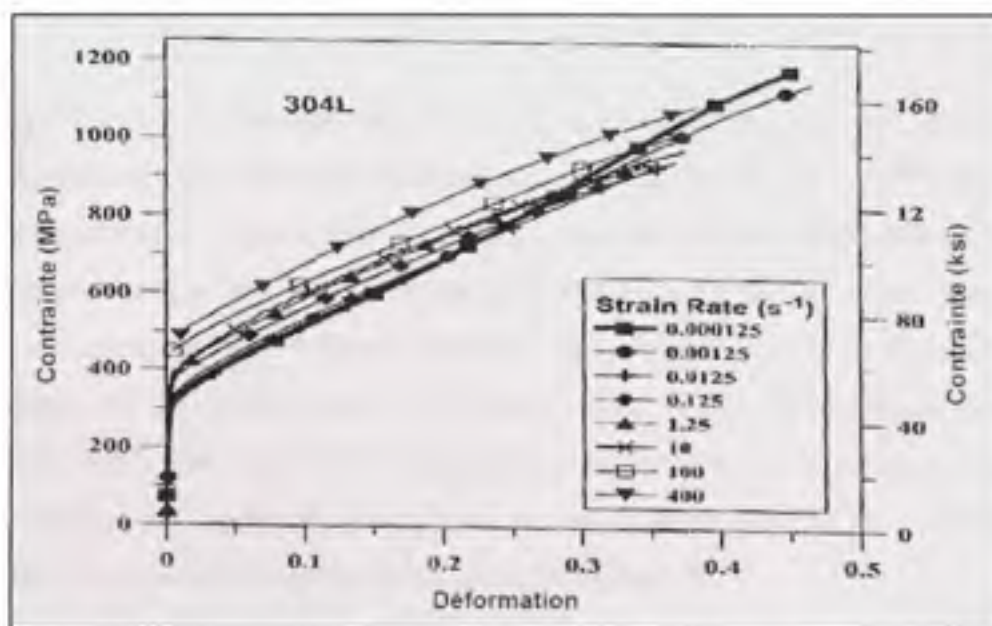
Il existe d'autres techniques qui ressemblent au martelage et au grenailage, et qui sont utilisées pour relaxer ou redistribuer les contraintes résiduelles. Les plus connues sont le martelage par chocs laser (Laser shock peening, Laser peening) (Lida et Takanashi (1998), Peyre *et al.* (2000), Akita *et al.* (2005)) qui utilise la puissance des rayons laser pour pulvériser la surface du matériau et ainsi créer une onde de choc qui permet de plastifier certaines zones proches de la surface du composant. Dans certains cas, un oxyde opaque reste sur la surface traitée. Le coût de cette technique est très élevé, mais la pénétration du traitement est supérieure à celle du grenailage. Le grenailage au jet d'eau (Water Jet peening) (Enomoto *et al.* (1996), Ju *et al.* (2002), Rajesh *et al.* (2006)) est une autre technique de relaxation qui prend de plus en plus d'ampleur, car elle repose sur le même principe que le traitement par laser, mais n'est pas aussi dispendieuse et ne forme pas d'oxyde sur les surfaces traitées.

## 1.6 Acier utilisé durant l'étude

L'acier inoxydable austénitique 304L a été utilisé durant toute l'étude car il est utilisé pour la fabrication de roues de turbines hydrauliques notamment aux États Unis. De plus, lors de la réparation de ces turbines par soudage, des contraintes résiduelles de tension sont générées dans cet acier et le martelage peut être utilisé pour les relaxer. Une brève présentation de cet acier (Lee *et al.* (2000, 2004)) permet de montrer les caractéristiques de cet alliage.

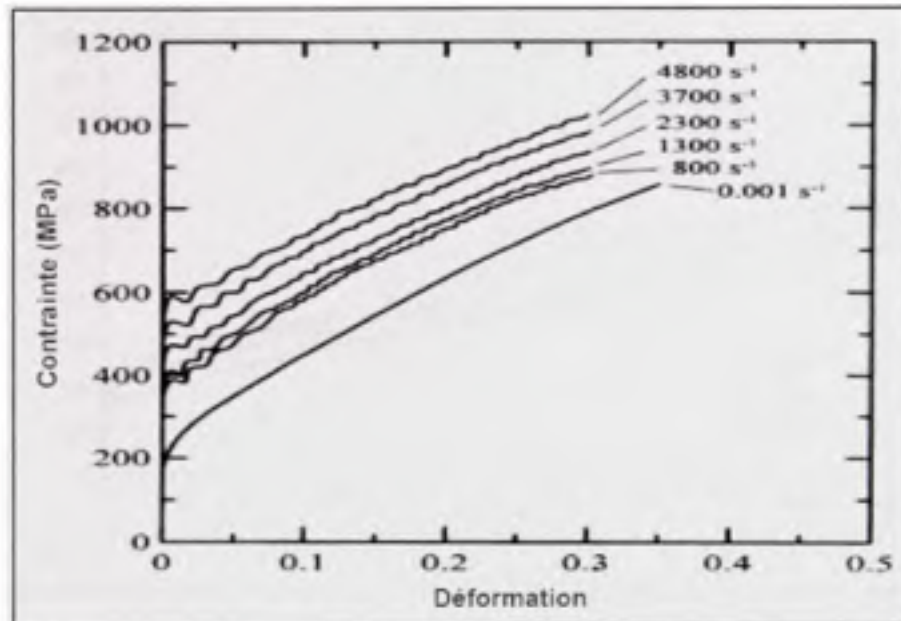
Grâce à ses propriétés anticorrosives, sa haute résistance, sa formabilité et sa soudabilité, l'acier inoxydable austénitique 304L est largement utilisé en industrie pour un éventail d'applications dans les domaines nucléaires, chimiques et énergétiques. Ses excellentes caractéristiques lors du soudage font de lui le matériau de choix pour le soudage manuel à l'arc métallique, à l'arc TIG, à l'arc submergé et au plasma.

Paradoxalement, peu d'informations ont été trouvées sur le comportement mécanique de l'acier 304L lorsqu'il est sollicité en dynamique à des vitesses de 10 à 100s<sup>-1</sup>(ce qui correspond à la fréquence de martelage automatisé). Lichtenfeld *et al.* (2006) ont étudié l'effet de la vitesse de déformation sur le comportement du 304L : dans leur travaux les courbes de comportement à des taux de déformation allant de 0.000125s<sup>-1</sup> à 400s<sup>-1</sup> sont disponibles (Figure 1.9). Lee *et al.* (2004) ont également étudié les propriétés de cet acier en dynamique : la plage des taux de déformation variait de statique à 4800s<sup>-1</sup>, et les courbes qu'ils ont obtenues sont présentées dans la Figure 1.10.



**Figure 1.9** Courbes contrainte-déformation pour l'acier 304L en fonction du taux de déformation : de 0,000125 à 400s<sup>-1</sup>.

(Lichtenfeld *et al.*, 2006)



**Figure 1.10** Courbes contrainte-déformation pour l'acier 304L en fonction du taux de déformation : de  $0,001$  à  $4800s^{-1}$ .

(Lee et al., 2000)

Les Figures 1.9 et 1.10 laissent voir que l'augmentation du taux de déformation fait accroître la limite d'écoulement du matériau, mais l'allure globale des courbes est la même : le taux de déformation n'affecte pas le comportement au-delà de l'écoulement (les courbes se décalent les unes par rapport aux autres selon l'axe des contraintes avec l'augmentation du taux de déformation). Malheureusement les Figures 1.9 et 1.10 donnent peu d'information sur le comportement de l'acier 304L à des déformations très petites (inférieures à 0.02). Les seules courbes complètes qui décrivent ce matériau en dynamique ont été présentées par Yuritzinn *et al.* (2000), et sont données pour les taux de déformation de 5 et  $146s^{-1}$ . Ces courbes sont présentées dans la Figure 1.11.



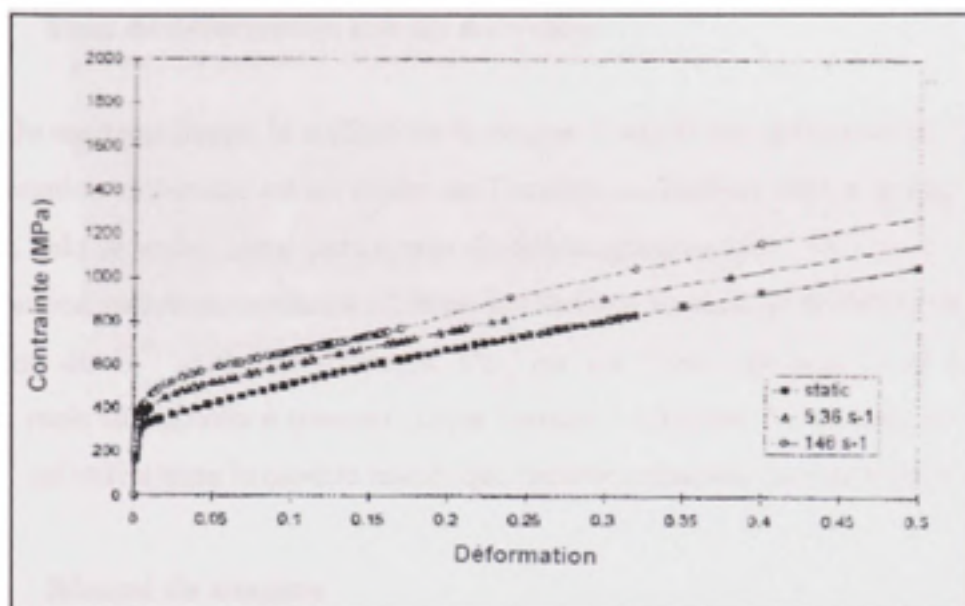


Figure 1.11 *Courbe contrainte-déformation pour l'acier 304L en fonction du taux de déformation : 5 et 146s<sup>-1</sup>.*

(Yuritzinn et al., 2000)

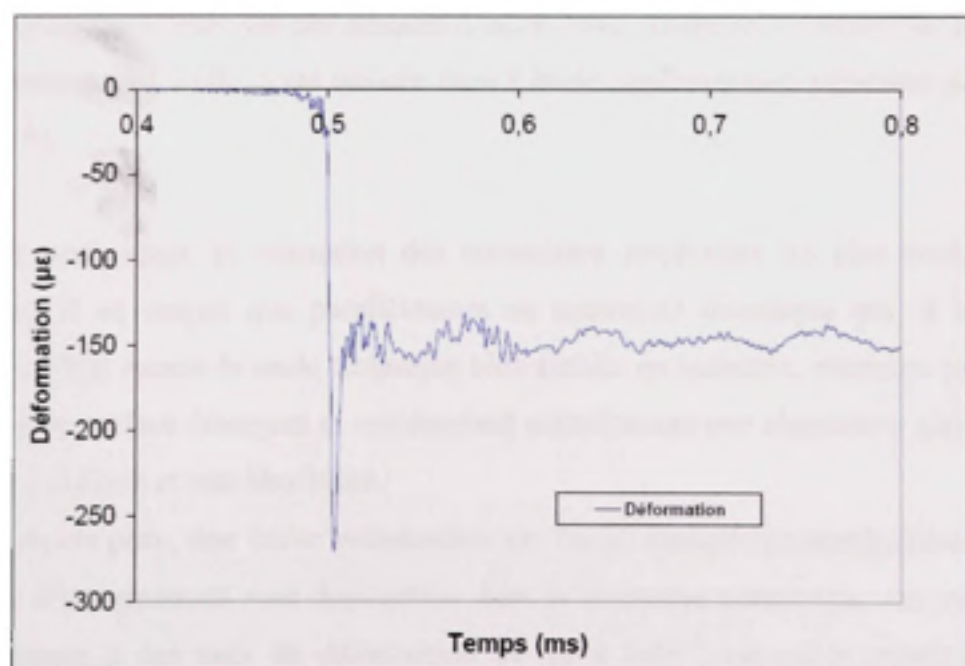


Figure 1.12 *Déformation due à un coup de marteau enregistrée à 12.5mm du centre de l'impact.*

## 1.7 Taux de déformation lors du martelage

Lorsque le marteau frappe la surface de la plaque il induit des déformations permanentes. La déformation maximale est au centre de l'impact, et diminue puis s'annule loin du lieu d'impact, cela se traduit aussi par un taux de déformation variable. La Figure 1.12 présente la déformation radiale en surface à 12.5mm de l'impact. Le taux de déformation estimé à cet endroit est de  $1s^{-1}$  approximativement. Ce taux est beaucoup plus élevé au centre de l'impact, mais est difficile à mesurer. Dans l'article 3 (chapitre 5), un taux de déformation de  $146s^{-1}$  est utilisé dans le modèle numérique (courbe présentée dans la Figure 1.11).

## 1.8 Résumé du chapitre

Dans ce chapitre, les principales techniques de mesure des contraintes résiduelles ont été présentées. La méthode du trou ainsi que la technique des contours ont été détaillées. La première a été utilisée dans la partie consacrée à l'étude expérimentale des effets des impacts unitaires répétés sur des plaques d'acier 304L (chapitre 2 : article 1). La technique des contours, quant à elle, a été utilisée dans l'étude expérimentale présentée par l'article 2 (chapitre 3).

Aussi, les techniques de relaxation des contraintes résiduelles les plus connues ont été présentées. Il en ressort que parallèlement au traitement thermique qui, il n'y a pas si longtemps, était encore la seule technique bien établie en industrie, plusieurs techniques de traitement de surface émergent et représentent actuellement une alternative sérieuse grâce à leur coût peu élevé et leur flexibilité.

À la fin du chapitre, une brève présentation de l'acier inoxydable austénitique 304L a été faite. Peu d'informations sont disponibles dans la littérature concernant son comportement en dynamique à des taux de déformation de  $10$  à  $100s^{-1}$ , ce qui a constitué l'une des difficultés majeures lors du développement du modèle numérique présenté dans l'article 3 (chapitre 5).

## CHAPITRE 2

### EFFET DE L'ÉNERGIE D'IMPACT SUR LES CONTRAINTES RÉSIDUELLES INDUITES PAR MARTELAGE DE PLAQUES D'ACIER 304L

Cet article a été publié dans «Journal of Materials Processing Technology». Quelques modifications nécessaires ont été apportées à la mise en page pour l'adapter au rapport actuel. La version originale est présentée en annexe 1.

#### 2.1 Résumé

Les contraintes résiduelles de tension dues au soudage peuvent être proches de la contrainte d'écoulement du matériau et peuvent réduire la durée de vie des composants en favorisant la fissuration prématurée des pièces en service. Dans ce contexte, le martelage est un procédé qui est utilisé pour améliorer la durée de vie en fatigue des composants soudés en permettant d'induire des contraintes de compression à une profondeur supérieure à celles obtenues par les autres techniques de relaxation actuellement utilisées. Pour mieux comprendre la relaxation des contraintes résiduelles par martelage, l'effet de chaque coup de marteau sur le champ de contraintes développé sous la surface traitée a été étudié. Une tour à impact a été utilisée pour générer des impacts à une position donnée. Des plaques d'aciers 304L ont reçu dix impacts pour des niveaux d'énergie différents. Des jauges de déformation ont été utilisées pour enregistrer les déformations en surface proches de la zone d'impact, alors que les contraintes résiduelles en profondeur ont été mesurées à 8mm du centre d'impact du marteau par la méthode du trou. Le profil des microduretés a été mesuré pour évaluer la zone écrouie par martelage. Dans les plaques libres, le martelage a induit des contraintes de compression. Dans les plaques initialement contraintes, le martelage a permis dans certains cas de relaxer ces contraintes initiales, et dans d'autres cas de les convertir en contraintes de compression. En conclusion, l'augmentation de l'énergie d'impact a amélioré l'efficacité du martelage. Les 3 à 4 premiers coups de marteau sont les plus efficaces, et induisent une compression à une profondeur de 1mm. Les observations au microscope n'ont permis de voir aucune fissure sur les surfaces traitées.

## 2.2 Article

### EFFECT OF IMPACT ENERGY ON RESIDUAL STRESSES INDUCED BY HAMMER PEENING OF 304L PLATES

Lyès Hacini, Ngan Van Lê, Philippe Bocher

École de Technologie Supérieure, 1100, rue Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, H3C1K3

[lyes.hacini@etsmtl.ca](mailto:lyes.hacini@etsmtl.ca); [van-ngan.le@etsmtl.ca](mailto:van-ngan.le@etsmtl.ca); [philippe.bocher@etsmtl.ca](mailto:philippe.bocher@etsmtl.ca)

#### 2.2.1 Abstract

Residual stresses induced by welding may reach the yield strength of the material and decrease the life of the components by premature cracking. The hammer peening process has been used to improve the fatigue resistance in welded components, especially at the weld toe. It is expected that the powerful hammer peening process produces a deeper compressive layer than other currently used processes and thus a better improvement in fatigue life for heavy welds. To better understand residual stress relaxation by hammer peening, this study evaluates the effect of each hammer blow on the residual stresses field under the treated surfaces. An impact machine was used for hammering and generating unitary impacts at the same location. 304L steel plates were tested under 10-impacts with various energy levels. Both initial stress free plates and plates with residual stresses were tested. Strain gages were used for recording strains at the surface in the near field of the impact, whereas in-depth residual stresses at 8mm from the impact center were measured using the hole drilling technique. The micro-hardness profiles were also measured to evaluate the hardening affected zone of the hammer peening. It was found that in initial stress free plates, hammer peening introduces compressive residual stresses. In plates with initial tensile residual stresses, hammer peening either released them or turned them into compression. It was found that increasing energy improves the hammer peening efficiency and that the first three or four hammer blows were the most effective. It was also found that the extent of the hammer-

peening induced compression was around 1 mm. Microscopic observations of samples from the tested plates did not reveal cracks on the treated surfaces.

### 2.2.2 Keywords

Residual stress relaxation; hammer peening; torch-heating; unitary impact; impact energy; residual stresses measurement.

### 2.2.3 Introduction

Tensile residual stresses are problematic in many structural engineering applications where they cause destruction by stress corrosion cracking and fatigue life reduction. Manufacturing processes, such as welding, may develop high tensile residual stresses which often lead components to premature cracking and to shorter lifespan as reported by Thibault *et al.* (2005).

Shot peening and more recently ultrasonic and laser peening presented in (Zhuang and Halford, 2001) have gained acceptance especially in the aerospace industry to improve part performances. On the other hand, the hammer peening process has not been widely used and only some applications were found to improve the fatigue resistance in welded components (especially at the weld toe of big components). This process is quite noisy and is a tedious operation that has, perhaps for this reason, not attained widespread use. However, it is expected that the powerful hammer peening process may produce deeper compressive layer than the other processes, and thus a better improvement in fatigue life in heavy welds.

Literature reports that most researches on hammer peening are focused on the relationship between hammer peening and fatigue life improvement as presented by Hassan (1994) who studied the fatigue strength of tapered partial-length cover plates treated by hammer peening and Valentin (1994) who evaluated the hammer peening effects on the fatigue life of welded T-plate joints. Kirkhope *et al.* (1999) provided guidance on the application of hammer peening technique for improving the fatigue life of welded ship components. Infante (2002)

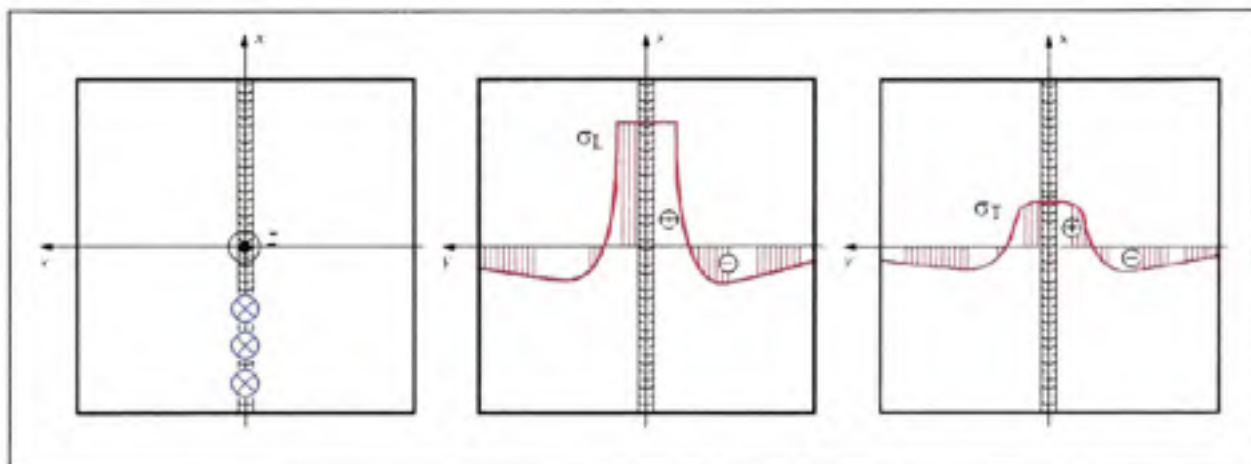
and Branco *et al.* (2004) studied the hammer peening effects on refraining cracking propagation. Furthermore, Knight (1978) studied the relationship between the number of hammer peening layers and the endurance limit. Maddox (1998) showed that resistance of welded joints could be twice as much with hammer peening. All these references used manual hammer peening processes which present the weakness of not giving a good repeatability of results. In the last few years, Hydro-Quebec Research Institute (IREQ) has used successfully the SCOMPI® robot - a portable six-axes robot - for hammer peening hydraulic turbines during in-situ weld repairs. This robotized hammer peening technique has given fast and reliable results as shown by different works. Fihey *et al.* (2005) and Thibault *et al.* (2000, 2005) demonstrated the effectiveness of robotized hammer peening to relax tensile residual stresses due to welding. Simoneau (2004) showed also the efficiency of hammer peening to reduce distortions of welded samples. More recently, Hacini (2007) and Hacini *et al.* (2007) proposed the optimal number of hammer peening layer to be applied to reach a maximum of intensity of compressive residual stresses induced in initial free or stressed samples. It is in this context that the present work experimentally investigates the evolution of residual stresses in 304L samples for a sequence of unitary impacts, all blow at a same location, and for different impact energy levels.

#### **2.2.4 Principle of stress relaxation by hammer peening**

Before addressing the experimental aspect of the present work; a review of the basic principles of stress relaxation by plastic deformation should be done.

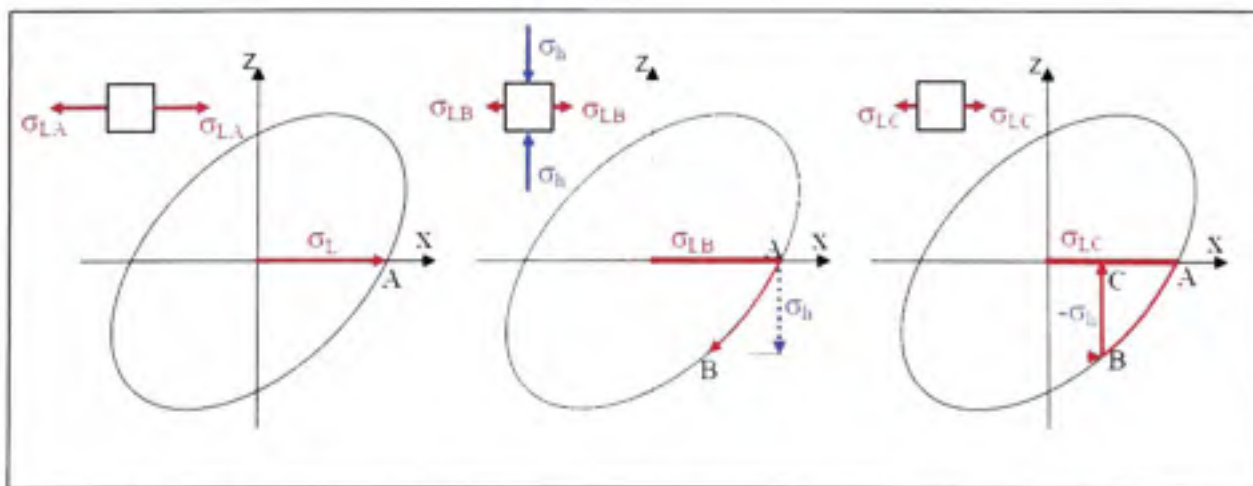
Typical longitudinal and transverse residual stresses in a welded austenitic stainless steel plate are shown in Figure 2.1. At the weld centerline, the longitudinal residual stress  $\sigma_L$  is close to the tensile yield stress, while the transverse residual stress  $\sigma_T$  is less significant and the out-of-plane stress  $\sigma_Z$  is zero at the surface. Neglecting the transverse component to simplify the demonstration, the stress state in the vicinity of the weld surface can be approximated by a biaxial stress state, as shown in Figure 2.2, and this before, during or after a hammer impact. Prior to the impact, the stress state is at or very close to the yield value - as

shown by point A on the Von-Mises yield ellipse Figure 2.2.a. During the impact, a high compressive stress  $\sigma_h$  is applied, which moves the stress to point B (Figure 2.2.a). After the hammer impact, the applied stress  $\sigma_h$  is removed, causing the stress to go back in the elastic domain from B to a new point C and a new residual longitudinal stress  $\sigma_{LC}$  is found (Figure 2.2.c).



**Figure 2.1** Typical residual stresses in a welded austenitic stainless steel plate (at the surface):

- Welding, transverse and hammer peening directions ( $x$ ,  $y$  and  $z$  respectively)
- Longitudinal residual stresses after welding
- Transverse residual stresses (in depth) after welding.



**Figure 2.2** Illustration of residual stresses relaxation induced by plastic deformation during hammer peening: a) before, b) during, c) after.

In reality, the stress history during hammer peening is more complex due to some triaxiality issues and several neglected effects, such as friction, strain hardening and repetitive impacts.

### 2.2.5 Experimental approach

An impact test machine DYNATUP GRC 8250 (General Research Corp, 1992) (Figure 2.3 and Figure 2.4) was used to control the number and the energy of impacts which is impossible to do with SCOMPI robot. Energy and velocity of each impact were calculated according to the following governing equations:

$$\text{Energy: } E = M.g.H \quad (2.1)$$

$$\text{Velocity: } V = (2.g.H)^{1/2} \quad (2.2)$$

where  $M$  is the mass of the falling hammer,  $g$  the gravitational acceleration ( $9.81\text{m/s}^2$ ), and  $H$  the falling height. Lubrication was well applied to reduce energy lost by friction. The pneumatic hammer used was RRH-06P model (Figure 2.5) provided by Atlas Copco Company. Two plates resulting from the same batch of austenitic stainless steel 304L were used. The dimensions of each plate were 460 mm x 150 mm x 25 mm. The yield and ultimate stresses of this material are 210MPa and 564MPa respectively. There were initially no significant residual stresses in the plates, as confirmed by the contour technique measurement. This technique is well presented in (Prime, 2001) and has been adapted by Nasri (2007) and Hacini (2007) to hammer peening technique. Each plate was then cut across the width into small samples to be impacted (Figure 2.6).

Each sample was subjected to a sequence of 10 identical impacts by a falling mass with a certain energy level. The energy levels  $E_1=9.5\text{J}$ ,  $E_2=16.8\text{J}$  and  $E_3=24\text{J}$  were used. The height and weight to be used to obtain a trace equivalent to the one produced by the SCOMPI robotized hammer peening equipment were estimated, these height and weight correspond to

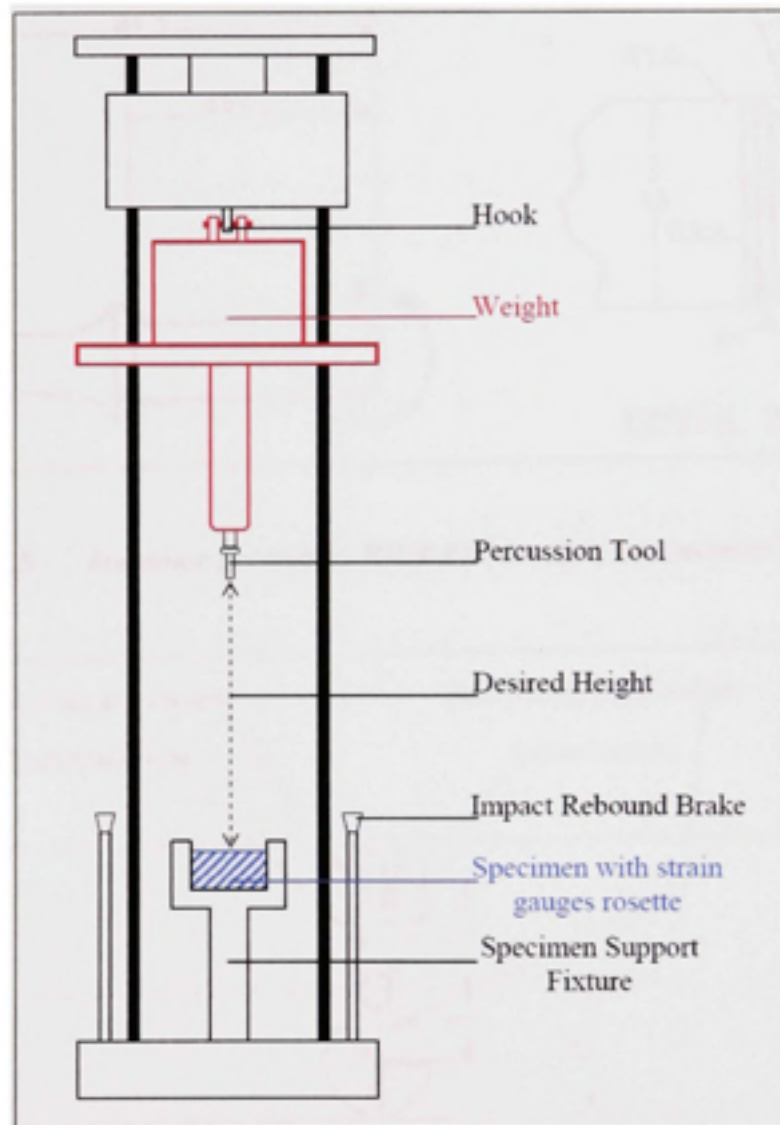


energy level  $E_2$ . The two other energy levels  $E_1$  and  $E_3$  were used to evaluate the effect of varying the impact energy.

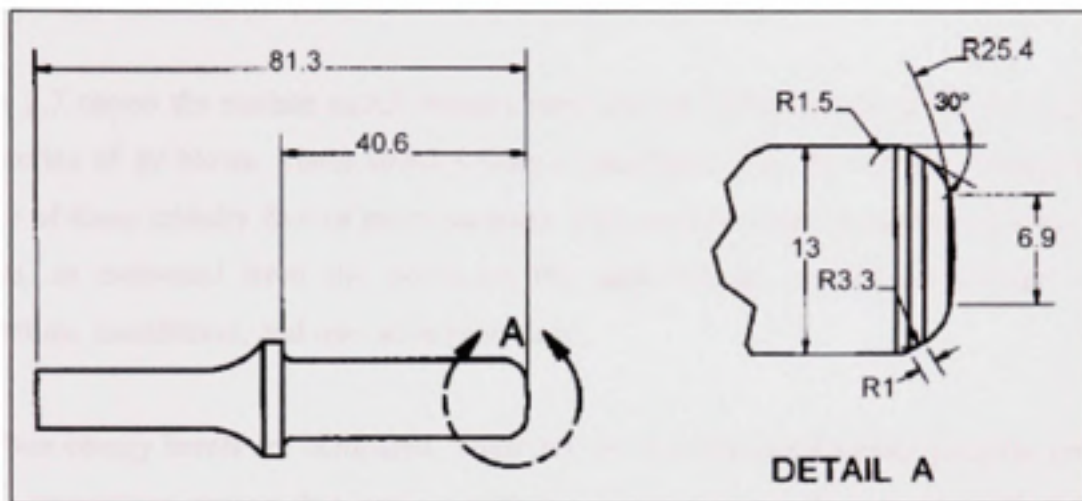
A strain gage rosette was mounted at 12.5mm from the impact center (see Figure 2.6) to measure the accumulated strains at the surface. These strains were converted to stresses using Hooke's law (the gage location was far enough from the plasticized zone). After 10 blows, in-depth residual stresses were measured at 8mm off center using the hole drilling technique. Closer measurement to the impact center was impossible because of poor surface conditions.



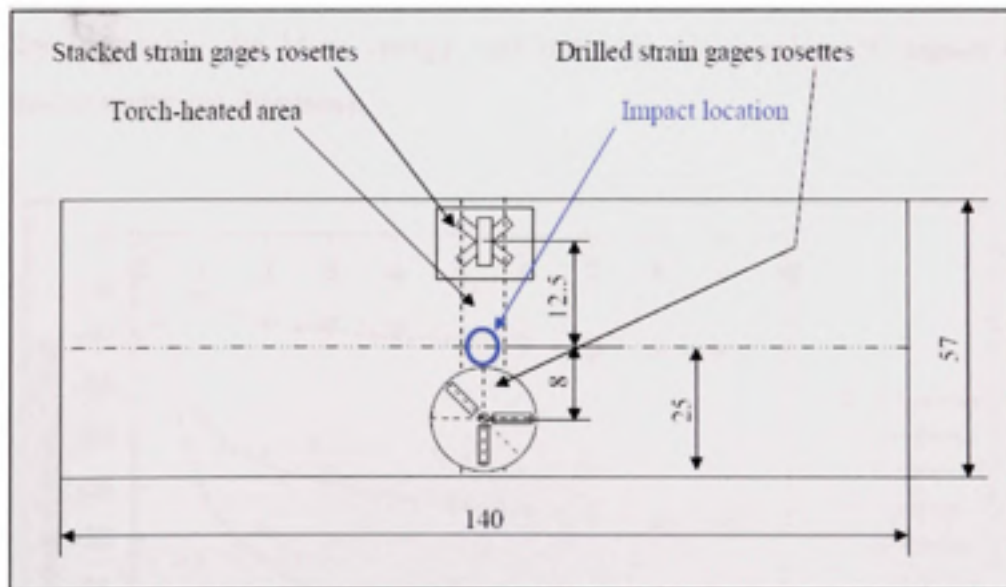
**Figure 2.3** *DYNATUP GRC 8250.*



**Figure 2.4** *DYNATUP* schema: Hooked weight and sample location.



**Figure 2.5** Hammer geometry: RRH-06P model (measurements in mm).



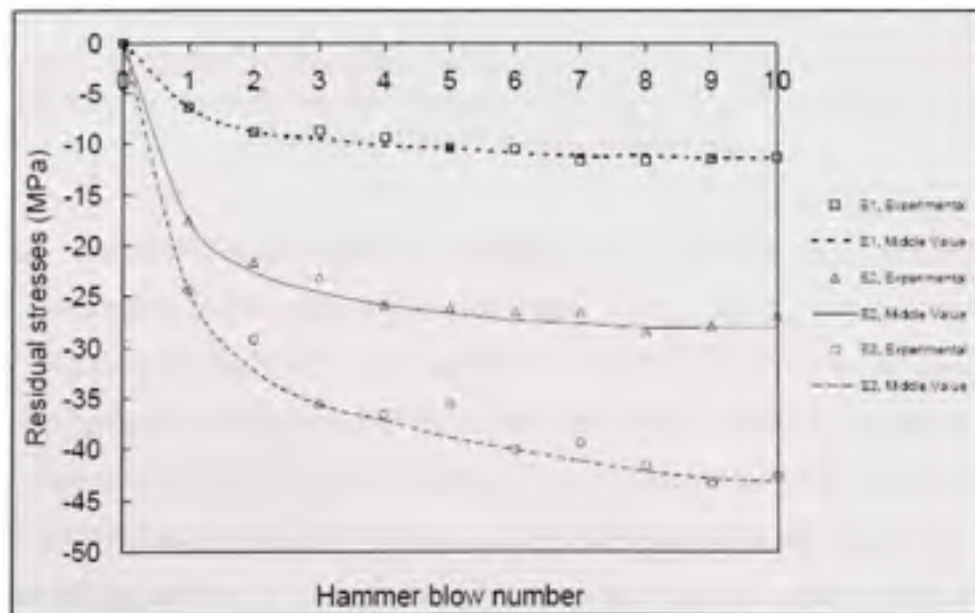
**Figure 2.6** Impact and rosettes locations on test samples.

## 2.2.6 Results and discussion

### 2.2.6.1 Residual Stresses versus number of hammer blows

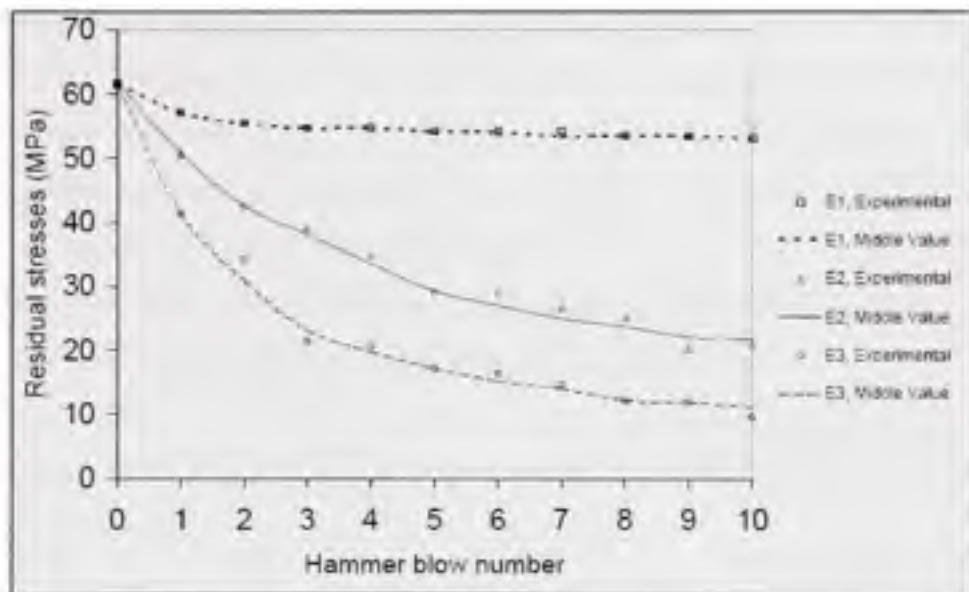
Figure 2.7 shows the surface radial stresses measured at 12.5mm from the impact center as for a series of 10 blows. These stresses were recalculated from the strains measured at the surface of three initially free of stress samples. The error on these measurements was about  $\pm 5\text{MPa}$ , as estimated from the errors on the gage rosette, acquisition system, surface preparation, installation, and operation procedure.

The three energy levels are compared. These results indicate that hammer peening produces radial compressive stresses that increase with impact energy (actually, more rapidly than with a simple direct linear relation). For the highest energy level,  $E_3$ , the first impact induced as much compression as the three first impacts given with a lowest energy level,  $E_2$ . This means that it is possible to speed the processing time and maintain the efficiency of the hammer peening by increasing the blow energy and reducing the number of impact (which is proportional to treatment duration).



**Figure 2.7** *Radial stresses induced by hammer blows at 12.5mm from the impact location on initially stress free samples measured by the rosette technique.*

The results obtained in the plate where residual stresses were induced are presented in Figure 2.8. On the Figure 2.8, these stresses were offset by 62MPa in order to take into consideration the initial stress present in the plate before hammering (these stresses were introduced by torch heating). Subsequently, these data directly give the current cumulative stresses after each blow. This value was measured in identical torch-heated sample using the hole-drilling technique.

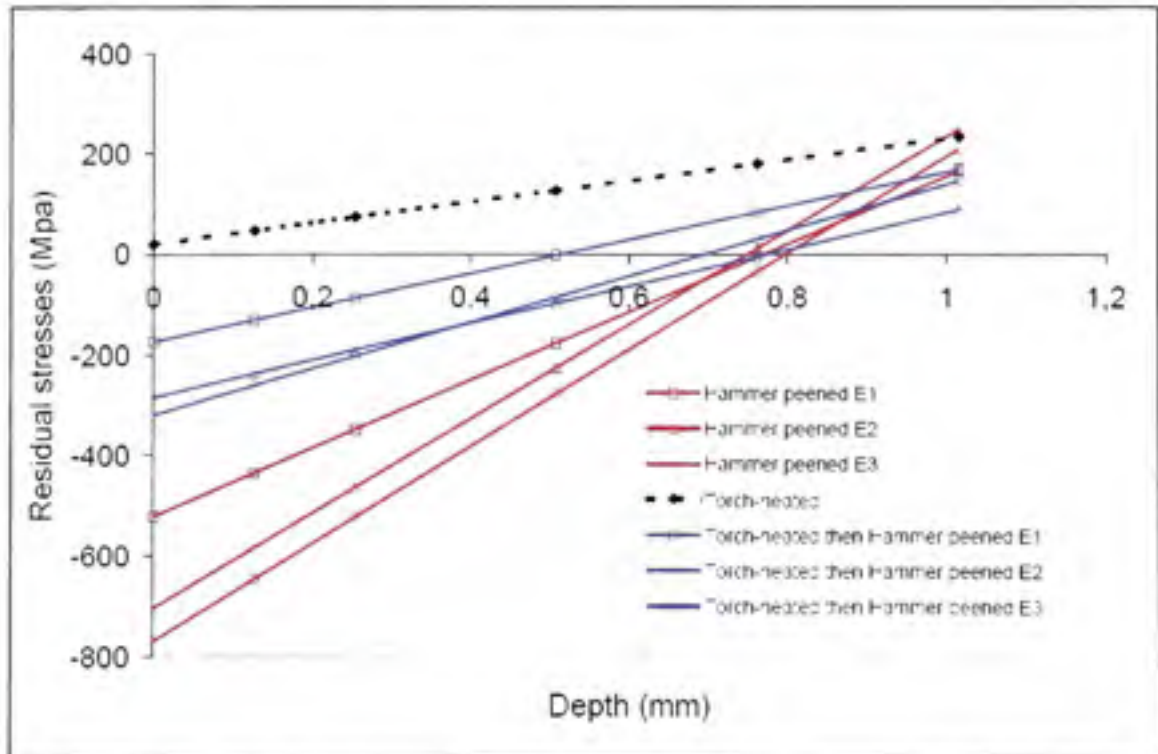


**Figure 2.8** *Longitudinal residual stresses versus hammer blows at 12.5mm from the impact location on initially stressed samples (initial tensile residual stresses of 62MPa) measured by the rosette technique.*

It is relevant to note that it represents the average value of residual stress longitudinal to the heated area through 0.5mm depth. Again, increasing energy gave a better hammer peening results. In all cases, the most effective amounts of stress relaxation was obtained within the first three to four hammer blows, while the subsequent blows provided a minimum additional relaxation. One can observe that the amounts of stress released in these samples were higher than in the initially stress free samples. It is also noteworthy that the size of the imprints of the hammer on the surface of the test samples increases with the energy level and is bigger on initially-stressed samples. This can be explained by the presence of tensile residual stresses induced by torch-heating, which enlarge the imprint size.

### 2.2.6.2 In depth residual stresses

In order to evaluate the compressive layer induced by hammer peening, hole-drilling technique was used after 10 impacts. Guidance on the application of this technique is presented by Grant *et al.* (2002) and Kandil *et al.* (2002). Due to surface condition and gages rosette dimensions, it was impossible to measure residual stresses under the impact location, so the measurements were made at 8mm from the impact center. The measurement procedure was in accordance with ASTM E837-01 (ASTM International, 2001). The diameter of the drilled hole was 1.57mm, for which residual stresses to a depth of 1mm could be obtained. The results were analysed by the Power Series Method suggested by Schajer (1988) which assumes that stresses vary linearly with drilled depth. The results obtained by this method are presented in Figure 2.9. With this technique, the error on results was estimated to be  $\pm 10$ MPa. On top of the errors the ones cited in paragraph (2.2.6.1) and those related to sample alignment, drilling and zero depth detection were included.



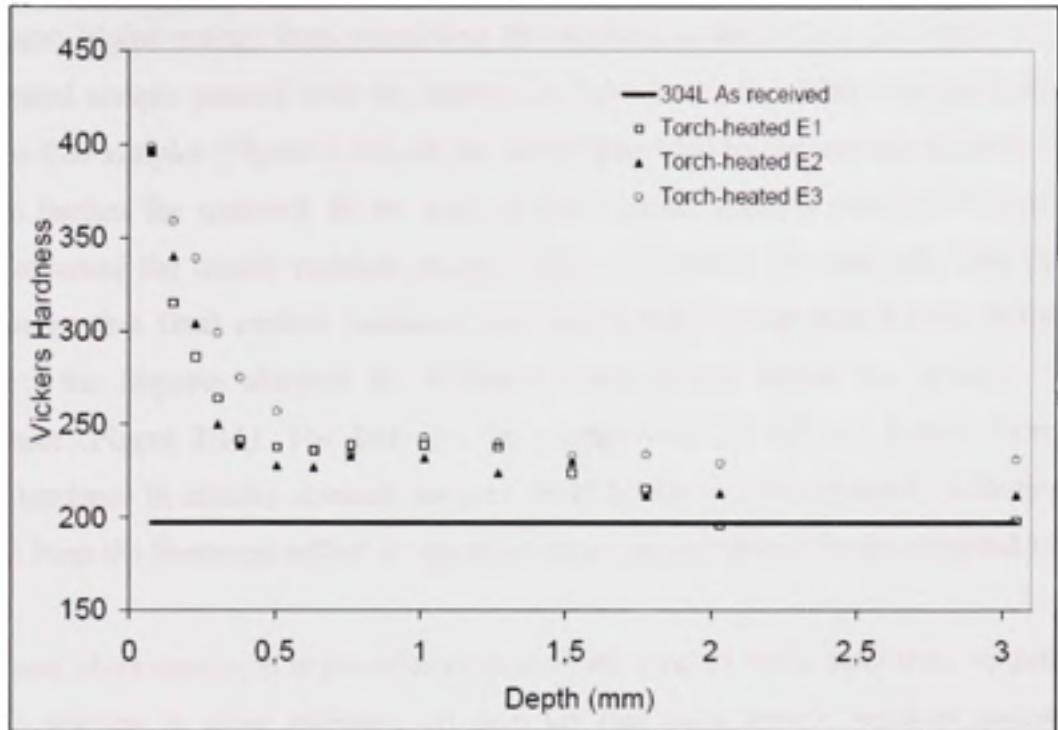
**Figure 2.9** Residual stresses after 10 hammer blows versus depth from the surface (measured at 8 mm from the impact center with the hole drilling technique).

For torch-heated sample without hammer peening, the tensile residual stresses extended all over the drilled depth. In torch-heated samples treated with a series of impacts, residual stresses turned into compression to a depth varying from 0.5 to 0.76mm. For similar measurement depth and peening energy, the initial stress free samples displayed higher compressive residual stresses. Even if it was not possible to measure precisely the size of the compressive layer under the impact region with this approach, the results done at 8 mm from the center suggest that they could be of the order of millimetres. Similar results were obtained in the case of robotized hammer peening using the SCOMPI robot by Hacini (2007) and Hacini *et al.* (2007) where this compressive layer was about 10mm.

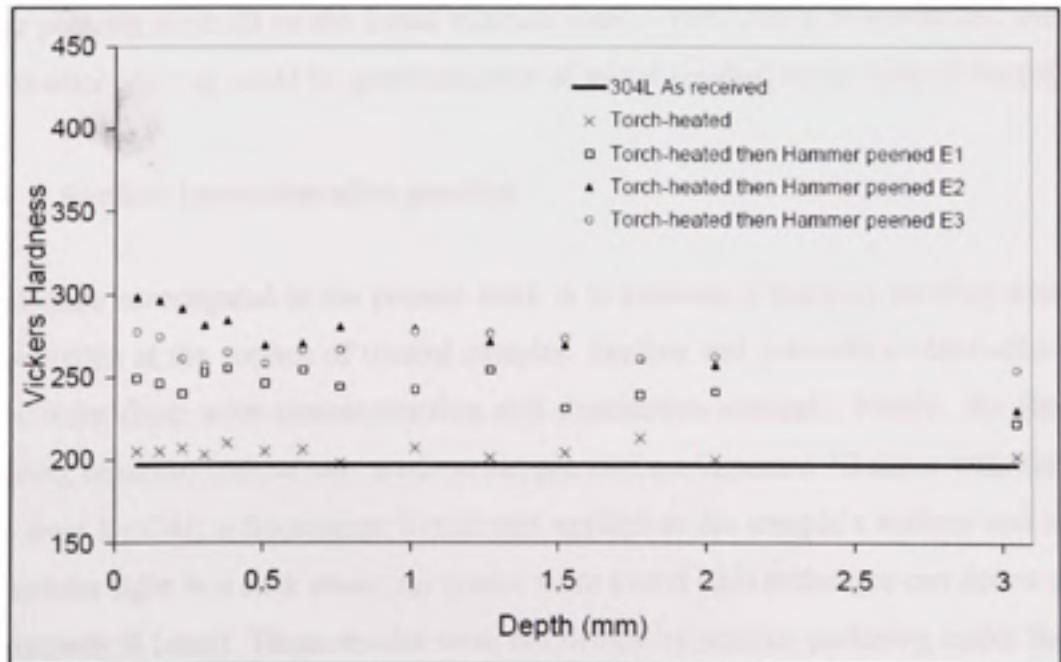
### 2.2.6.3 Hardness increase due to hammer peening

Vickers micro-hardness tests conforming to the ASTM E384-05 (ASTM International, 2005) standard were performed with a force of 0.5N (50gf) for 5s on as received plate (i.e not subjected to torch heating nor hammer peening), a plate subjected to a torch heating but no hammer peening, and on six hammered plates. In the processed plates, imprints were done below the hammer peened surface.

Figure 2.10 shows that in stress free samples one series of 10 hammer blows increased significantly the sample surface hardness (up to  $400\pm 12$  HV) and did not significantly affect the material hardness below a half millimetre depth. In torch-treated plates the behaviour was quite different, as shown in figure 2.11: first, it is interesting to note that neither the thermal cycle nor the tensile residual stresses generated by the torch pass did significantly affect the material hardness; and second, the hardness increase was limited to approximately  $300\pm 12$  HV (maximum) and remained relatively constant around  $275\pm 12$  HV deep below the impact location.



**Figure 2.10** *Vickers hardness profiles versus depth from surface after one series of 10 hammer blows: initial stress free samples.*



**Figure 2.11** *Vickers hardness profiles versus depth from surface after one series of 10 hammer blows: torch treated samples.*

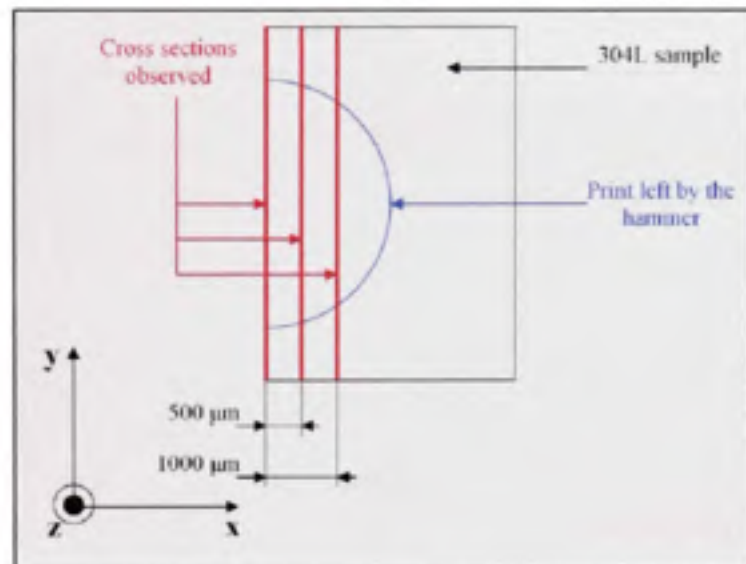


The repetitive hammering of the surface dramatically affected the hardness profiles. In most of the cases, higher energy level raised both the hardness at the surface and below (except for torch-heated sample peened with the highest energies level,  $E_3$ ). This was particularly true for stress free samples (Figure 2.10), all the energy provided by the impacts seemed to be used to strain harden the material. In the case of the samples initially stressed in tension, the energy reversed the tensile residual stresses before to harden the material, with the direct consequence that final surface hardness was significantly lower than for the earlier case. However, the impacts affected the hardness much deeper below the surface - several millimetres (Figure 2.11). The fact that the energy level  $E_3$  did not further increase the surface hardness in initially stressed samples could be due to some dynamic softening of the material from the hysteresis effect of repetitive straining and should be investigated further.

After these observations, it is possible to state in the case of 304L steel that, paradoxically, hammer peening is more effective on samples that have tensile residual stresses as it generates at the same time surface compressive residual stresses and deep strain hardening. It is also possible to point out that the evolution of the hardness profiles before and after hammer peening depends on the initial residual state of the sample. In particular, the surface hardness after peening could be good indicator of initial residual stress state of the part.

#### **2.2.6.4 Surface inspection after peening**

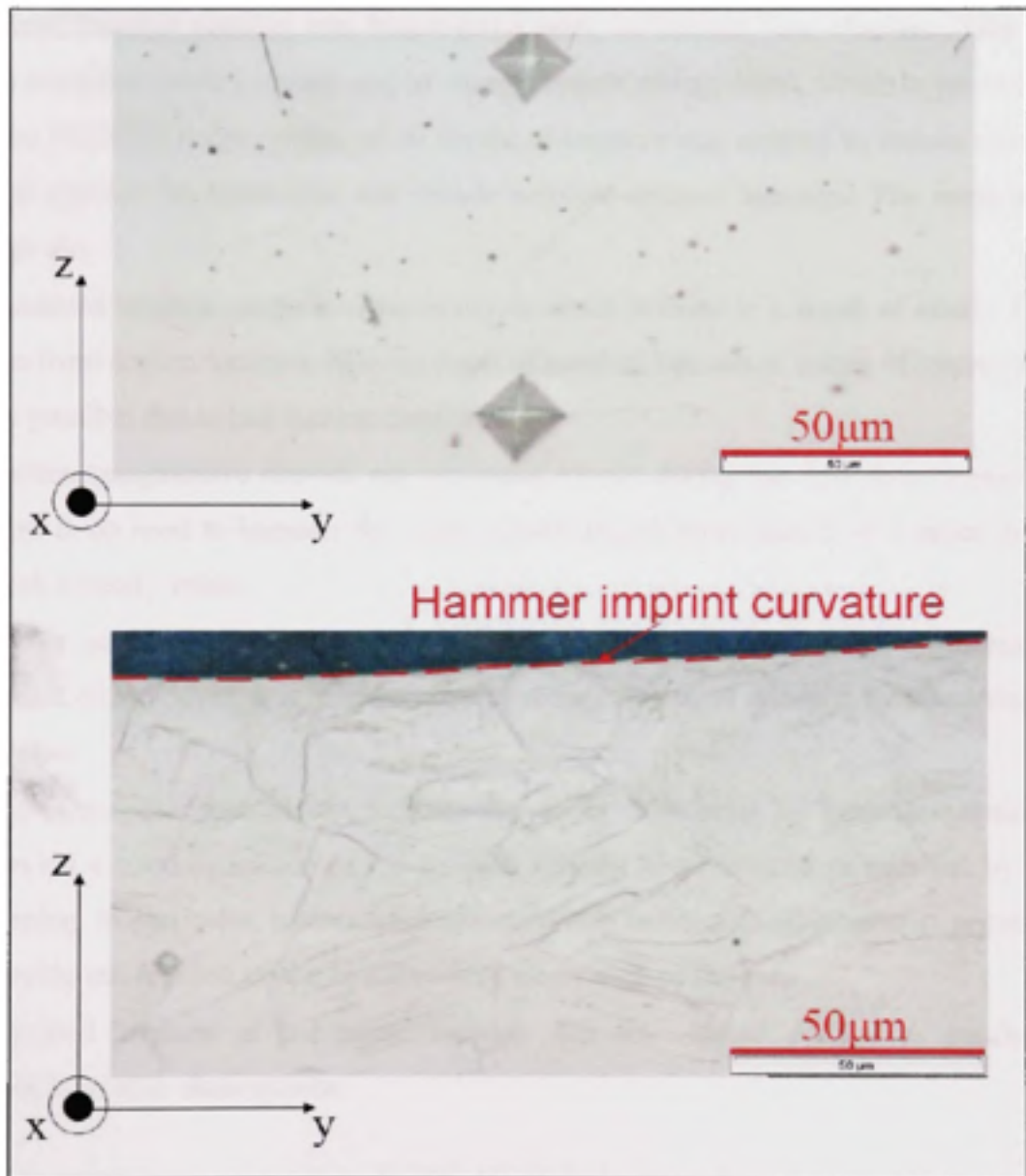
The last issue investigated in the present work is to evaluate if hammer peening does induce crack initiation at the surface of treated samples. Surface and subsurface observations of the samples were done with non-destructive and destructive methods. Firstly, the fluorescent penetrating liquid technique was used on sample surface impacted 10 times with the highest energy level  $E_3=24J$ ; a fluorescent liquid was applied at the sample's surface and inspected by ultraviolet light in a dark room; no cracks were found (this technique can detect cracks to approximately 0.1mm). These results were confirmed by surface polishing under the impact locations and optical microscope inspections (Figure 2.12 and Figure 2.13).



**Figure 2.12** *Cross sections observed by optical microscope (z axis being the hammer peening direction).*

Polishing was performed using silicate grinding and diamond paste at 3 cross sections as shown in figure 2.12. Figure 2.13 displays the microstructures present in a section below the surface in the as-received material and the highly deformed region under the impact location. This sample was subjected to 10 impacts with energy level  $E_3=24\text{J}$ , mounted in a bakelite puck and polished (electrolytic etch: 10% aqueous oxalic acid, 6V, DC, for 45 seconds). Slip bands can be seen in the deformed grain under the impact location. These tests were repeated on 2 samples and no cracks were found (the later technique is able to detect cracks smaller than  $50\mu\text{m}$ ).

Therefore, it is possible to conclude that hammer peening does not initiate cracks at the surface of 304L samples at the energy levels tested in this study.



**Figure 2.13** *Microstructures of 304L of an initially stress free sample hammer peened 10 times with an energy of level  $E_3=24J$ : a) 7 mm depth from the impact location (unaffected zone), b) immediately under the impact location (identical axes to figure 1, axe z: hammer peening direction).*

### 2.2.7 Conclusions

Robotized hammer peening was investigated using an Impact Test Machine. This machine helped to realise unitary impact and to change impact energy level, which is yet not possible with the SCOMPI robot. Series of 10 localized impacts was applied to induce compressive residual stresses on stress free and tensile residual stressed samples. The most important findings are:

- Localized impacts produce compressive residual stresses to a depth of nearly 1mm at 8 mm from impact location. Measurement of residual stresses at center of impact zone was not possible due to bad surface condition.
- Surface compressive stresses are generated mostly during the first three impacts. Thus, there is no need to hammer the same surface region more than 3 or 4 times in order to reach a steady value.
- Higher hardness and compressive residual stresses can be attained by increasing the impact energy level. It is then possible to reduce treatment duration by increasing energy level.
- Micro-hardness profiles can indicate the depth influenced by hammer peening. They provide a good indication of the residual stresses level induced or released by hammer peening. In particular, surface hardness variations before and after hammer peening could provide information on the initial or final stress state of the part.
- Repeated impacts at the same location did not initiate cracks, as confirmed by metallographic observations.

Based on these results, it is suggested to increase the energy level presently used by the SCOMPI robot. Higher impact energies and less impact repetition at the same location will decrease process time and gives better performances for 304L stainless steel.

The present work also suggests several investigation methods to be used to optimise process parameters. Moreover, these data and method will be used for developing and validating the numerical models developed to simulate the hammer peening process.

### 2.2.8 Acknowledgement

The authors would like to thank CRSNG and IREQ for their financial support and Dr Jean-Luc Fihey, Dr Jacques Lanteigne, Dr Raynald Simoneau and Denis Thibault for their help. They are also grateful to Stéphane Godin and Carlo Baillargeon for their help in the experimental tasks of this work. The authors would also like to thank the anonymous reviewer for his relevant and useful suggestions.

### 2.2.9 References

ASTM International, 2001. ASTM E 837-01: *Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method*, ASTM Standard.

ASTM International, 2005. ASTM E384-05: *Standard test method for microindentation hardness of materials*, ASTM Standard.

Branco, C.M., Infante, V., Baptista, R., 2004. *Fatigue behaviour of welded joints with cracks repaired by hammer peening*. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. 27, 785-798.

Fihey, J.L., Simoneau, R., Lanteigne, J., Thibault, D., Laroche, Y., 2005. *Controlled hammer-peening on a restrained A514 (S690Q) weldment*. *Graz University, Graz, Austria*.

General Research Corp, 1992. GRC8250: *Impact Test Machine: DYNATUP, Instruction manual*, GRC International Compagny, 5383 Hollister Avenue, Santa Barbara, CA93111, USA.

Grant, P.V., Lord, J.D., Whitehead, P.S., 2002. *The measurement of residual stresses by the incremental hole drilling technique*, Measurement Good Practice Guide No. 53, National Physical Laboratory, UK.

Hacini, L., 2007. *Application de la technique des micro-profils à la mesure des contraintes résiduelles dues au soudage et au martelage de plaques en acier austénitique inoxydable 304L*, Technical Rapport, Institut de recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec.

Hacini, L., Lê, N.V., Bocher, P., 2007. *Traitement de surfaces par impacts : Évaluation des contraintes résiduelles induites par martelage*. In 18e Congrès Français de Mécanique, Grenoble, France.

Hassan, A.F., 1994. *Fatigue strength of tapered partial-length cover plates*. Dissertation, Purdue University, Indiana.

Infante, V., Branco, C.M., Baptista, R., Gomes, E., 2002. *A residual stresses and fracture mechanics analysis of welded joints repaired by hammer peening*. In 8th Portuguese Conference on Fracture, Lisbon, Portugal.

Kandil, F.A., Lord, J.D., Fry, A.T., Grant, P.V., 2001. *A review of residual stress measurement methods –A Guide to Technique Selection*, NPL Report MATC(A)04, National Physical Laboratory, UK.

Kirkhope, K.J., Bell, R., Caron, L., Basu, R.I., Ma, K.T., 1999. *Weld detail fatigue life improvement techniques: Part 2: application to ship structures*. Marine Structures. 12, 477-496.

Knight, J.W., 1978. *Improving the fatigue strength of fillet welded joints by grinding and peening*. Welding Research International. 8, 519-540.

Maddox, S.J., 1998. *Fatigue of steel fillet welds hammer peened under load*, Welding in the World, Le Soudage dans le monde. 41, 343-349.

Nasri, H., 2007. *Mesure des Contraintes Résiduelles dues au soudage et au soudage-martelage par micro-profil de surface*. Dissertation, École de Technologie Supérieure, Montréal, Québec.

Prime, M.B., 2001. *Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut*. Journal of Engineering Materials and Technology, 123, 162-168.

Schajer, G.S., 1988. *Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. Part I: Stress calculation procedures*, Journal of Engineering Materials and Technology, 110, 338-343.

Simoneau, R., 2004. *Déformation de plaques d'aciers par le martelage multi-passe robotisé*, Technical Rapport, Institut de Recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec.

Thibault, D., Laliberté, R., Fihey, J.L., 2000. *Mesures des contraintes induites et évaluation de l'efficacité du martelage lors du soudage d'un montage tentant de reproduire le soudage des roues de turbines hydrauliques*. Technical Rapport, Institut de Recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec.

Thibault, D., Simoneau, R., Lanteigne, J., Fihey, J.L., 2005. *Residual stresses induced by robotized hammer-peening*. In Materials Science Forum, Trans Tech Publications, Switzerland, pp 352-357.

Valentin, M.D., 1994. *Hammer peening effects on the fatigue life of welded T-plate joints*. Dissertation, Carleton University, Ottawa.

Zhuang, W.Z., Halford, G.R., 2001. *Investigation of residual stress relaxation under cyclic load*. International Journal of Fatigue, 23, 31-37.

## CHAPITRE 3

### ÉVALUATION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES INDUITES PAR MARTELAGE GRÂCE À LA TECHNIQUE DES CONTOURS

Cet article a été accepté pour être publié dans le journal « Experimental Mechanics ». Le contenu et la mise en page ont été légèrement modifiés par rapport à la version originale qui est présentée en annexe 2.

#### 3.1 Résumé

La fabrication mécanosoudée de certains composants industriels génère des contraintes résiduelles près des cordons de soudure. Ces contraintes semblent être à l'origine de fissurations prématurées qui peuvent entraîner une rupture catastrophique durant le fonctionnement et une réduction de la durée de vie de ces composants. Dans ce contexte, l'Institut de recherche d'Hydro-Québec (IREQ) a développé la technique de relaxation par martelage robotisé qui permet de relaxer les contraintes proches de la surface tout en préservant les propriétés mécaniques et dimensionnelles de ces composants manufacturés. Le martelage robotisé a permis d'appliquer de 1 à 9 couches de martelage sur des plaques libres d'acier inoxydable austénitique 304L. Les contraintes résiduelles ainsi induites ont été évaluées grâce à la méthode des contours, méthode qui a permis d'obtenir la distribution du champ de contraintes développé en 2D. La capacité du martelage à relaxer les contraintes résiduelles de soudage a été quantifiée sur des plaques d'acier 304L soudées (avec de l'acier 308) puis martelées. Ces essais ont permis de démontrer l'effet bénéfique du martelage pour induire des contraintes de compression sur une profondeur de quelques millimètres. Ceci réduit les risques de fissuration en service et améliore les propriétés mécaniques locales (dureté). Aussi, il a été possible d'identifier le nombre optimal de couches de martelage à appliquer afin d'induire un niveau maximal de contraintes de compression tout en minimisant le nombre de passes de martelage et aussi le temps de traitement.



## 3.2 Article

### EVALUATION OF RESIDUAL STRESSES INDUCED BY ROBOTIZED HAMMER PEENING BY THE CONTOUR METHOD

Lyès Hacini<sup>1</sup>, Ngan Van Lê<sup>1</sup>, Philippe Bocher<sup>1</sup>

(1): École de Technologie Supérieure (Université du Québec)

1100, rue Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, Canada H3C 1K3

[lyes.hacini@etsmtl.ca](mailto:lyes.hacini@etsmtl.ca); [van-ngan.le@etsmtl.ca](mailto:van-ngan.le@etsmtl.ca); [philippe.bocher@etsmtl.ca](mailto:philippe.bocher@etsmtl.ca)

#### 3.2.1 Abstract

Welded components suffer from high tensile residual stresses close to the weld beads. These stresses seem to be the origin of premature cracking which could result in a catastrophic rupture during operation and a reduction of the lifespan of these components. In this context, Research Institute of Hydro-Québec (IREQ) developed a technique of residual stresses relaxation by robotized hammer peening which makes it possible to release stresses close to surface and preserve the mechanical and dimensional properties of manufactured components. Robotized hammer peening was used to induce compressive residual stresses on initially stress-free samples of austenitic stainless steel 304L. Hammer peening layers from 1 to 9 were performed and the resulting residual stresses were evaluated thanks to the contour technique. Complete 2D residual stress fields on samples cross sections were obtained. The ability of hammer peening to relax residual stresses within welded plates was then quantified thanks to austenitic stainless steel 304L plates welded with a 308 steel and hammer peened. These tests show the efficiency of hammer peening as a method to relax tensile residual stresses and induce compressive ones to a depth of a few millimetres. Process parameters were optimized such as the number of hammer peening layers to be applied to reduce processing time and maximization of the intensity and spatial distribution of the compressive residual stresses.

### 3.2.2 Keywords

Residual stresses relaxation; Welding; Hammer peening; Stress measurement; Contour technique.

### 3.2.3 Introduction

Residual stresses are problematic for structural engineering applications as they can deform components. Furthermore, it is rather important to reduce their intensity when found in tension and close to the surface as they may deteriorate the fatigue performance of the components and lead to premature cracking, and reduction of lifespan [1,2]. This is not an easy task, particularly when the component of interest is thick. Manufacturing processes, such as welding, may develop such large tensile stress gradients within material.

It has been found that hammer peening is an effective way to reduce these tensile residual stresses [3] and distortions that they induce; it is a relatively low cost method of improving the fatigue strength of components. It is expected that the benefit of hammer peening process is to produce deeper compressive layer than other processes such as shot peening, and thus a better improvement in fatigue life in heavy welds.

In hammer peening, the compressive stress fields near the surface come from the repeated impacts which create a local plastic deformation on surface adjacent to an elastic zone that prevents the deformed region from dilating.

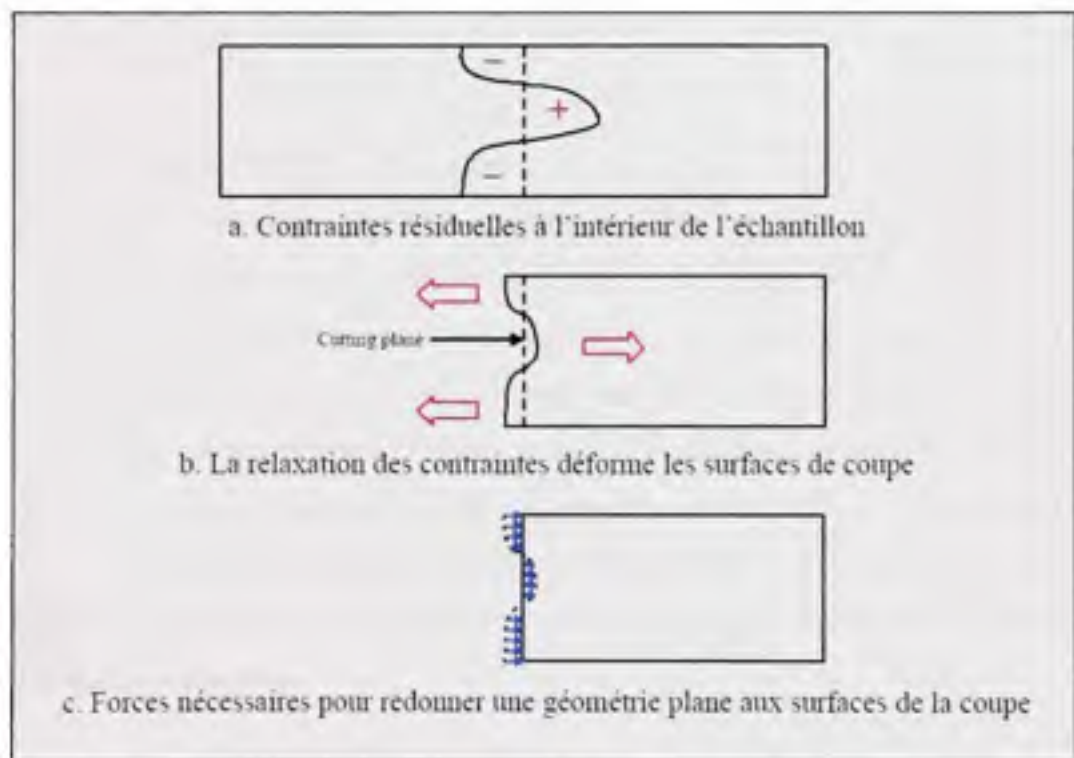
Even if the hammer peening technique has been available for several decades, it has not attained widespread use because it is a noisy process and tedious operation. Most of the works in literature dealing with hammer peening talk about its effectiveness to improve fatigue life of components [4-6] and crack propagation reduction [7,8]. Knight [9] studied the relationship between hammer peening and the endurance limit, as well as the effect of the number of hammer peening layers on the latter; he realized that an optimal number of these layers offers the best fatigue strength in minimum time of treatment. He even tried to

correlate the depth influenced by hammer peening to the number of applied hammer peening layers; unfortunately he did not show any repeatability of his results. Maddox [10] could improve the ultimate stress of welded joints by hammer peening their connections to the base metal. This treatment made it possible to increase their resistance to fatigue of almost 100%. However, in all these references, the hammer peening treatment was always a manual process, which affects the repetitiveness of the results. Takamori [11] discussed in his thesis about the weakness of the manual hammer peening and the necessity to automate this process. No work has been found in the literature dealing with automation of hammer peening process except those realized at IREQ where this technique has been robotized using SCOMPI®. This robot is a six-axis portable equipment used within Hydro-Québec for in situ maintenance of hydraulic turbines; it ensures a fast and reproductive treatment (welding, grinding and hammer peening). Several works have been realized to better understand this technique. Simoneau [12], Fihey *et al.* [13], Thibault *et al.* [1, 14] studied the effect of robotized hammer peening on samples distortion and residual stresses distribution of several steels. Hacini *et al.* [15,16] evaluated the impact energy level on residual stresses induced in 304L samples. They investigated also the effect of hammer peening on crack initiation on treated surfaces. Their conclusions were that hammer peening did not initiate any crack in the observed samples. Lanteigne *et al.* [17] simulated the robotized hammer peening process using a 2D finite element model. Nasri *et al.* [18] adapted the contour technique to measure residual stresses relaxation by robotized hammer peening.

#### **3.2.4 Contour technique**

A good evaluation of residual stress field within a thick welded component treated by hammer peening needs an adequate measurement technique adapted to the material used, to the huge components and to the existence of significant plastic zones. The contour technique has been identified as the best method as it satisfies all these specifications, and is relatively low cost, quick and efficient. It was developed by Prime in 2000 [19-21]. This technique is based on the Bueckner principle, which stipulate that «if a cracked body subject to external loading or prescribed displacements at the boundary has forces applied to the crack surfaces

to close the crack together, these forces must be equivalent to the stress distribution in an uncracked body of the same geometry subject to the same external loading» [22]. Figure 3.1 shows this principle, when considering a sample with initial residual stresses distribution such as Figure 3.1.a. Due to residual stress relaxation, the two surfaces created by the cut deform so that they divert from the cut plane (Figure 3.1.b). It is possible to imagine that the cut surfaces become plane again if identical stresses of opposite direction are applied to these surfaces (Figure 3.1.c). In practice, this last step can be done by simulation using the finite elements method.



**Figure 3.1** *Bueckner principle of the contour technique.*

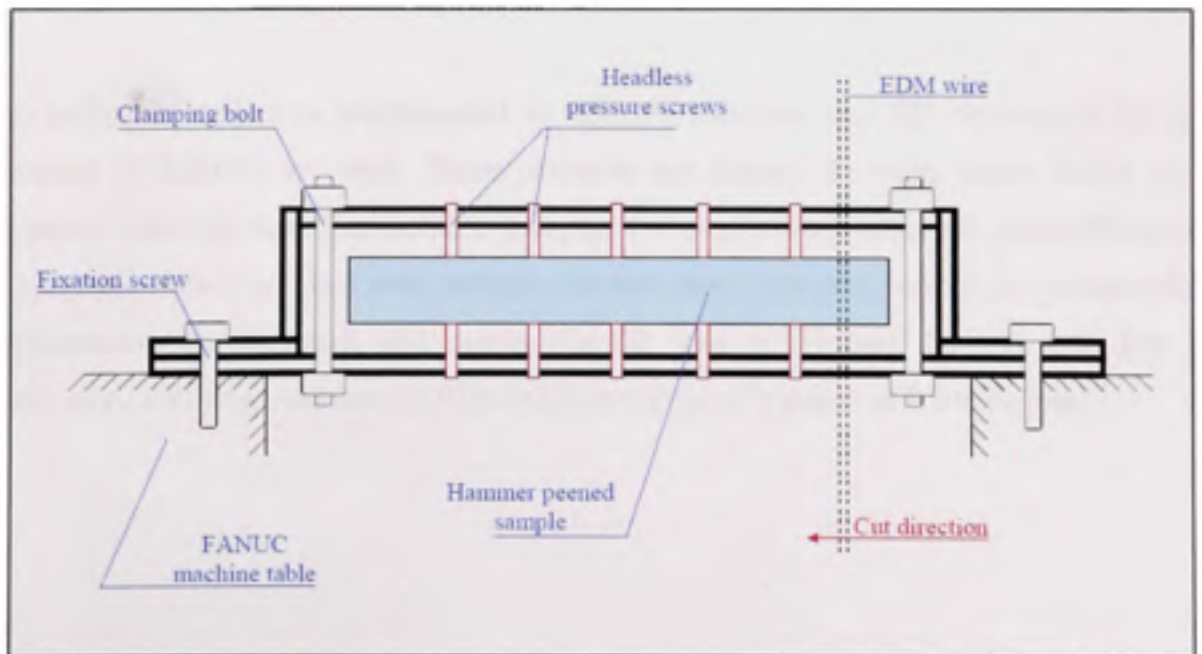
Even if the contour technique is destructive and lacks of accuracy at the edges (due to the difficulty to measure the true perimeter of the surface of interest), it is still the best one to give a complete 2D distribution of residual stresses across a section with large dimensions. The procedure developed at IREQ [18,23] is similar to the one proposed by Prime [19]. It consists of cutting the sample with a high precision method and then measuring the 3D geometry of the cut surface by profilometry. The profile is then imposed as the boundary

conditions to a FE model (annexe 3) that calculates residual stresses within the sample. Other boundary conditions are also imposed to the model; three displacement constraints are added to prevent rigid body motion as shown in Figure 3.4. More details about the choice of these boundary conditions are given by Prime *et al.* [19,21] and Nasri [18]. The electric discharge machining (EDM) is the best machining process for such application; it makes a precisely straight cut, does not modify the surfaces that have already been cut, and does not cause additional plastic deformation. Sparks caused by high tension between the wire (electrode) and the piece create micro-cavities at the cut surfaces. This preserves the cut profiles, whereas conventional machining causes localized plastic deformation from the large contact forces.

To perform the tests, a FANUC EDM machine with a wire of 0.25 mm diameter and cutting speed of  $0.9\text{mm}^2/\text{s}$  was used. The best resulting surface roughness in the absence of any residual stresses is about  $10\mu\text{m}$ . Another important task to achieve is to insure that the original plane of the cut must be well constrained from moving as stresses are relaxed during the cutting. To do that, a stainless steel clamping assembly was manufactured especially for the cutting ; adaptable to various EDM machines, it has 60 pressure screws with tightening torque of  $2.7\text{N}\cdot\text{m}$  each. Figures 3.2 and 3.3 present this assembly. The sample is fixed between the superior and the inferior jaws that restrain it from moving. The repartition of pressure screws insures that the sample is still immovable even if the sample is curved due to welding or hammer peening.



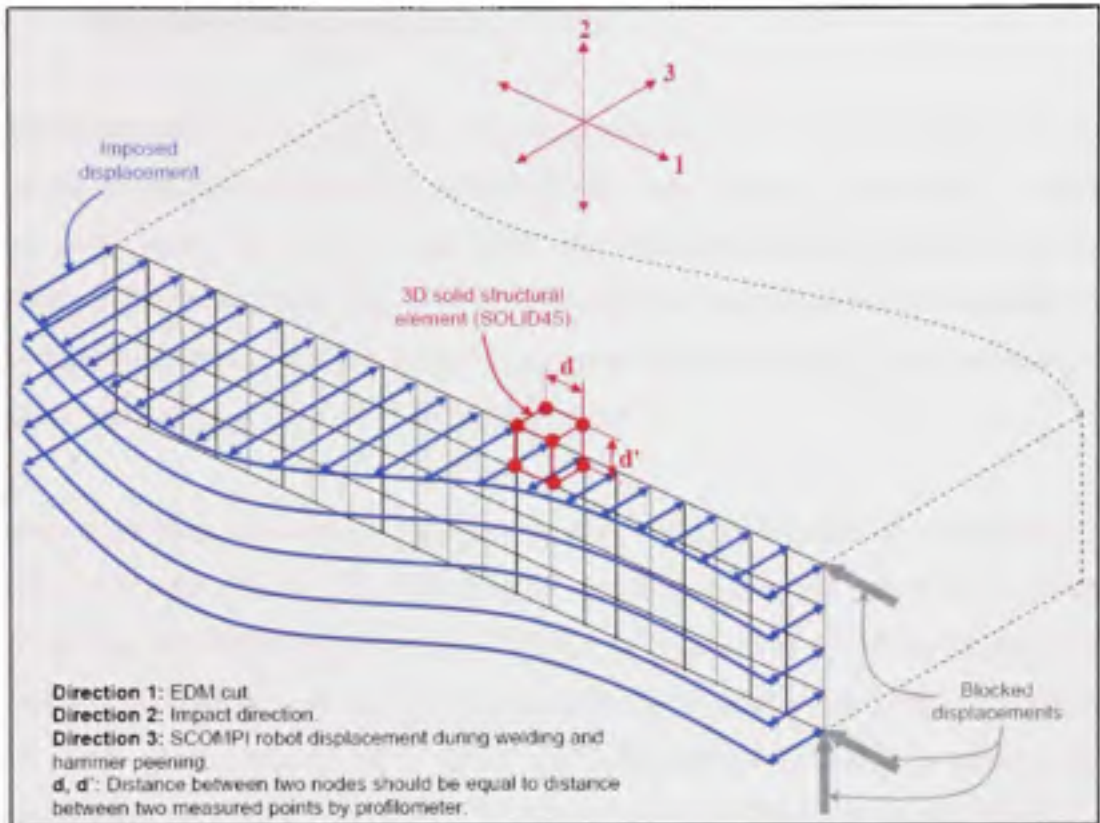
**Figure 3.2** *Blocking assembly developed at IREQ.*



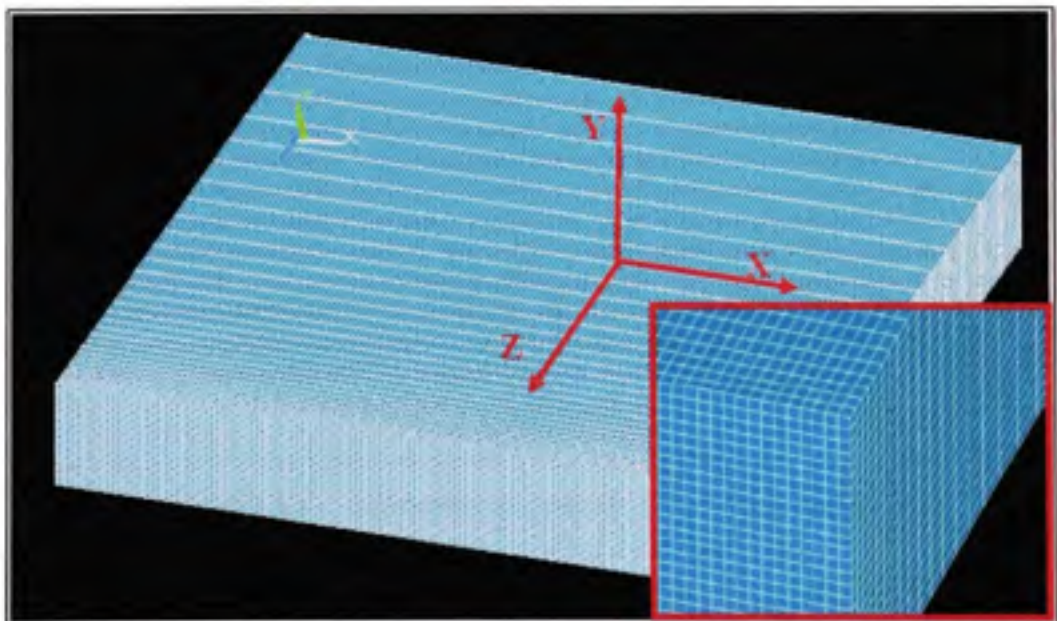
**Figure 3.3** *Blocking assembly used during the EDM cutting.*

Once the sample is cut, the contour of each cut surface is measured with a profilometer which scans the whole surface using LASER pen without any contact, increasing measurement precision and allowing high scan density (up to 1 point per  $10\mu\text{m}$ ). The result is a regular grid of the heights of the measured surface. The average of the two scanned surfaces belonging to the two halves of the sample is used as imposed displacements to a finite element model. Several works suggest approximating the scanned surface by mathematical function such as splines [19-21] or polynomial [15,18,23] which allows the use of irregular meshing for the FE model; however these approaches can only be used when the stress field is well distributed in the surface thickness as they may neglect some small surface features (this is particularly true at the limits of the scanned surface), and give just the global tendency of tensile and compressive zones. Here, a direct approach is used which consists to impose the true measured value of displacement to each node of the model's surface representing the cut; no surface function approximation or filtering are used. This allows any change in the stress field, even small, to be observed. This approach discriminates aberrant points in the contour frontiers for nonrectangular sections (annexe 4). The inconvenient of this method is the necessity to use a regular meshing identical to the grid obtained after scanning for FE modeling.

The half-plate studied is implemented in ANSYS software, and 3D structural solid type elements (SOLID45) are used. These elements are defined by eight nodes having three degrees of freedom each. The model is composed of nearly 38000 elements and 43000 nodes. The sample plate is meshed with variable element sizes, fine size around the section where displacements are imposed, and coarse size far from it (Figures 3.4 and 3.5). For FE calculation, a Young modulus of  $193000\text{MPa}$  and Poisson's ration of 0.3 were used.



**Figure 3.4** *Boundary conditions applied to FE model.*



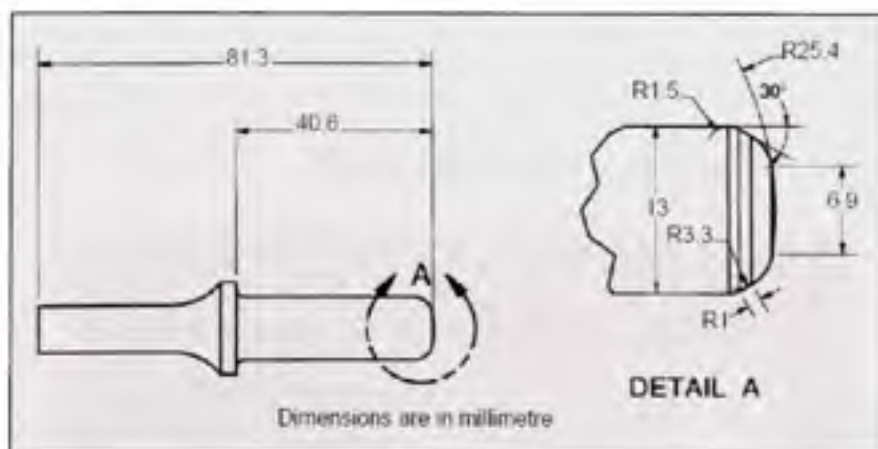
**Figure 3.5** *FE model with regular meshing of the half-plate.*



### 3.2.5 Experimental approach

To evaluate the stress field induced by hammer peening and to see its effect on welded samples, ten plates with dimensions of 450x150x25mm from the same batch of austenitic stainless steel 304L were used. The yield and ultimate stresses of this material are respectively 210MPa and 564MPa. Five of those samples were used to evaluate compressive residual stresses induced on initial free stress components, while the others served to study the residual stresses relaxation of initial stressed ones.

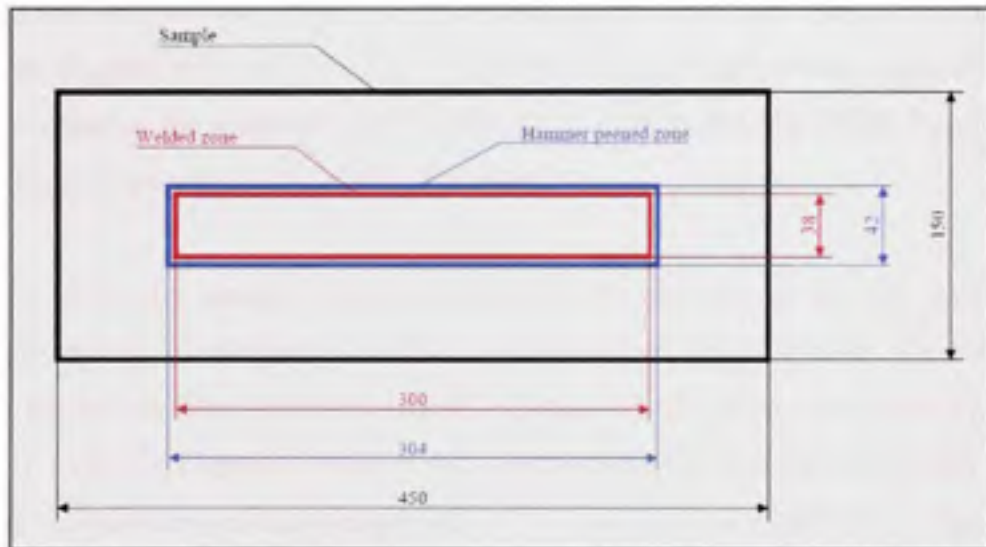
The hammer peening procedure followed for these tests is identical to that described by Simoneau [12] and Hacini [15,23]. Hammer peening is carried out with a pneumatic hammer: model RRH06P (its geometry is shown in Figure 3.6) of Atlas Copco Company supported by SCOMPI® robot. The hammer peening frequency is 36Hz (it can not be changed), with an air pressure of 0.62MPa. Each layer is composed of 6 passes, with an interpass distance of 5.5mm. Consequently, each location of the layer is not impacted more than once by the hammer; the hammered zone size is 304x42mm at the center of each plate (Figure 3.7).



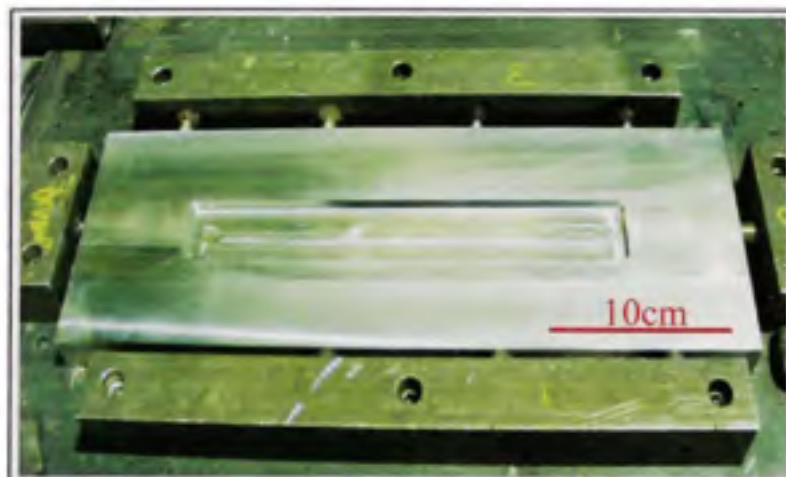
**Figure 3.6** Hammer geometry: RRH-06P model.

One sample is used to evaluate the initial residual stresses before peening and four samples are hammer peened by 1, 3, 5 and 9 layers. The other five plates were used to evaluate the residual stresses after welding and their subsequent relaxation by hammer peening. A groove

of 38x300x4mm (Figure 3.8) is first machined by milling in the center of each plate and then filled by 6 passes of 308L stainless steel, which has nearly the same properties as the base metal. The machining induced tensile residual stresses extend to a maximum depth of 0.2mm from the surface and do not exceed 50MPa which is negligible compared to welding. The welding process used is GMAW (Gas Metal Arc Welding), with a speed of 6mm/s, and a deposit rate of 5kg/h. The electric source characteristics are 255A for current and 29.2V for tension. It is important to note that the welding operation was realized with SCOMPI, which insured a good repeatability of results. Figure 3.7 shows the welded and the hammer peened areas.



**Figure 3.7** *Welded and hammer peened zones.*



**Figure 3.8** *Groove geometry (machined by milling).*

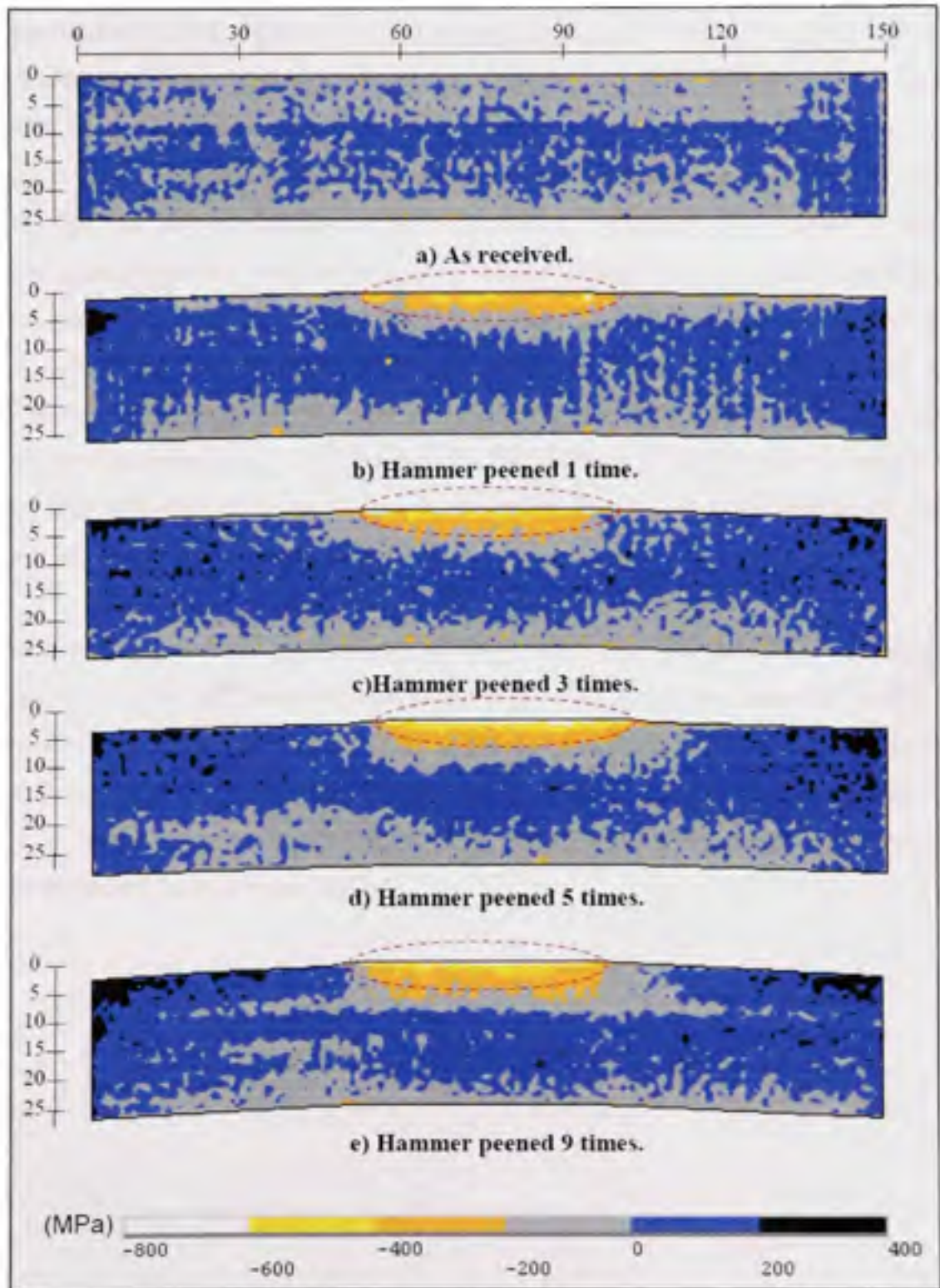
Again, one plate was used to evaluate the initial residual stresses induced by welding and the four others were then hammer peened 1, 3, 5 and 9 times respectively.

All residual stress measurements presented in this work are carried out by the contour method. This specific measurement method was validated, and results will be published in another article [24].

### **3.2.6 Results and discussion**

The results of the residual stresses calculations made with the contour technique are displayed in Figures 3.9.a to 3.9.e and 3.10.a to 3.10.e. These results represent residual stresses according to the perpendicular direction to the cut surface by EDM; in other words, parallel to hammer peening and welding direction.

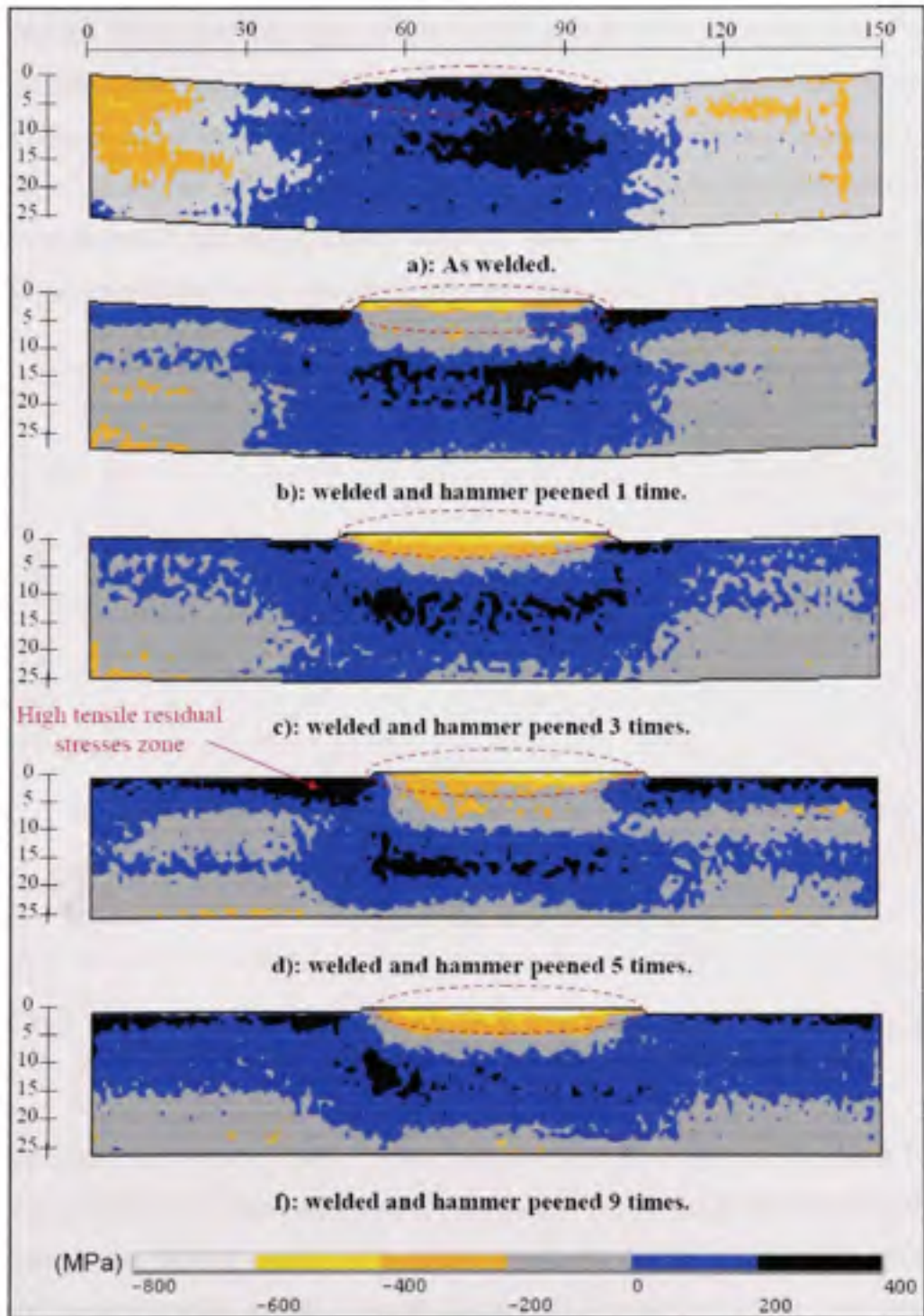
Figure 3.9.a gives the residual stresses profile on an as-received sample. Even if such samples are usually considered as initially stress-free; residual stresses are not null, as processing conditions may generate residual stresses. These stresses are relatively small in the order of  $\pm 50$ MPa. Figures 3.9.b to 3.9.e represent the profile of residual stresses within as-received similar samples hammer peened 1, 3, 5 and 9 times respectively. These profiles clearly show the effectiveness of hammer peening to induce compressive residual stresses in nearly initial stress free components. These compressive residual stresses increase with the number of hammer peening layers applied and reach a maximum value after 3 to 5 layers. The same conclusions were found in previous works realized at IREQ [3,15,16]. No high tensile residual stress zones are observed in the neighbourhood of the high compressive residual stress regions. Also, increasing the number of hammer peening layers increases the intensity and depth of the compressive residual stress field which reach a depth of several millimetres (they are much deeper than most of other relaxation techniques).



**Figure 3.9** Residual stresses (in outgoing direction from the plan) distribution in initial stress-free samples before and after hammer peening: dotted lines represent the hammer peened areas.

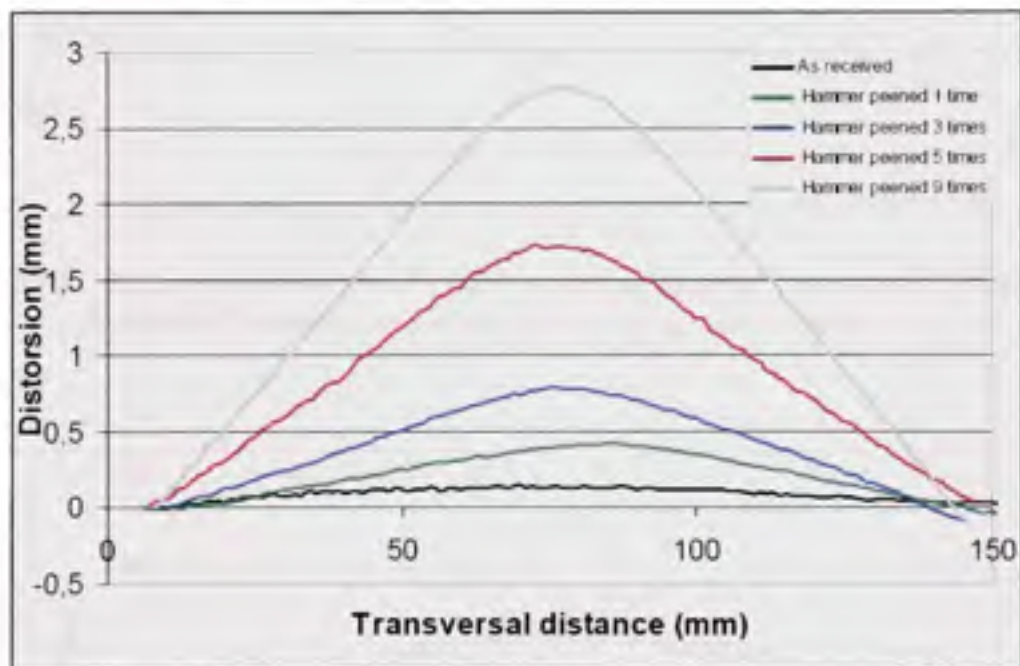
The tensile residual stresses induced by the welding pass are presented in Figure 3.10.a; these stresses reach the initial yield stress of the material and are concentrated in the center, under the heated zone of the plate. Figures 3.10.b to 3.10.e represent welded samples hammer peened by 1, 3, 5 and 9 layers respectively. It is clear that hammer peening relaxes tensile residual stresses in regions near the hammer peened surface; some of these regions become compressive. As for the initially stress-free samples, increasing the number of hammer peening layers in initially stressed samples raises the intensity of the resulting compressive residual stresses. Moreover, hammer peening confines the high tensile residual stresses in a region close to the compressive residual zone generated under the hammer peening layers (see Figure 3.10.d). Increasing the number of hammer peening layers increases the intensity of these tensile stresses and could be harmful to the surfaces adjacent to the hammer peened regions. The influence of the size of hammer peening region versus the size of the weld is relevant and should be investigated in the future.

As for distortions, hammer peening and welding induce opposite distortions to each other; the first one induces compression whereas the second induces tension near the surface. For this reason, welding distortion can be mitigated by hammer peening. For example, Figure 3.10.a shows high distortion of the welded sample; this distortion is reduced with increased number of hammer peening layers (Figures 3.10.b to 3.10.d) and disappears completely after 9 hammer peened layers (Figure 3.10.e).



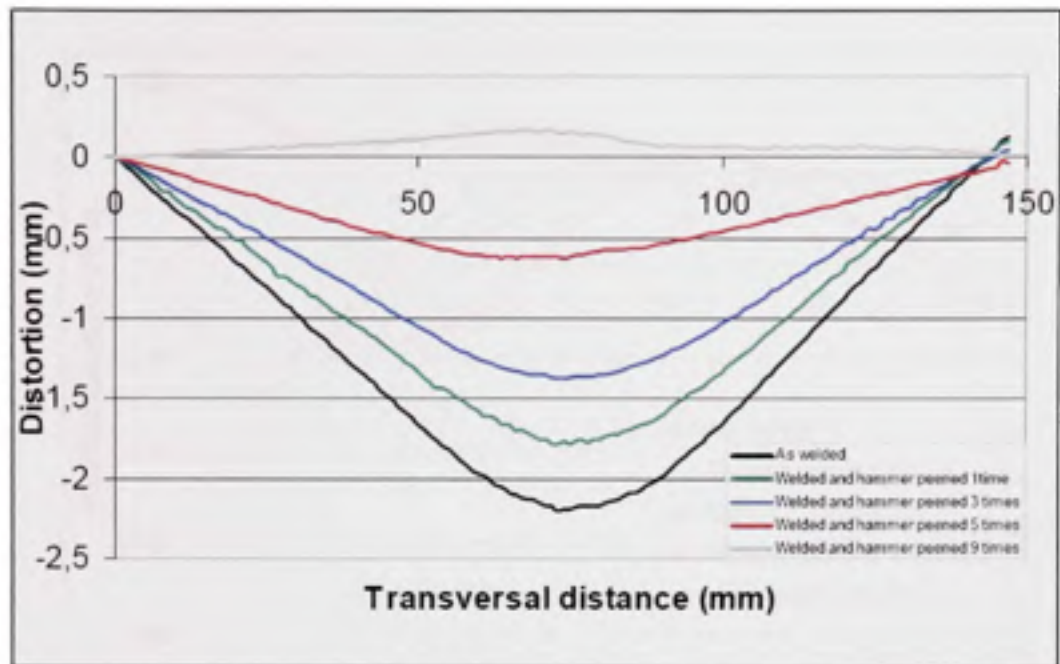
**Figure 3.10** Residual stresses (outgoing direction from the plan) distribution on stressed by welding samples before and after hammer peening: dotted lines represent the hammer peened areas.

Figure 3.11 and Figure 3.12 show the sample profiles as a function of the number of hammer peening layers; these profiles were taken in the middle of each sample and along the transversal direction (perpendicularly to welding and hammer peening layers). They represent transversal distortion measured on the opposite side of each sample. These two figures show clearly the antagonistic behaviour of initially stress free and welded samples when several hammer peening layers are applied. This has been found relevant for industrial applications, in particular for in situ repair of large components by welding [12,13].

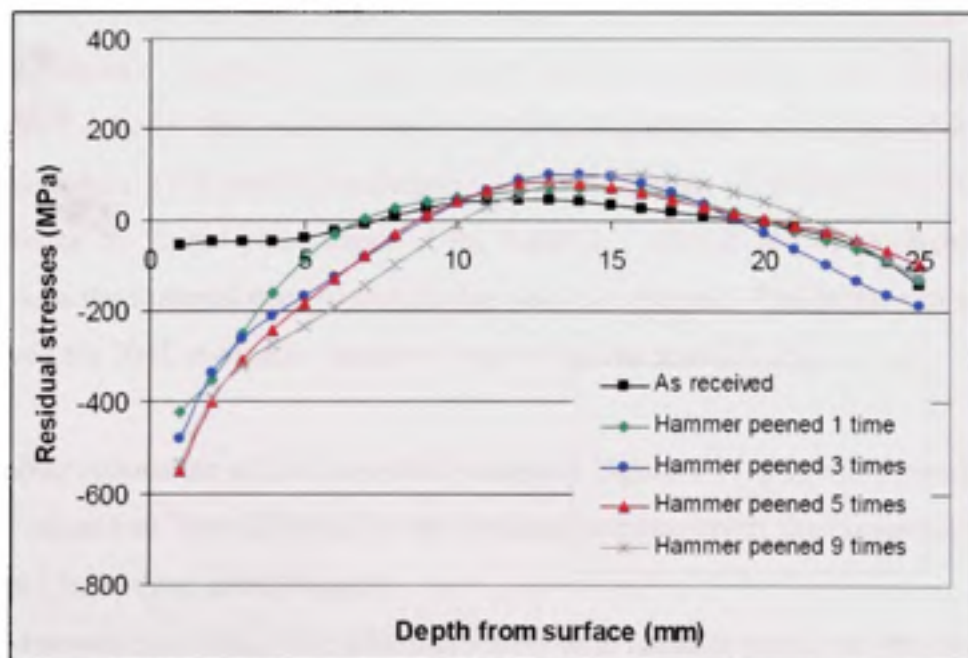


**Figure 3.11** *Transversal distortions measured on the opposite side of each sample as a function of hammer peening layers (initial free stress samples).*

To support results shown on Figure 3.9 and Figure 3.10 and to evaluate the depth influenced by hammer peening with more precision, the linear profiles of residual stresses in the middle of each sample are plotted together. For clarity purposes, the true profiles are replaced by a polynomial approximation of the seventh degree. The resulting profiles are presented in Figure 3.13 and Figure 3.14 and are obtained for initially stress free and welded samples, respectively.

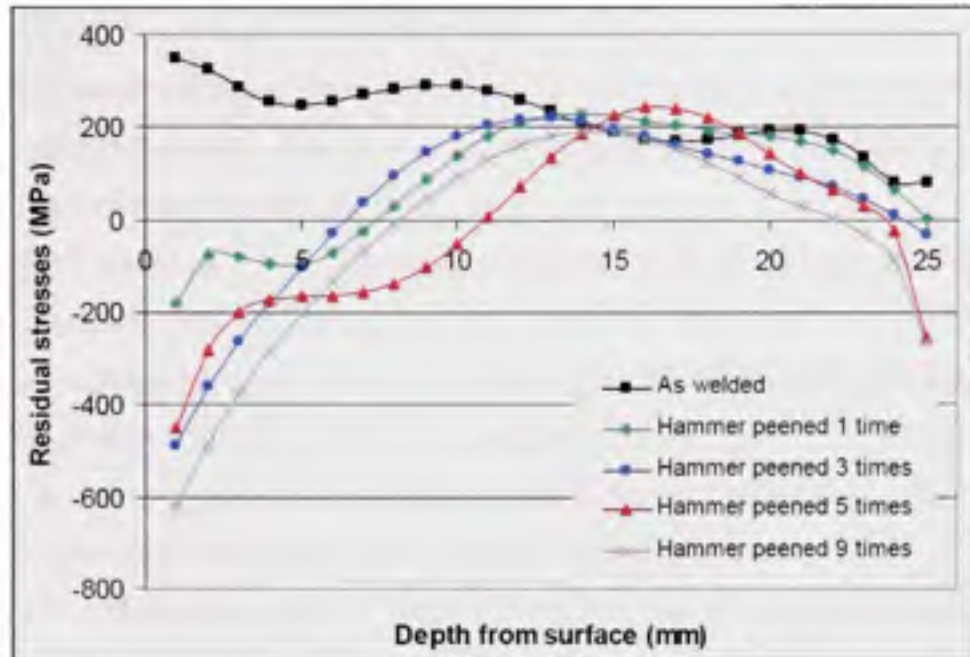


**Figure 3.12** *Transversal distortions measured on the opposite side of each sample as a function of hammer peening layers (welding stressed samples).*



**Figure 3.13** *Depth influenced by hammer peening (Initially free-stress samples).*





**Figure 3.14** *Depth influenced by hammer peening (initially stressed samples).*

For initially stress-free samples, Figure 3.13 clearly shows that hammer peening increases compressive residual stresses to nearly 10mm below the surface. Such depth is quite impressive and is better than most of the conventional relaxation techniques other than heat recovery treatments. This depth is accompanied with very high compressive residual stresses exceeding twice the initial yield stress of the material. This is not an incoherence of the present work as the material does harden during hammer peening. This behaviour has already been observed for 304L austenitic stainless steel in the literature [3, 25].

The same observations are made for welded samples; Figure 3.14 shows that tensile residual stresses are relaxed to 7mm depth after one hammer peening layer; the compressive stresses reach almost 11mm deep after 9 layers.

From these two series of test, it is clear that 3-to-5 time hammer peening at the same place is sufficient to insure high compressive residual stresses to a depth of a few millimetres, reducing thus the processing time while offering a high quality treatment.

### 3.2.7 Conclusions

The effectiveness of robotized hammer peening to relax residual stresses was investigated using a version of the contour technique where no polynomial or splines approximation were used. Most important conclusions are:

- The contour technique gives a complete 2D distribution of residual stresses through samples cross sections.
- Robotized hammer peening is able to induce compressive residual stresses nearly 10 mm below the surface on initially free stress samples. Similar depths were found in initially welding stressed samples. On this aspect, robotized hammer peening is the best technique among surface treatment methods to relax tensile residual stresses.

It was found that high compressive residual stresses are built at the surface of samples after the first layer of hammer peening. The optimum residual stress profiles are found after about 3 to 5 layers.

For initially welded samples, excessive hammer peening increases the surface tensile residual stresses below the surface near the hammer peened region. Care should be taken when hammer peening manufactured components so as not to introduce high tensile residual stresses near peened surfaces.

The distortion of welded samples was reduced with increased number of hammer peening layers; this distortion could be completely eliminated if a sufficient number of layers is applied.

Hammer peening technique seems to be an effective way to relax tensile residual stresses; it is a low cost method with no technical limitations in terms of dimension or geometry; it could also be used in laboratory and in situ. Its robotization using the SCOMPI robot improves the quality of treatment and insures repeatability of results.

### 3.2.8 Acknowledgement

The authors would like to thank the CRSNG and the IREQ for their financial support and Dr Jean-Luc Fihey, Dr Jacques Lanteigne, Dr Raynald Simoneau and Denis Thibault for their

help. They are also grateful to Stéphane Godin and Carlo Baillargeon for their help in the experimental tasks of this work.

### 3.2.9 References

- [1] Thibault D, Simoneau R, Lantaigne J, Fihey JL (2005) *Residual stresses induced by robotized hammer-peening*. Proceedings 7<sup>th</sup> International Conference on Residual Stresses, pp. 352-357.
- [2] Hertzberg RW (1996) *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials* (4<sup>th</sup> ed.), John Wiley & Sons, New York, pp 261-263.
- [3] Hacini L, Lê NV, Bocher P (2008) *Effect of impact energy on residual stresses induced by hammer peening of 304L plates*. Journal of Materials Processing and Technology. 208:542-548.
- [4] Valentin MD (1994) *Hammer peening effects on the fatigue life of welded T-plate joints*. Dissertation, Carleton University, Canada.
- [5] Hassan AF (1994) *Fatigue strength of tapered partial-length cover plates*. Dissertation, Purdue University, United States.
- [6] Kirkhope KJ, Bell R, Caron L, Basu RI, Ma KT (1999) *Weld detail fatigue life improvement techniques: Part 2: Application to ship structures*. Marine Structures 12:477-496.
- [7] Infante V, Branco CM, Baptista R, Gomes E (2002) *A residual stresses and fracture mechanics analysis of welded joints repaired by hammer peening*. Proceedings 8<sup>th</sup> Portuguese Conference on Fracture.

- [8] Branco CM, Infante V, Baptista R (2004) *Fatigue behaviour of welded joints with cracks, repaired by hammer peening*. Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures 27:785-798.
- [9] Knight JW (1978) *Improving the fatigue strength of fillet welded joints by grinding and peening*. Welding Research International 8:519-540.
- [10] Maddox SJ (1998) *Fatigue of steel fillet welds hammer peened under load*. Welding in the World 414:343-349.
- [11] Takamori H (2000) *Improving fatigue strength of welded joints*. Dissertation, Lehigh University, United States.
- [12] Simoneau R (2004) *Déformation de plaques d'aciers par le martelage multi-passe robotisé*. Technical report, Institut de recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec, Canada.
- [13] Fihey JL, Simoneau R, Lanteigne J, Thibault D, Laroche Y (2005) *Controlled hammer-peening on a restrained A514 (S690Q) weldment*. Proceedings High Strength Steels for Hydropower Plants, July.
- [14] Thibault D, Simoneau R (2001) *Technologie d'amélioration en place des roues de turbines hydrauliques*. Technical report, Institut de recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec, Canada.
- [15] Hacini L, Lê NV, Bocher P (2007) *Traitement de surfaces par impacts : Évaluation des contraintes résiduelles induites par martelage*. Proceedings 18<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique, August.
- [16] Hacini L, Lê NV, Bocher P, Thibault D (2006) *Residual stresses induced by robotized hammer peening: The effect of impact energy*. Proceeding COM2006, October, pp. 759-767.

- [17] Lanteigne J (2004) Simulation élasto-plastique 2D du martelage: *Application à l'acier au carbone A-516 et à l'acier inoxydable 304*. Technical report, Institut de recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec, Canada.
- [18] Nasri H (2007) *Mesure des contraintes résiduelles par micro profils de surface*. Dissertation, Université du Québec-École de Technologie Supérieure, Canada.
- [19] Prime MB (2001) *Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut*. Journal of Engineering Materials and Technology 123:162-168.
- [20] Prime MB, Martineau RL (2002) *Mapping residual stresses after foreign object damage using the contour method*. Material Science Forum 404-407:521-526.
- [21] Prime MB, Sebring RJ, Edwards JM, Hughes DJ, Webster PJ (2004) *Laser surface-contouring and spline data-smoothing for residual stress measurement*. Experimental Mechanics 44:176-184.
- [22] Grant PV (2003) *2D Residual stress mapping using the contour method: A technique review*, NPL Technique Review Document. 2003, National Physical Laboratory, Middlesex, United Kingdom.
- [23] Hacini L (2007) *Application de la technique des micro-profils à la mesure des contraintes résiduelles dues au soudage et au martelage de plaques en acier austénitique inoxydable 304L*. Technical report, Institut de recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec, Canada.
- [24] Thibault D, Bocher P, Thomas M, Garghour M (2008) *Neutron diffraction measurements of residual stresses in 13%Cr-4%Ni weld* (to be published).

- [25] Busby JT, Hash MC, Was GS (2005) *The relationship between hardness and yield stress in irradiated austenitic and ferritic steels*. Journal of Nuclear Materials 336:267–278.

## CHAPITRE 4

### MODÉLISATION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DUES AU MARTELAGE

#### 4.1 Introduction

Le code d'éléments finis ANSYS (Madenci et Guven (2006), Ansys (2007)) a été choisi pour développer le modèle proposé dans ce travail. Le code ANSYS est utilisé pour résoudre des problèmes variés dans le domaine de la mécanique, de la thermique, de l'électrique ainsi que du magnétique. Il peut être utilisé aussi pour résoudre des problèmes qui regroupent plusieurs disciplines, d'où le terme de multiphysique.

Ce chapitre a pour but de présenter les capacités du code ANSYS reliées à la modélisation des contraintes résiduelles dues au martelage. Les informations qui y sont présentées sont majoritairement tirées de l'aide en ligne d'ANSYS. Il s'agira dans ce chapitre de présenter :

- La construction d'un modèle par éléments finis ;
- Les éléments utilisés pour modéliser la plaque, le marteau, ainsi que les zones de contact ;
- Les modèles de comportements de matériau ;
- Le principe du contact dans la simulation par éléments finis, ainsi que les algorithmes de contact offerts par ANSYS ;
- Le type de solution utilisée pour résoudre le problème.

Pour plus d'informations sur ce chapitre, il est possible de se référer au logiciel ANSYS.

#### 4.2 Structure d'un programme d'éléments finis

Le logiciel ANSYS est composé de processeurs qui structurent un programme d'éléments finis. Certains de ces processeurs sont nécessaires au fonctionnement du programme, d'autres sont optionnels : le modèle est construit au sein du processeur PREP7 ; le choix du type d'éléments, des propriétés et comportements des matériaux modélisés ainsi que la géométrie

et les zones de contact sont définies à l'intérieur de ce processeur. Le processeur SOLUTION, quant à lui, est utilisé pour fixer le type d'analyse (statique, transitoire, nodale, etc.), les conditions aux frontières, ainsi que les chargements appliqués. Ces deux processeurs sont incontournables lors de la modélisation par ANSYS.

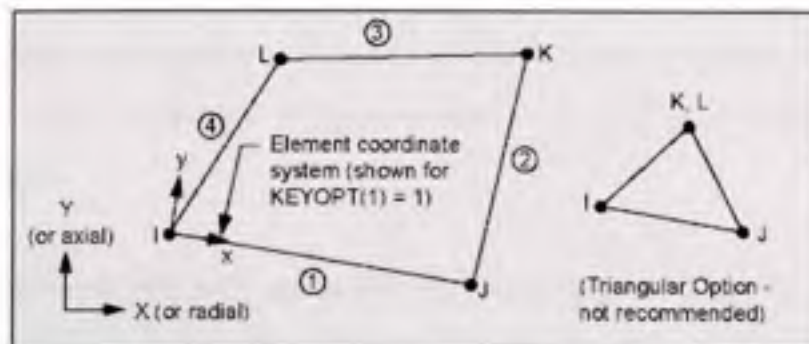
Il existe d'autres processeurs qui sont optionnels et qui sont utilisés une fois la solution calculée (c'est pour cette raison qu'ils portent le nom de post processeurs). Ils permettent de dépouiller les résultats de la solution. Post 1 est un processeur qui documente les résultats de tous les nœuds et éléments du modèle pour le chargement à un temps donné. Le processeur Post 26 quant à lui donne l'historique d'un résultat sélectionné en fonction du temps.

### 4.3 Éléments

Dans sa version 10.0, ANSYS propose plus de 170 éléments, dont une douzaine juste pour la modélisation structurale 2D ou axisymétrique. Dans ce document, seuls les éléments utilisés dans la présente étude sont présentés.

#### 4.3.1 Éléments structuraux

L'élément PLANE42 est utilisé pour modéliser des structures 2D (état de contrainte plane ou déformation plane) ainsi que les modèles axisymétriques.

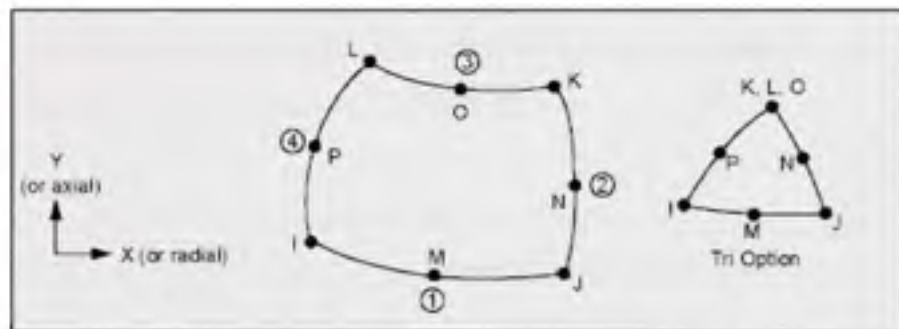


**Figure 4.1** *Caractéristiques des éléments PLANE42.*  
(Ansys, 2007)



L'élément est défini par quatre nœuds (Figure 4.1) ayant chacun deux degrés de liberté (déplacements selon les axes x et y). Cet élément peut être utilisé dans les problèmes de plasticité, de fluage, et de grandes déformations. Cet élément existe aussi en version triangulaire (Figure 4.1).

Il existe une version quadratique de l'élément PLANE42. Il s'agit de l'élément PLANE82, où des nœuds ajoutés au milieu de chaque côté (Figure 4.2) permettent à cet élément de fournir des résultats plus précis pour les maillages automatiques mixtes (comportant quadrilatères et triangles), et qui peut tolérer des formes irrégulières sans perdre de précision.



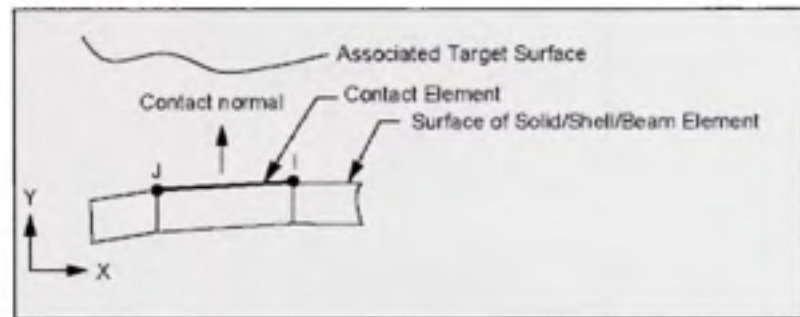
**Figure 4.2** *Caractéristiques des éléments PLANE82.*

*(Ansys, 2007)*

### 4.3.2 Éléments de contact

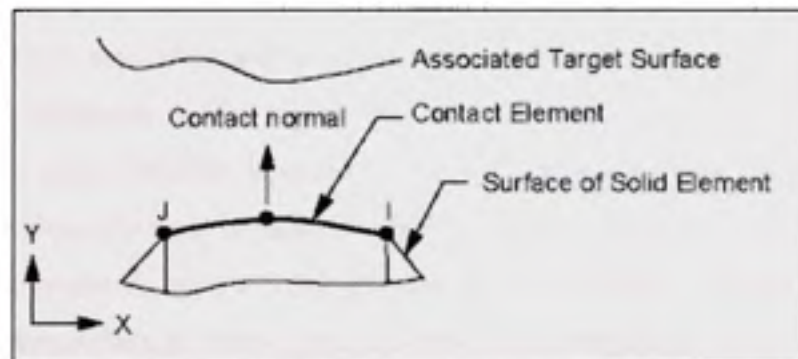
Lors des simulations, si deux parties sont susceptibles d'entrer en contact, il faut définir des éléments spécifiques pour assurer ce contact. Ces éléments sont de deux natures différentes et sont utilisés en duo : un élément de type «contact» sur l'une des surfaces et un de type «cible» sur l'autre.

L'élément «contact» CONTA171 ayant deux nœuds (Figure 4.3) est utilisé pour modéliser deux surfaces en 2D. Il est souvent utilisé pour couvrir la partie déformable dans le cas d'un contact rigide-flexible.



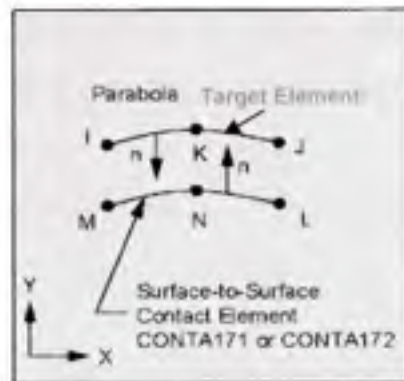
**Figure 4.3** *Caractéristiques des éléments CONTACT171.*  
(Ansys, 2007)

L'élément CONTACT172 (Figure 4.4) est une version quadratique de l'élément CONTACT171 car il possède un troisième nœud central. Il peut être utilisé sur des éléments sans nœud central (midside node) comme c'est le cas avec PLANE42.



**Figure 4.4** *Caractéristiques des éléments CONTACT172.*  
(Ansys, 2007)

De l'autre côté, l'élément «cible» TARGE169 est utilisé en duo avec les éléments «contact» CONTACT171 ou CONTACT172 pour les contacts surface à surface 2D. Il est primordial que les constantes réelles de l'élément «contact» soient les mêmes que celles de l'élément «cible» (voir la liste de ces constantes dans l'aide du logiciel ANSYS), sinon ANSYS ne prendra pas en compte ce duo d'éléments, et le contact ne sera pas établi.



**Figure 4.5** *Caractéristiques des éléments TARGE169.*  
(Ansys, 2007)

Le contact entre deux objets étant modélisé par un duo d'éléments «contact-cible», il est parfois difficile de choisir quel objet doit être modélisé par les éléments «contact» et lequel doit l'être avec les éléments «cible». La modélisation du contact par ANSYS permet aux éléments cibles de pénétrer les éléments «contact», alors que l'inverse n'est pas permis. Cette pénétration n'a aucun sens physique mais est nécessaire en modélisation (cette notion sera détaillée dans le paragraphe sur les algorithmes de contact). Dans le cas d'une modélisation de contact de type rigide-flexible, le choix est simple ; la partie rigide est modélisée par des éléments «cible», alors que pour la partie flexible les éléments «contact» sont utilisés. Pour la modélisation de contacts de type flexible-flexible (les deux corps modélisés sont considérés comme étant déformables), le choix peut s'avérer plus compliqué car il a une influence directe sur la pénétration entre les éléments et donc sur la précision de la solution. ANSYS offre un certain nombre d'astuces qui peuvent aider l'utilisateur à mieux choisir les zones «contact» et «cible» :

- Si une surface convexe est susceptible d'entrer en contact avec une surface plane ou concave, cette dernière devra être la surface cible ;
- La surface qui possède un maillage fin comparativement à l'autre doit être la surface contact ;
- La surface la plus rigide des deux doit être la surface cible ;

- Dans le cas où l'une des surfaces couvre un maillage réalisé avec des éléments d'ordres supérieurs alors que l'autre couvre un maillage réalisé avec des éléments d'ordre inférieur, la première doit être la surface contact.
- Si une surface est beaucoup plus large que l'autre, elle doit être considérée comme surface cible.

Ces indications ne couvrent pas toutes les possibilités et peuvent être contradictoires dans certains problèmes. Il est nécessaire de tester toutes les combinaisons et de les valider par rapport aux résultats expérimentaux. Il est parfois possible que le choix des surfaces contact et cible n'ait aucune influence sur les résultats de la modélisation. Dans ce cas, il faut choisir évidemment le cas qui réduit le temps de calcul.

#### 4.4 Modélisation du comportement élastique plastique du matériau

Le martelage induisant nécessairement des déformations plastiques, sa modélisation doit utiliser une théorie décrivant le comportement élastique plastique de l'état multiaxial de contrainte. Une théorie de la plasticité doit comprendre un critère d'écoulement, une règle d'écoulement et une loi d'écrouissage (Khan et Huang (1995)).

##### 4.4.1 Critère d'écoulement

Un critère d'écoulement est une hypothèse qui définit la limite du domaine élastique d'un état multiaxial de contrainte. Deux critères les plus connus sont le critère de Tresca et le critère de Von Mises (Bazergui *et al.* (2000), Michel et Kruml (2005)). Le critère de Von Mises est utilisé dans le logiciel ANSYS. Par ce critère, la contrainte équivalente d'un état 3D de contrainte est définie comme suit :

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2 - \sigma_2 \cdot \sigma_3 - \sigma_3 \cdot \sigma_1} \quad (4.1)$$

et le domaine élastique est défini par :

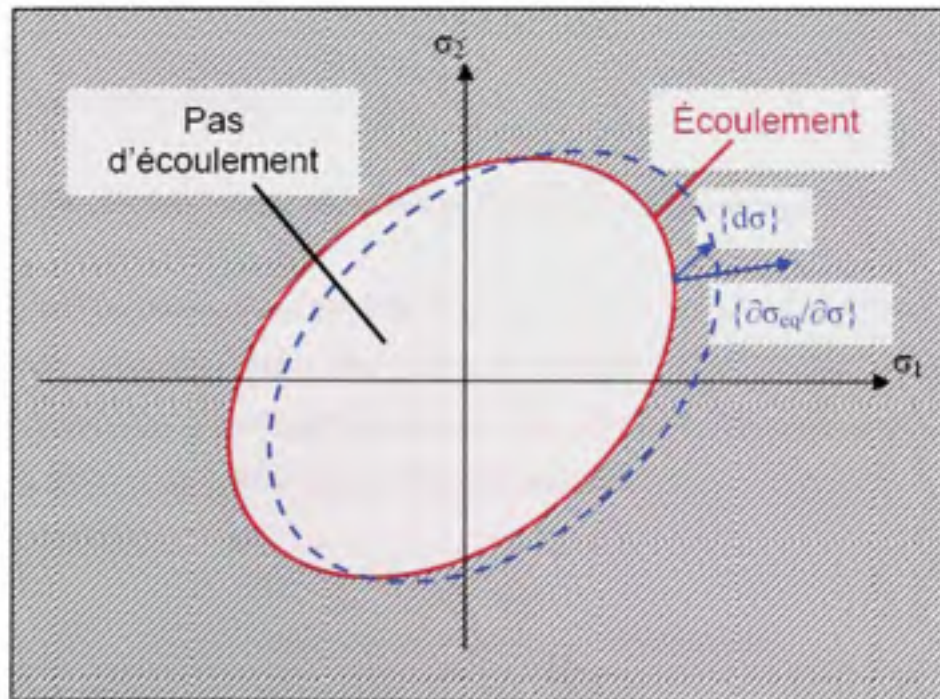
$$\sigma_{eq} \leq \sigma_Y \quad (4.2)$$

où :  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  sont les contraintes principales en un point et  $\sigma_Y$  est la contrainte d'écoulement du matériau.

Un cas particulier souvent utilisé pour présenter graphiquement ce critère est celui de l'état plan des contraintes principales ( $\sigma_3 = 0$ ) ; le critère (4.2) devient alors :

$$\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1 \cdot \sigma_2} \leq \sigma_Y \quad (4.3)$$

qui est représenté par la surface de l'ellipse montrée dans la Figure 4.6.



**Figure 4.6** Représentation du critère de Von Mises en état plan de contraintes principales.

#### 4.4.2 Règle d'écoulement

Une règle d'écoulement (flow rule) est une hypothèse décrivant comment les déformations plastiques se développent lorsque l'état de contrainte tend à dépasser la limite du domaine élastique. La règle d'écoulement incrémental de Henky-Mises est utilisée dans le logiciel ANSYS. D'après cette règle, chaque incrément infinitésimal de contrainte  $\{\partial\sigma\}$  vers le domaine plastique engendre un incrément de déformation plastique  $\{d\varepsilon_p\}$  proportionnel au vecteur gradient  $\{\partial\sigma_{eq} / \partial\sigma\}$  (voir figure 4.6):

$$\{d\varepsilon_p\} = d\lambda \cdot \{\partial\sigma_{eq} / \partial\sigma\} \quad (4.4)$$

où la constante de proportionnalité  $d\lambda$  est déterminée en fonction de l'état de contrainte  $\{\sigma\}$ , de l'incrément  $\{d\sigma\}$  et de l'écrouissage de la courbe  $\sigma$ - $\varepsilon$  du matériau (Khan et Huang (1995)).

#### 4.4.3 Loi d'écrouissage

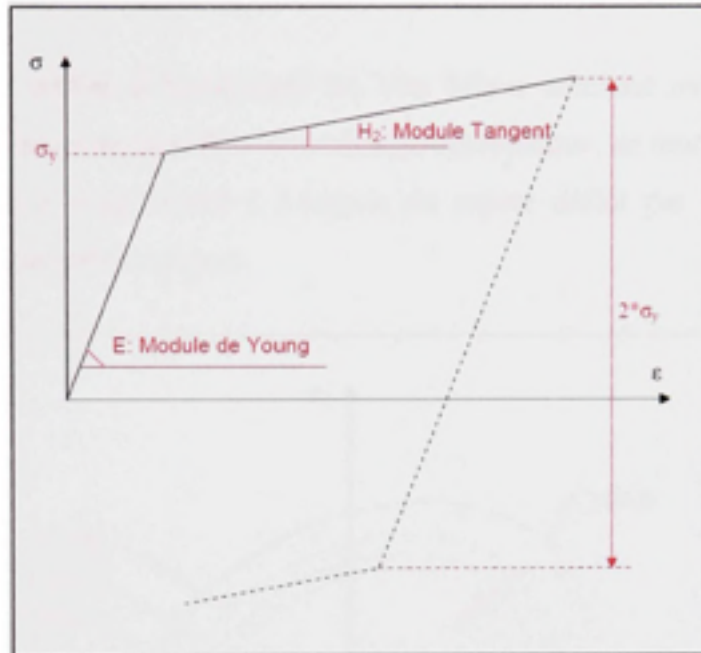
##### 4.4.3.1 Modèle d'écrouissage cinématique (Kinematic Hardening)

Ce modèle considère que le domaine d'élasticité de Von Mises ne change pas de taille lors des chargements cycliques répétés. Par contre, il se déplace dans l'espace des contraintes. Lorsque la surface d'écoulement est déplacée de l'état initial à l'état actuel (de  $C_0$  à  $C$  dans la Figure 4.7), le critère d'écoulement pour l'écrouissage cinématique devient en état plan des contraintes principales :

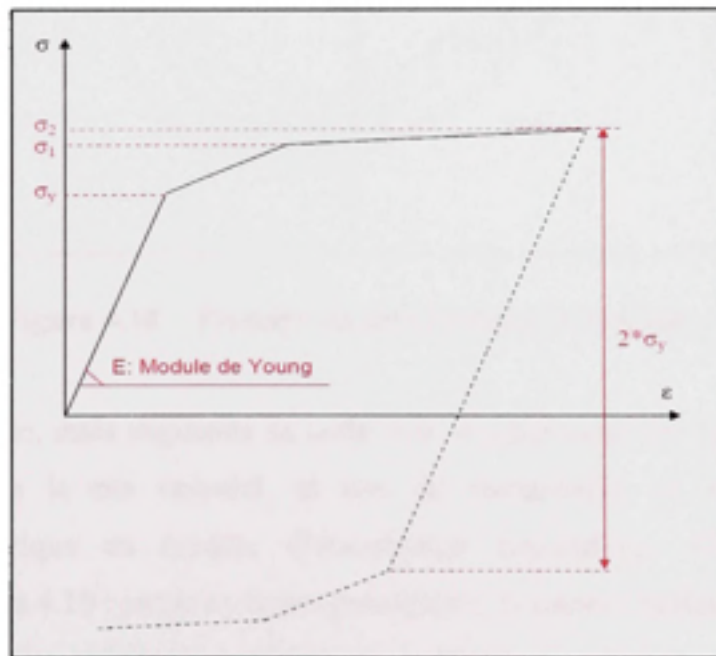
$$\sigma_{eq} = \sqrt{(\sigma_1 - \alpha_1)^2 + (\sigma_2 - \alpha_2)^2 - (\sigma_1 - \alpha_1) \cdot (\sigma_2 - \alpha_2)} \leq \sigma_y \quad (4.5)$$

Pour un incrément infinitésimal de contrainte  $\{d\sigma\}$  égal à  $\overline{PP'}$  dans le domaine plastique (Figure 4.7), le déplacement de la surface d'écoulement est proportionnel au vecteur  $\overline{CP}$  :





**Figure 4.8** *Modèle bilinéaire de durcissement cinématique.*

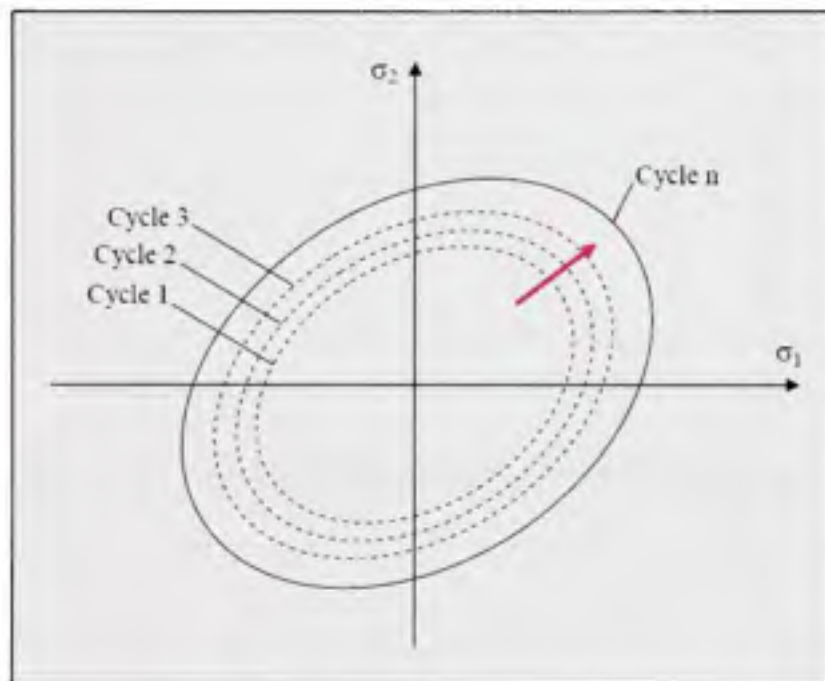


**Figure 4.9** *Modèle multilinéaire de durcissement cinématique.*



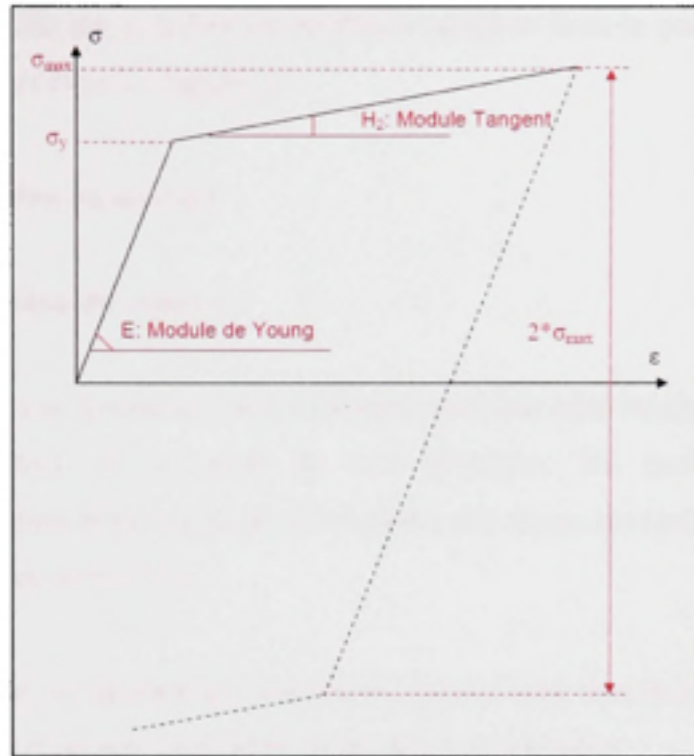
#### 4.4.3.2 Modèle d'écrouissage isotropique

Ce modèle utilise le critère d'écoulement de Von Mises combiné avec un durcissement isotropique. Contrairement au modèle d'écrouissage cinématique, ce modèle considère que le domaine de Von Mises reste centré à l'origine du repère défini par les axes principaux ( $\sigma_1, \sigma_2$ ) lors des chargements cycliques.

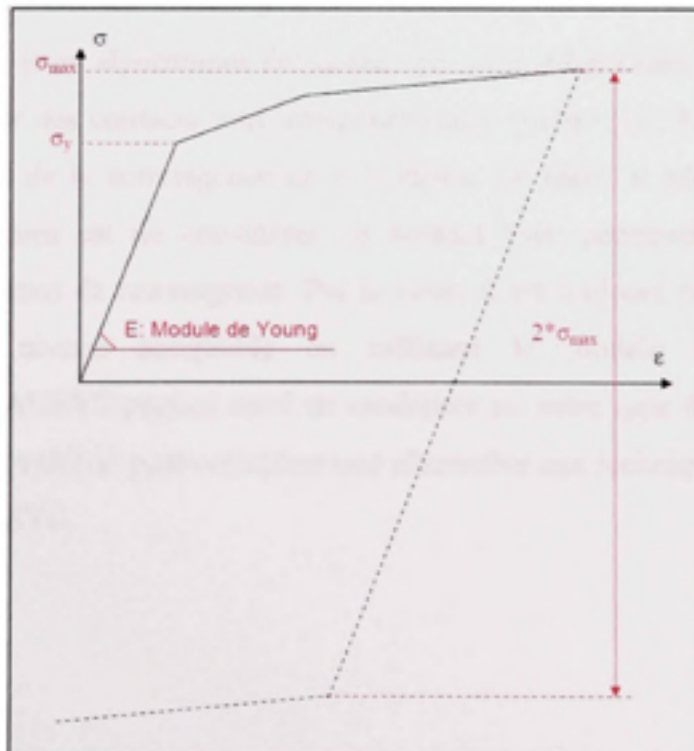


**Figure 4.10** *Principe du durcissement isotropique.*

L'ellipse reste centrée, mais augmente sa taille avec les déformations cycliques successives (Figure 4.10). Dans le cas uniaxial, et lors du chargement, ce modèle assume un comportement identique au modèle d'écrouissage cinématique. Cependant, lors du déchargement (Figure 4.10 : partie en lignes pointillées), le retour élastique est deux fois plus grand que la contrainte maximale appliquée au matériau  $\sigma_{max}$  lors du chargement (Figure 4.11). Ce modèle est souvent préféré pour les problèmes induisant des déformations importantes. Il est peu recommandé pour les problèmes de chargements cycliques ainsi que les petites déformations. Comme le modèle précédent, le modèle d'écrouissage isotropique est disponible en deux options : bilinéaire BISO et multilinéaire MISO (Figure 4.12). Cette



**Figure 4.11** *Modèle bilinéaire de durcissement isotropique.*



**Figure 4.12** *Modèle multilinéaire de durcissement isotropique.*

dernière option est celle qui a donné les meilleurs résultats dans le cadre de ce projet. Elle sera présentée en détail dans le chapitre 5.

## **4.5 Modélisation du contact**

### **4.5.1 Description du contact**

Lorsque deux surfaces se touchent, elles deviennent mutuellement tangentes : elles sont alors considérées en contact. D'un point de vue physique, les surfaces en contact ne s'interpénètrent pas entre elles et peuvent transmettre des forces normales de compression et des forces tangentielles de friction.

Dans la modélisation, le contact est considéré comme une non-linéarité. Selon que les surfaces sont en contact ou non, la rigidité du modèle peut changer.

### **4.5.2 Algorithmes de contact**

ANSYS propose plusieurs algorithmes de contact qui sont utilisés dans différents cas. Il est possible de modéliser des contacts sans interpénétration, quoique ce choix puisse poser des problèmes au niveau de la convergence de la solution. Le choix le plus approprié pour la majorité des problèmes est de considérer un contact avec pénétration; cela permet de surmonter les problèmes de convergence. Par la suite, il est toujours possible de réduire la pénétration à un niveau acceptable en raffinant le modèle et en le validant expérimentalement. ANSYS permet aussi de modéliser un autre type de contact : celui des corps collés. Cette possibilité peut constituer une alternative aux techniques de couplage déjà disponibles dans ANSYS.

Voici une présentation sommaire des différents algorithmes proposés par ANSYS :

#### 4.5.2.1 Algorithmes de pénalité

Dans ces algorithmes, les parties susceptibles de rentrer en contact sont reliées par un ressort fictif de raideur  $k_{normal}$ , qui permet de détecter l'état de contact (ouvert, éminent, ou fermé). Ils se basent sur la formulation suivante :

$$F_{normal} = k_{normal} \cdot x_{pénétration} \quad (4.7)$$

avec :  $F_{normal}$  la force normale lors du contact,  $k_{normal}$  la raideur de contact et  $x_{pénétration}$  représente l'interpénétration entre les deux surfaces.

$k_{normal}$  est un paramètre numérique représentant la rigidité du ressort fictif liant les deux surfaces de contact. Il est sans signification physique réelle, mais permet de contrôler la pénétration : plus la raideur de contact  $k_{normal}$  est élevée, plus la pénétration  $x_{pénétration}$  est minime et vice-versa (Figure 4.13). Il est possible d'obtenir une pénétration presque nulle, cela en utilisant une valeur très élevée de  $k_{normal}$ . Cependant, les temps de calcul seront très élevés, ce qui rend ce choix peu intéressant.

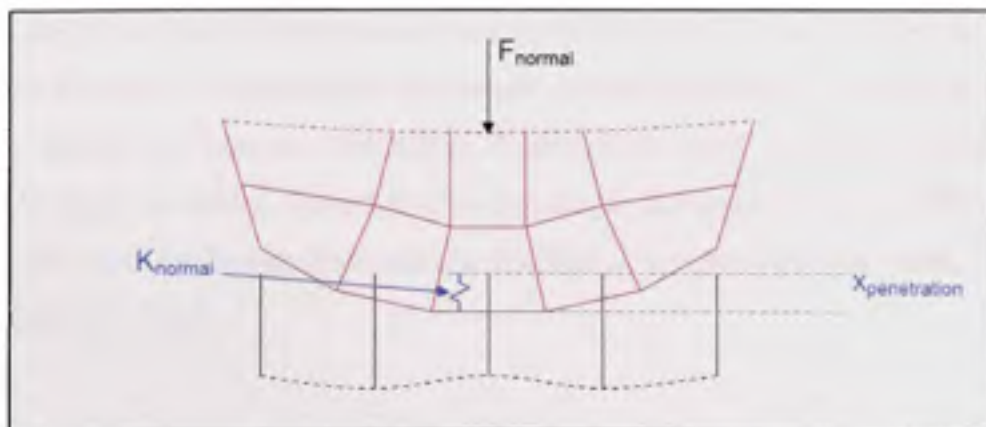


Figure 4.13 Principe de contact avec ANSYS :  $F_n$  : Force normale ;  $X_p$  : Pénétration.

(Ansys, 2007)

Par ailleurs, le facteur  $k_{normal}$  est le paramètre qui affecte le plus la précision et la convergence d'une solution.

L'utilisateur peut contrôler la raideur du contact à travers le facteur FKN. Plus ce facteur est petit, plus la raideur de contact l'est aussi. ANSYS propose un contrôle automatique de ce paramètre en le considérant égal à 1. Il est possible de l'entrer manuellement : la plage de valeurs varie entre 0.01 (pour les problèmes dominés par la flexion) et 10 (assemblages collés).

Il existe une version modifiée de cet algorithme nommée l'algorithme de Lagrange augmenté. Il s'écrit comme suit :

$$F_{normal} = k_{normal} \cdot x_{pénétration} + \lambda \quad (4.8)$$

où  $\lambda$  est une constante qui rend la méthode de Lagrange augmentée moins sensible à la raideur de contact  $k_{normal}$ , ce qui permet dans certains cas une convergence plus rapide.

#### 4.5.2.2 Algorithme des multiplicateurs de Lagrange

L'algorithme des multiplicateurs de Lagrange propose une autre approche qui consiste à ajouter un degré de liberté supplémentaire au problème nommé « la pression de contact ». Cela permet de forcer la compatibilité du contact (pénétration nulle), sans devoir préciser le facteur de rigidité de contact. Cependant, l'ajout d'un degré de liberté supplémentaire augmente le temps de calcul, et rend la convergence de la solution parfois difficile. Dans le cas du modèle de martelage proposé dans le chapitre 5, la solution ne converge pas lorsque cet algorithme est utilisé.

#### **4.5.2.3 Algorithme MPC (multi-point constraint algorithm)**

Cet algorithme est conçu spécialement pour modéliser les surfaces collées ou étroitement adjacentes. L'algorithme MPC ajoute des équations de couplage qui imposent les mêmes déplacements et rotations aux nœuds des surfaces en contact.

### **4.6 Récapitulation**

Dans ce chapitre, le logiciel ANSYS ainsi que ses capacités de modélisation liées à ce projet ont été présentés. Il a été question des différents types d'éléments utilisés, des lois de comportement du matériau et des différentes non-linéarités présentes dans ce modèle. Un intérêt particulier a été accordé à la modélisation du contact par éléments finis. Le choix de l'algorithme de contact ainsi que du facteur de rigidité FKN influencent grandement la convergence de la solution.

## CHAPITRE 5

### **SIMULATION PAR ÉLÉMENTS FINIS DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES INDUITES PAR DES IMPACTS RÉPÉTÉS SUR UNE PLAQUE D'ACIER 304L**

Cet article a été soumis au Journal «Computers & Structures» en octobre 2008. Il est présenté intégralement dans la section suivante. La mise en page a été légèrement modifiée pour l'adapter au rapport actuel. Le modèle utilisé ainsi que son fonctionnement sont présentés en annexes 5 et 6.

#### **5.1 Résumé**

Le martelage robotisé est une technique de relaxation des contraintes résiduelles qui consiste à donner des coups répétitifs sur la surface à traiter. Ce traitement permet d'améliorer la vie en fatigue en raison des contraintes compressives qu'il induit et de l'augmentation de la dureté des surfaces traitées. Le but de cet article est de simuler le procédé de martelage en utilisant la méthode des éléments finis, cela pour prédire le développement, l'amplitude et la distribution des contraintes résiduelles en fonction de l'énergie de martelage et du nombre de coup de marteau appliqué. Un modèle axisymétrique développé sur ANSYS est utilisé pour simuler des impacts répétés d'un marteau élastique sur une plaque élastoplastique. Les non-linéarités suivantes ont été utilisées lors du développement de ce modèle : les grandes déformations, la plasticité, et le contact. Les résultats du modèle d'éléments finis concordent avec ceux obtenus expérimentalement.

## 5.2 Article

### FINITE ELEMENT SIMULATION OF RESIDUAL STRESSES INDUCED BY REPEATED IMPACTS ON 304L PLATE

Lyès Hacini, Ngan Van Lê, Philippe Bocher

École de Technologie Supérieure, 1100, rue Notre-Dame Ouest, Montréal, Québec, H3C1K3

[lyes.hacini@etsmtl.ca](mailto:lyes.hacini@etsmtl.ca) ; [van-ngan.le@etsmtl.ca](mailto:van-ngan.le@etsmtl.ca) ; [philippe.bocher@etsmtl.ca](mailto:philippe.bocher@etsmtl.ca)

#### 5.2.1 Abstract

Robotized hammer peening is a stress relief process in which a hammer is blasted several times on a surface of a metal workpiece. This treatment improves fatigue behaviour thanks to induced compressive residual stresses and surface work hardening. A finite element (FE) simulation of this process is here presented for predicting residual stress development and evolution in function of the energy level and the number of hammer blows. An axisymmetric FE model and ANSYS Code are used for simulating repeated impacts of a hammer on a plate. The hammer is assumed elastic. The plate is assumed elastic plastic using a high strain rate stress-strain curve and multi linear isotropic hardening law. The force is applied onto the hammer and transferred to the plate via surface-to-surface friction contact elements. In each hammer blow cycle, the impact force is increasingly applied from zero to a maximum value by small increments and released back to zero. The difference between the strain energy in the plate at each time step and the one at the beginning of the cycle is computed and used as the criteria for stopping the increasing force when it reaches a desired energy level. Nonlinearities due to contact, plasticity and large deflection are taken into account. In general, FE results well agree with experiments. Both FE and experimental results show that friction coefficient is not an important factor in hammer peening processes; repeated hammer impacts could produce residual stresses in compression at yield in a relatively wide and deep zone right under impact area and in tension at 30% of yield stress on surface in a relatively small and shallow zone adjacent to impact area; stabilized results are practically reached after



three to four hammer blows; A proper energy level of hammer could be chosen so as not to create cracks in the tensile stress zone.

### 5.2.2 Keywords

Residual stress; FE model; nonlinearities; contact algorithm; unitary impact; impact energy.

### 5.2.3 Introduction

Hammer peening technique could be a low cost method of improving fatigue strength of components. It may significantly reduce tensile residual stresses or even create beneficial compressive residual stresses.

Shot peening and more recently ultrasonic and laser peening presented by Barralis *et al.* [1] and Statnikov *et al.* [2] have gained acceptance especially in aerospace industry as stress relief techniques for improving part performance. Hammer peening process on the other hand is mostly used to improve fatigue resistance of welded components. Even though this process is noisy and tedious, it is effective and economic when applied to heavy and large welded components such as hydraulic turbines.

Optimizing a hammer peening process by trial-and-error experiments can be very expensive and is usually limited to simple cases. Finite element (FE) is nowadays a powerful and economic tool that could be used for optimizing parameters of hammer peening process and avoiding costly experiments, mostly when dealing with complex components.

Some most significant works in the literature relative to simulating shot peening process, similar to hammer peening process in certain aspects, are:

Schiffner *et al.* [3] simulated the perpendicular impact of an elastic sphere against an elastoplastic surface using an axisymmetric model. Zion [4] applied a similar axisymmetric model for simulating shot peening and studying the effect of impact velocity, frictional coefficient, ball diameter and sample thickness. Majzoobi *et al.* [5] studied, by simulation of

multiple shot impacts at different velocities, the effect of impact velocity on residual stress profiles. Frija *et al.* [6] proposed a FE model simulating the shot peening loading by using the energy of an equivalent static indentation of a peening sphere on the treated surface and obtained good results.

The most significant works on hammer peening process found in literature are those carried out by the “Institut de Recherche d’Hydro Québec (IREQ)”. Most of these works are experimental [7, 8] and only one of those is a 2D finite element simulation of one single pass of hammer peening [9].

The present work deals with a quasi-static FE analysis for simulating repeated hammer peening impacts at the same location on a plate. In order to find the appropriate energy levels to be used in FE model, a new approach based on the comparison of static and dynamic strain-stress curves was used. The FE results are validated by the comparison with experimental studies on repeated hammer peening process carried out by Hacini *et al.* [10].

#### 5.2.4 Impact energy estimation

In a previous work, Hacini *et al.* [10] used the initial potential energy of the hammer as an indicator of impact intensity:

$$E = M.g.H \quad (5.1)$$

where  $M$  is mass of hammer,  $g$  is gravitational acceleration, and  $H$  is falling height (see  $E_{p1}$ ,  $E_{p2}$  and  $E_{p3}$ , in Table 1, where  $E_p$  stands for potential energie). However, this energy is much higher than what is absorbed by the workpiece because of rebound energy and several energy-loss sources which are difficult to evaluate, such as friction, vibration and damping of workpiece and restraining system.

Table 5.1  
Impact energy level estimation

Potential Energies as estimated by Hacini et al. (2008)	$E_1 = 8$ Joules
	$E_{P2} = 16$ Joules
	$E_{P3} = 24$ Joules
Static Energies carried out by static tests	$E_{S1} = 1.7$ Joules
	$E_{S2} = 3.4$ Joules
	$E_{S3} = 5$ Joules
Absorbed Energies as estimated by Equations (2) and (3)	$E_{A1} = 2.55$ Joules
	$E_{A2} = 5.1$ Joules
	$E_{A3} = 7.5$ Joules

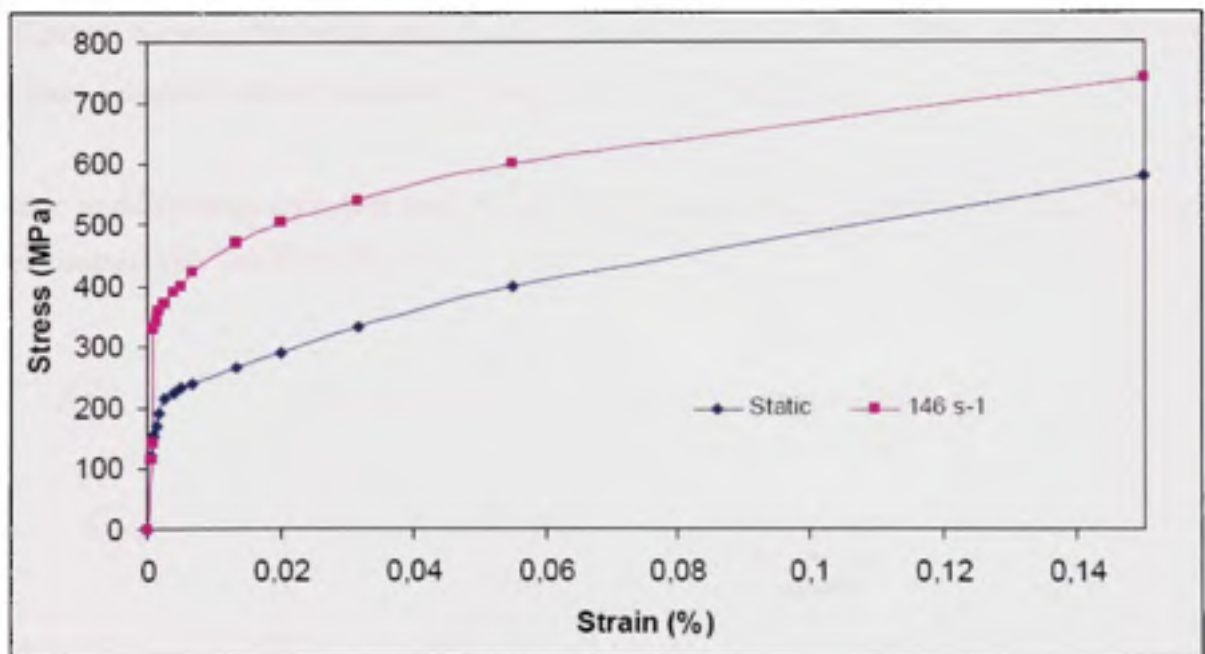
For estimating absorbed energies  $E_A$  in the plate due to hammer blows, some assumptions are made: (1) Imprints on the plate due to hammer blows are measured and used as plastic deformation indicators; (2) Static forces are tested on same hammer and plate so as to give same imprints and static energies  $E_S$  are determined assuming no energy loss in static tests; and (3) It is assumed that the ratio between dynamic and static energies giving imprints on the plate,  $E_A/E_S$ , is constant and equal to the same ratio obtained from uniaxial stress-strain tests under static and dynamic (high strain rate) conditions.

For 304L steel plates, static stress-strain curve and  $146 \text{ s}^{-1}$  strain-rate (dynamic) curve, available from reference [11] (Figure 1) suggest that the ratio  $E_A/E_S$  is about  $1.5 \pm 10\%$  for all plastic deformations. The following relationship is thus proposed:

$$E_A = 1.5 E_S \quad (5.2)$$

Three absorbed energy levels given by (2) are also shown in Table 1 and used for controlling the applied force of hammer on work piece.

It is noticed from Table 1 that only about 32% of potential energy of hammer is absorbed by the workpiece and the remaining 68% is lost hammer rebound, friction, vibration and damping of the restraining system [10].



**Figure 5.1** *Strain-stress curves of 304L steel for a static and dynamic test at  $146s^{-1}$ . (Yuritzinn et al., 2000)*

## 5.2.5 Finite element methodology

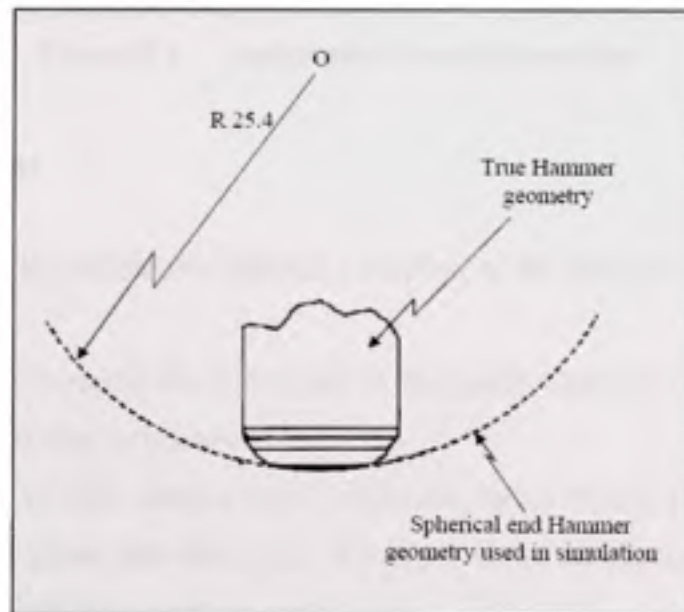
### 5.2.5.1 FE mesh and boundary conditions

An axisymmetric model is created with ANSYS software. The geometry is described, for simplicity, by a solid hemisphere with the same radius as at end (Figure 5.2). The sample

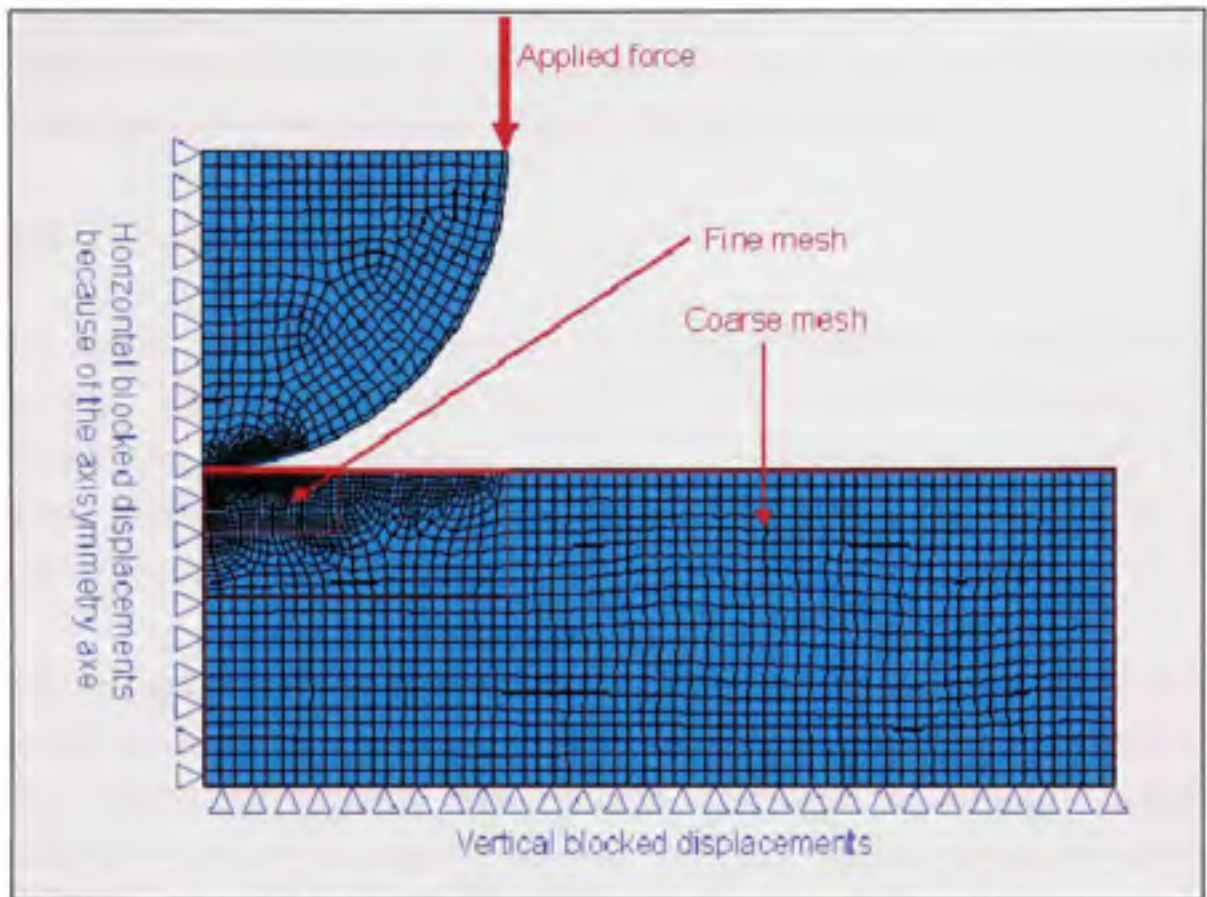
plate is meshed with variable element sizes, fine size around impact zone, and coarse size far from the impact zone (Figure 5.3). The following boundary conditions are applied:

- (1) nodes on axis of revolution are blocked in radial direction;
- (2) nodes on bottom of the plate are blocked in vertical direction;
- (3) surface-to-surface contact elements are created between nodes on hammer and upper face of the plate;
- (4) In each hammer blow cycle, the impact force is increasingly applied from zero to a certain maximum value by small increments and released back to zero. Strain energy in the plate is calculated at each time step and the maximum force value is obtained when the difference between the strain energy at a time step and the one at the beginning of the cycle reaches a desired value of absorbed energy  $E_a$  given by equation (2).

Three nonlinearities are taken into account in this analysis: large deflections [12], plasticity and contact with Coulomb friction.



**Figure 5.2** *Hammer geometry.*



**Figure 5.3** *Axisymmetric model meshing.*

#### 5.2.5.2 Assumptions

Static analysis is done neglecting the dynamic behaviour of the workpiece and the restraining structure.

The hammer is assumed elastic for it is made of tool steel which is much harder than the plate and work hardened due to numerous impacts.

The strain-stress curve of 304L steel at  $146\text{s}^{-1}$  strain rate, taken from [11], is used to take into account plasticity and strain rate effect (see the upper curve of Figure 5.1). This curve is input into ANSYS as a multilinear stress-strain curve.

Isotropic hardening law is assumed for plasticity behaviour, which is suitable for non reversed loading with multilinear stress-strain curve [13].

- For achieving reasonably accurate and converged results with contact iterations, the penalty function algorithm [13] and a contact stiffness coefficient of 0.1 are used. More details are given in the next paragraph about contact in FE simulation.

### 5.2.5.3 Contact algorithm

When dealing with contact problems in simulation, it is necessary to define various parameters. These parameters can strongly affect the accuracy of the calculations. A parameter such as contact stiffness does not have a physical meaning, and so cannot be measured experimentally. This makes its identification quite complex [14]. In this work, this parameter was set to fit the experimental data.

When two physical bodies are in contact, no penetration occurs between them. This could be achieved numerically but is very expensive in term of calculation time. Commercial software such as ANSYS suggests several contact algorithms which could be used according to the problem specifications. The Lagrange multiplier algorithm insures no penetration between the contact and the target elements, but it may not converge. Other algorithms, such as augmented Lagrange and penalty function, are more suitable for impact problem, even if they induce some surface penetration.

When contact is detected, an interface spring is inserted between the node and the surface that are in imminent contact and this spring tries to minimize the contact penetration. The higher the stiffness, the lower the penetration between the two modeled bodies (but the more difficult is the convergence of the solution). The reverse is also true: the lower the stiffness of the spring, the greater is the penetration (no difficulty to converge). The contact stiffness coefficient in the actual model was 0.1; this value was set to avoid solution divergence and to insure an accurate result.

In the proposed model, the hammer and the sample are held together by a contact that occurs initially in only one point. A small displacement is imposed at the beginning of the load; this increases the contact area and avoids convergence problems.

### 5.2.6 Finite element versus experimental results

Experimental results from a previous work of Hacini *et al.* [10] are reproduced here for comparison with FE results. An impact test machine DYNATUP GRC 8250 [15] was used to apply 10 consecutive impacts with the same energy level onto sample plates of 304L austenitic stainless steel. Three energy levels shown in table 1 were tested on three different sample plates.

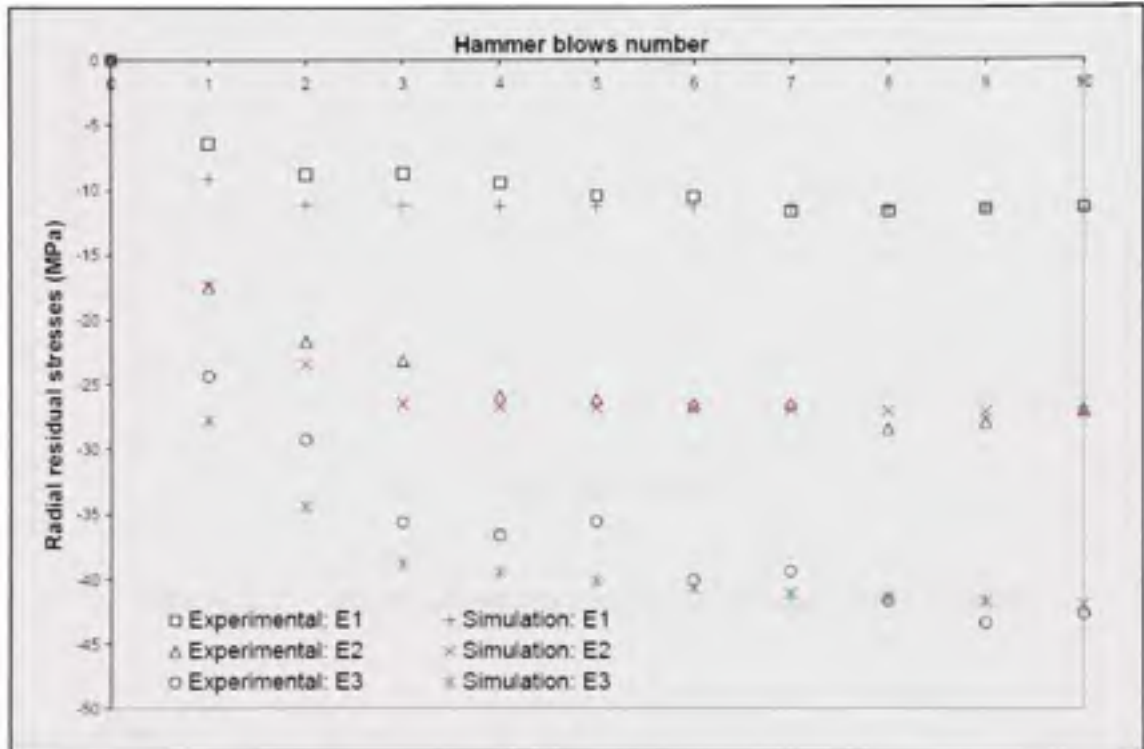
A strain gage rosette is mounted at 12.5 mm from the impact center for registering total strains at this point after each impact. These strains are simply converted into experimental residual stresses via elastic stress-strain relationships because this point always remains in elastic range for all those tests, such as verified by zero plastic strain at this point in FE results.

Figure 5.4 shows that radial residual stresses at 12.5 mm from the impact center obtained from FE agree well with experimental data, this for the three energy levels used and for ten consecutive impacts. For energy levels  $E_{A1}$  and  $E_{A2}$ , the saturation is reached after 3 impacts, while for  $E_{A3}$  no true saturation is reached. These results confirm that the proposed FE methodology previously described successfully simulates several hammer impacts at the same place onto a plate. The FE results give the same remarks as mentioned in Hacini *et al.* (2008), namely:

- (1) Hammer impacts create beneficial compressive residual stresses at surface of plate around impact region;
- (2) Residual stresses practically reach stable values after three repeated impacts at the same place;
- (3) Residual stress values increase with energy level.

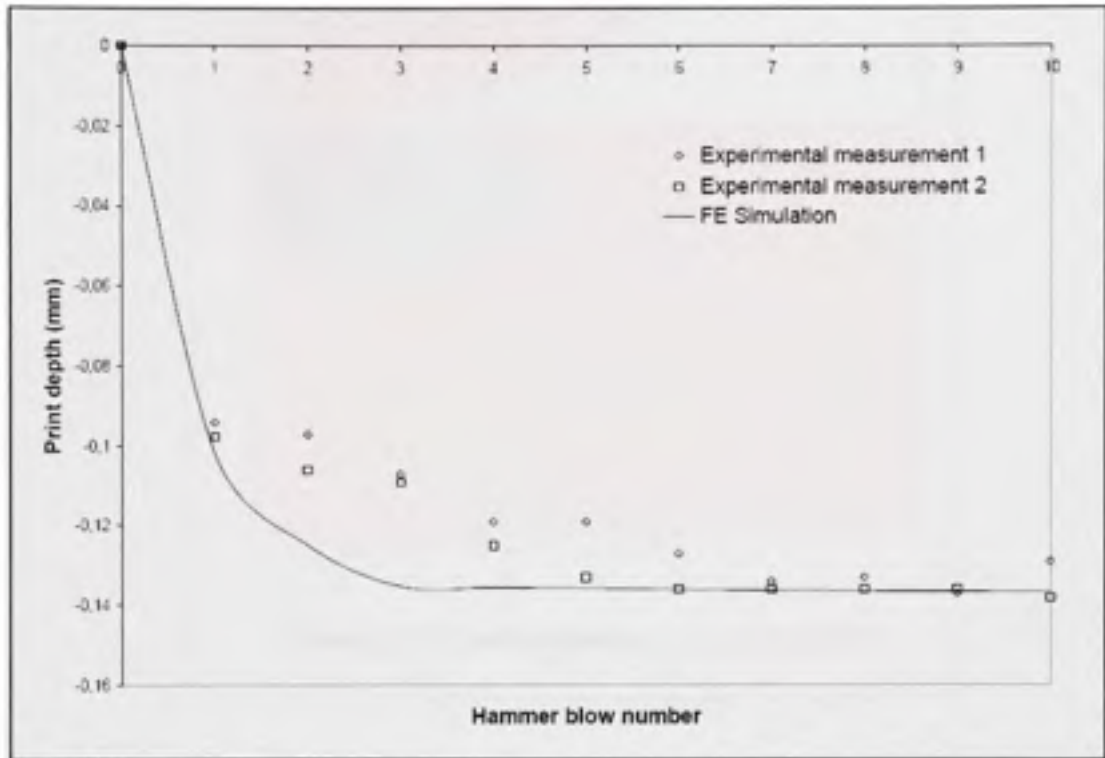


It is thus recommended to use as high an energy level as possible to give high compressive residual stresses at surface to a certain extent not to damage the surface of the treated workpiece either by distortion or cracks due to overwork hardening and tensile residual stresses, such as presented below.



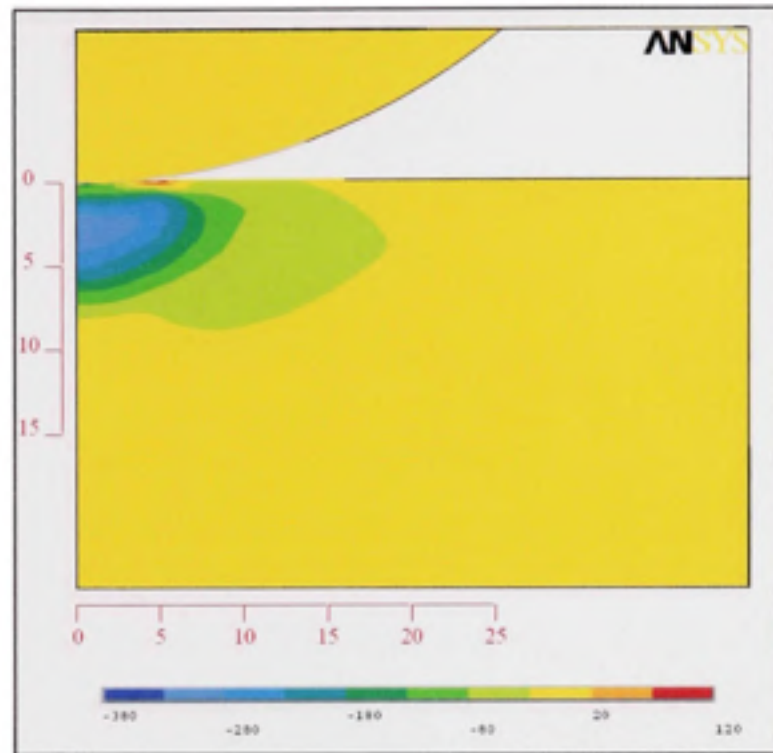
**Figure 5.4** *Radial residual stresses at 12.5mm from the impact center.*

Figure 5.5 shows impact print depths after each hammer blow for energy level  $E_{A2}$ , obtained by FE results and measurements. For FE results, the axial displacement of node on top and at center of the plate is used for print depth, while the experimental values are given by profilometer measurements. The original flatness of the sample was about  $\pm 14\mu\text{m}$ , it is considered as the error of the measurement. Both results generally agree well with each other, except for some differences for the 2<sup>nd</sup>, 3<sup>rd</sup>, and 4<sup>th</sup> blows, which may be attributed to the hardening law used in FE model, which is the same for all the impacts (this law does not take into account the hardening of the material from an impact to another, especially for the first impacts).

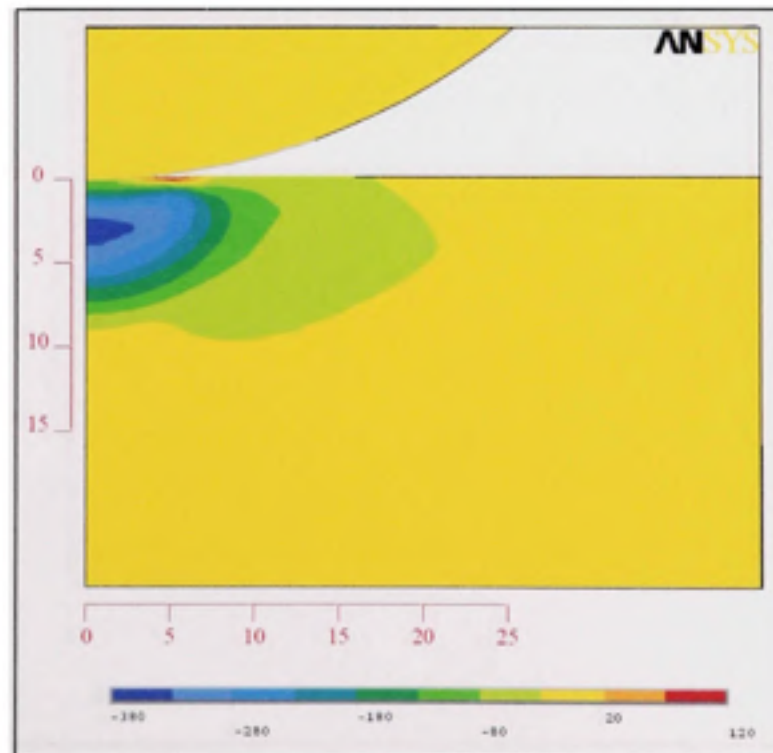


**Figure 5.5** *Depth of print in function of hammer blow number.*

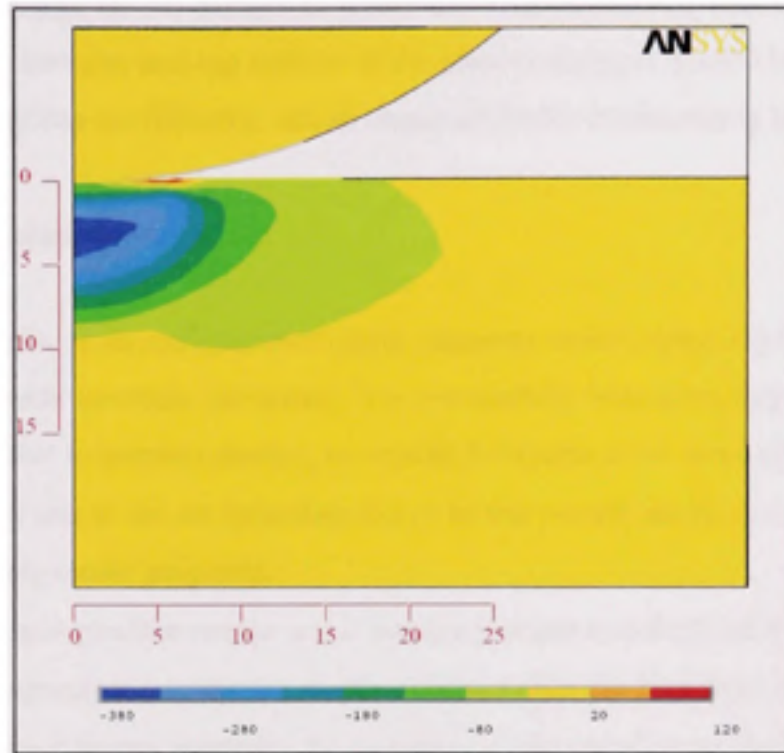
Figures 5.6 to 5.9 show distributions of radial residual stress after 1, 2, 3, and 10 impacts respectively, so as FE results. It is noticed that the maximum compressive stress is located at 5 to 7 mm under the surface; the compression zone expands after each blow, becomes practically stable after three blows and may reach a depth of 15 mm. There is, however, a small zone of tensile residual stress on the surface just adjacent to but outside the contact zone. This phenomenon has been experimentally observed by Hacini *et al.* [10] in the case of robotized hammer peening. The understanding and the control of such tensile zone is important for hammer peening treatment. For all studied energy levels previously mentioned, the tensile residual stress zone is always less than 1 mm deep and its maximum value is less than 50% of yield stress.



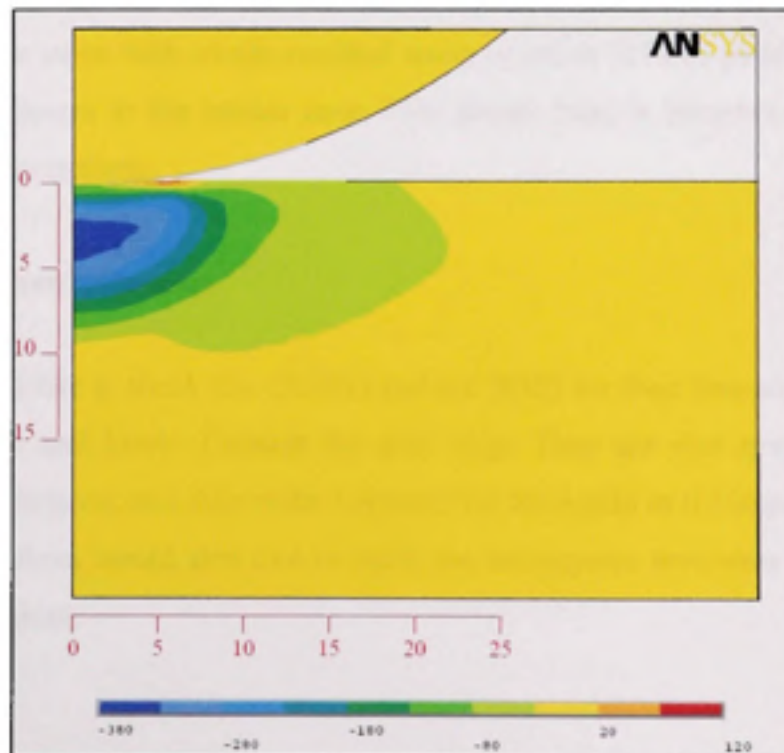
**Figure 5.6** *Radial residual stress distributions after 1 impact.*



**Figure 5.7** *Radial residual stress distributions after 2 impacts.*



**Figure 5.8** *Radial residual stress distributions after 3 impacts.*



**Figure 5.9** *Radial residual stress distributions after 10 impacts.*

No significant change in FE results is observed when frictional coefficient for contact elements between hammer and top surface of the plate is changed from 0.05 to 0.2, so that it can be said that friction coefficient is not an important factor in simulating hammer peening.

### **5.2.7 Conclusions**

- A static analysis of an axisymmetric finite elements model using high-strain-rate stress strain curve with isotropic hardening law successfully simulates residual stresses and deformations due to hammer peening by repeated impacts at the same place.
- Friction coefficient is not an important factor in the present study; it does not affect the hammer peening model proposed.
- Localized impacts produce compressive residual stresses to a depth of about 15 mm.
- Stabilized compressive stresses are mostly obtained after the first three impacts.
- Increasing impact energy increases the intensity of compressive residual stresses induced by repeated impacts. It is thus possible to optimize time of peening process by choosing a proper impact energy level.
- Care should be taken with tensile residual stress of about 50% of yield stress that exists outside but adjacent to the impact zone. This tensile zone is however small and within 1 mm deep from surface.

### **5.2.8 Acknowledgement**

The authors would like to thank the CRSNG and the IREQ for their financial support and Dr Jacques Lanteigne and Denis Thibault for their help. They are also grateful to Stéphane Godin, Carlo Baillargeon, and Alexandre Lapointe for their help in the experimental tasks of this work. The authors would also like to thank the anonymous reviewers for their relevant and useful suggestions.

## 5.2.9 References

- [1] Barralis J, Castex L, Maeder G, Précontraintes et traitements superficiels. Techniques de l'ingénieur ; M 1 180.
- [2] Statnikov ES, Muktepavel VO, Blomqvist A. Comparison of ultrasonic impact treatment (UIT) and other fatigue life improvement methods. *Welding Research Abroad* 2004; 50(5):28-40.
- [3] Schiffner K, Droste G, Helling C. Simulation of residual stresses by shot peening. *Computers and Structures* 1999; 72(1-3):329-340.
- [4] H.L. Zion, A dynamic finite element simulation of the shot-peening process, Ph.D. Thesis, Georgia Institute of Technology, 2003, 160 pages.
- [5] Majzoobi GH, Azizi R, Alavi N. A three-dimensional simulation of shot peening process using multiple shot impacts. *Journal of Materials Processing Technology* 2005; 164-165(2):1226-1234.
- [6] Frija M, Hassine T, Fathallah R, Bouraoui C. Finite element modelling of shot peening process: Prediction of the compressive residual stresses, the plastic deformations and the surface integrity. *Materials Science and Engineering A* 2006; 426(1-2):173-180.
- [7] R. Simoneau, Déformation de plaques d'aciers par le martelage multi-passe robotisé, Technical report, Research Institute of Hydro-Québec, 2004, IREQ-2004-161.
- [8] Fihey JL, Simoneau R, Lanteigne J, Thibault D, Laroche. Controlled hammerpeening on a restrained A514 (S690Q) weldment. In *High Strength Steels for Hydropower Plants*, Graz : 2005.

- [9] J. Lanteingne, Simulation élasto-plastique 2D du martelage: Application à l'acier au carbone A-516 et à l'acier inoxydable 304, Technical report, Research Institute of Hydro-Québec, 2004.
- [10] Hacini L, Lê VN, Bocher P. Effect of impact energy on residual stresses induced by hammer peening of 304L plates. *Journal of Material Processing Technology* 2008; 208(1-3):542-548.
- [12] J.P. Michel, T. Kruml, Introduction à la plasticité des milieux continus, Corse notes : Notions complémentaires sur les contraintes, les déformations et l'élasticité, École des mine de Nancy.
- [11] Yuritzinn T, Galon P, Grunenwald T, Izquierdo P, Le Maoult A, Valeta MP. Impact resistance of 304L type stainless steel plates: Identification of Lemaitre and Chaboche damage model's parameters at different strain rates: Comparison with experimental results. *Journal De Physique. IV* 2000; 10(9):491-496.
- [13] ANSYS, Inc. et ANSYS Europe Ltd. 2007. *Ansys 10.0*. Logiciel. (USA).
- [14] Meo M, Vignjevic R. Finite element analysis of residual stress induced by shot peening process. *Advances in Engineering Software* 2003; 34(9):569-575.
- [15] General Research Corp. GRC8250: Impact Test Machine: DYNATUP. Instruction manual. GRC International Compagny 1992; 5383 Hollister Avenue, Santa Barbara, CA93111, USA.

## CONCLUSION

L'effet du martelage sur les contraintes résiduelles a été étudié dans ce projet qui constitue le premier travail de cette ampleur consacré exclusivement au martelage.

Dans la première partie du document, le martelage robotisé a été simulé expérimentalement grâce à une nouvelle approche. Une tour d'impact a permis de réaliser des impacts unitaires répétés au même endroit, ce qui a permis de suivre l'évolution et l'intensité des contraintes induites et relaxées à l'intérieur des échantillons.

Sur le plan expérimental, les principales conclusions tirées de ce travail sont les suivantes :

- Sur des échantillons libres, le martelage est capable d'induire des contraintes de compression pouvant atteindre une dizaine de millimètres en profondeur.
- Sur des échantillons initialement stressés, le martelage est capable de relaxer les contraintes résiduelles de tension sur une profondeur d'une dizaine de millimètres sous la surface traitée. Pour les zones proches de la surface, ces contraintes initiales sont carrément remplacées par de la compression.
- Les contraintes de compression dues au martelage sont stabilisées majoritairement après 3 à 5 couches de martelage, cela quelque soit l'état initial de contrainte à l'intérieur de l'échantillon traité.
- Des niveaux de contraintes de compression plus élevées peuvent être atteints si l'énergie du marteau est augmentée. Cela permet aussi de réduire le temps de traitement.
- La mesure de la microdureté obtenue par comparaison des mesures de dureté avant et après traitement peut constituer un bon indicateur du niveau de contraintes induites ou relaxées par martelage.
- Selon les observations réalisées sur les échantillons martelés, le martelage n'a initié aucune fissure sur les surfaces traitées.



Dans la seconde partie de cette thèse, une version modifiée de la technique des contours sans approximation mathématique a été développée et utilisée pour estimer les contraintes résiduelles induites et relaxées par martelage robotisé :

- La technique des contours est capable de donner une distribution complète 2D des contraintes sur une section, ce qui la rend idéale pour l'étude du martelage.
- Le martelage excessif crée des zones de tension voisines de la zone de compression sous la surface traitée. Ces zones doivent être éloignées des endroits critiques de la pièce traitée; elles peuvent être contrôlées en élargissant la zone martelée.
- Le martelage permet de réduire les distorsions dues à l'opération de soudage. Ces distorsions peuvent être complètement éliminées si un nombre suffisant de couches de martelage est appliqué.

Sur le plan numérique, les conclusions suivantes peuvent être tirées de ce travail :

- Un modèle axisymétrique d'éléments finis a simulé avec succès les déformations et contraintes induites par des coups répétés de marteau au même endroit. Ce modèle suppose un comportement élastique du marteau et un écrouissage isotropique de la plaque martelée.
- Le coefficient de friction n'a pas d'influence remarquable sur les résultats de contraintes dans le modèle proposé.
- Les résultats numériques rejoignent les conclusions expérimentales, à savoir :
  - La profondeur de compression réalisée par le martelage peut atteindre une dizaine de millimètres;
  - Un traitement optimal est obtenu après trois ou quatre coups de marteau;
  - L'augmentation de l'énergie d'impact augmente l'intensité des contraintes résiduelles induites. Cela peut avoir comme conséquence aussi une réduction du temps de traitement.

Finalement, des zones de tension avoisinant la zone martelée apparaissent au fur et à mesure que le traitement est appliqué. Dans le cas présent, leur intensité n'a pas dépassé 50% de la contrainte d'écoulement initiale du matériau, et leur profondeur ne dépassait pas 1 mm. Ces

zones doivent être éloignées des endroits critiques pour éviter toute rupture catastrophique lors du fonctionnement.

## RECOMMANDATIONS

À la lumière des résultats obtenus dans ce projet, et afin d'améliorer le procédé de martelage, les recommandations suivantes s'imposent :

- ❖ Appliquer trois couches de martelage (avec le niveau d'énergie actuel) quel que soit l'état de contraintes initiales.
- ❖ Augmenter l'énergie de martelage d'au moins 50%, car cela va réduire le temps de traitement en réduisant le nombre de couches de martelage.
- ❖ Lors de l'application du martelage pour relaxer les contraintes dues au soudage, il est important de couvrir entièrement la zone soudée, et d'élargir suffisamment la zone de martelage pour éloigner les contraintes de tension des zones critiques. Étant donné que ce point n'a pas fait l'objet d'une étude particulière, il est recommandé d'investiguer l'effet de l'élargissement des zones martelées sur l'état de contraintes sous la surface traitée.

Il est suggéré d'étudier, dans le cadre des travaux futurs à entreprendre dans la foulée de ce projet :

- ❖ L'effet de la fréquence de martelage (cela n'est pas possible actuellement car les marteaux pneumatiques disponibles actuellement avec SCOMPI ne le permettent pas), l'inclinaison du marteau par rapport à la surface traitée, et la distance interpasse.
- ❖ L'effet du martelage des couches intermédiaires lors du soudage multicouches.
- ❖ L'effet du martelage sur d'autres matériaux utilisés lors de la fabrication mécanosoudée de turbines, par exemple les aciers 316 et 514.
- ❖ La vie en fatigue d'échantillons qui ont subi un traitement par martelage. Le but est de savoir s'il est utile d'utiliser le martelage avant la mise en fonctionnement des turbines.
- ❖ L'inclusion des contraintes résiduelles initiales dans l'étude par éléments finis afin d'évaluer la relaxation par martelage.
- ❖ Des essais mécaniques à des taux de déformation comparables à ceux induits par martelage pour déterminer la courbe de comportement de l'acier 304L. Cela permettra de vérifier l'hypothèse faite lors du développement du modèle axisymétrique.

- ❖ L'implantation du modèle de martelage développé dans un modèle 3D dès que les capacités de calcul seront disponibles. Ce modèle sera capable de simuler des couches entières de martelage.

## ANNEXE I

## ARTICLE I

Provided for non-commercial research and education use.  
Not for reproduction, distribution or commercial use.



This article appeared in a journal published by Elsevier. The attached copy is furnished to the author for internal non-commercial research and education use, including for instruction at the authors institution and sharing with colleagues.

Other uses, including reproduction and distribution, or selling or licensing copies, or posting to personal, institutional or third party websites are prohibited.

In most cases authors are permitted to post their version of the article (e.g. in Word or Tex form) to their personal website or institutional repository. Authors requiring further information regarding Elsevier's archiving and manuscript policies are encouraged to visit:

<http://www.elsevier.com> copyright



ELSEVIER

journal homepage: [www.elsevier.com/locate/jmatprotec](http://www.elsevier.com/locate/jmatprotec)

## Effect of impact energy on residual stresses induced by hammer peening of 304L plates

Lyes Hacini, Ngan Van Lê, Philippe Bocher\*

Ecole de Technologie Supérieure, 1100, Notre-Dame ouest, Montreal, Quebec H3C1E3, Canada

### ARTICLE INFO

#### Article history:

Received 17 August 2007

Received in revised form

9 January 2008

Accepted 12 January 2008

#### Keywords:

Residual stress relaxation

Hammer peening

Touch-heating

Unitary impact

Impact energy

Residual stresses measurement

### ABSTRACT

Residual stresses induced by welding may reach the yield strength of the material and decrease the life of the components by premature cracking. The hammer peening process has been used to improve the fatigue resistance in welded components, especially at the weld toe. It is expected that the powerful hammer peening process produces a deeper compressive layer than other currently used processes and thus a better improvement in fatigue life for heavy welds. To better understand residual stress relaxation by hammer peening, this study evaluates the effect of each hammer blow on the residual stresses field under the treated surfaces. An impact machine was used for hammering and generating unitary impacts at the same location. 304L steel plates were tested under 10-impact with various energy levels. Both initial stress free plates and plates with residual stresses were tested. Strain gages were used for recording strains at the surface in the near field of the impact, whereas in-depth residual stresses at 8 mm from the impact center were measured using the hole-drilling technique. The micro-hardness profiles were also measured to evaluate the hardening affected zone of the hammer peening. It was found that in initial stress free plates, hammer peening introduces compressive residual stresses. In plates with initial tensile residual stresses, hammer peening either released them or turned them into compression. It was found that increasing energy improves the hammer peening efficiency and that the first three or four hammer blows were the most effective. It was also found that the extent of the hammer-peening induced compression was around 1 mm. Microscopic observations of samples from the tested plates did not reveal cracks on the treated surfaces.

© 2008 Elsevier B.V. All rights reserved.

### 1. Introduction

Tensile residual stresses are problematic in many structural engineering applications where they cause destruction by stress corrosion cracking and fatigue life reduction. Manufacturing processes, such as welding, may develop high tensile residual stresses which often lead components to premature cracking and to shorter lifespan as reported by Thibault et al. (2005).

Shot peening and more recently ultrasonic and laser peening presented in Zhuang and Halford (2001) have gained acceptance especially in the aerospace industry to improve part performances. On the other hand, the hammer peening process has not been widely used and only some applications were found to improve the fatigue resistance in welded components (especially at the weld toe of big components). This process is quite noisy and is a tedious operation that has, perhaps for this reason, not attained widespread use. However, it

\* Corresponding author. Tel.: +1 514 396 8645.

E-mail addresses: [lyes.hacini@etsmtl.ca](mailto:lyes.hacini@etsmtl.ca) (L. Hacini), [van-ngan.le@etsmtl.ca](mailto:van-ngan.le@etsmtl.ca) (N. Van Lê), [philippe.bocher@etsmtl.ca](mailto:philippe.bocher@etsmtl.ca) (P. Bocher).

0924-6460/\$ – see front matter © 2008 Elsevier B.V. All rights reserved.

doi:10.1016/j.matprotec.2008.01.025

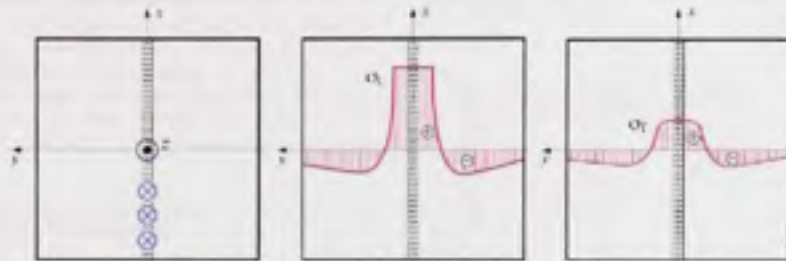


Fig. 1 - Typical residual stresses in a welded austenitic stainless steel plate: (a) Welding, transverse and hammer peening directions ( $x$ ,  $y$  and  $z$ , respectively), (b) Longitudinal residual stresses after welding and (c) Transverse residual stresses (in-depth) after welding.

is expected that the powerful hammer peening process may produce deeper compressive layer than the other processes, and thus a better improvement in fatigue life in heavy welds.

Literature reports that most researches on hammer peening are focused on the relationship between hammer peening and fatigue life improvement as presented by Hassan (1994) who studied the fatigue strength of tapered partial-length cover plates treated by hammer peening and Valentin (1994) who evaluated the hammer peening effects on the fatigue life of welded T-plate joints. Kirkhope et al. (1999) provided guidance on the application of hammer peening technique for improving the fatigue life of welded ship components. Infante et al. (2002) and Branco et al. (2004) studied the hammer peening effects on restraining cracking propagation. Furthermore, Knight (1978) studied the relationship between the number of hammer peening layers and the endurance limit. Maddox (1998) showed that resistance of welded joints could be twice as much with hammer peening. All these references used manual hammer peening processes which present the weakness of not giving a good repeatability of results. In the last few years, Hydro-Quebec Research Institute (IREQ) has used successfully the SCOMPE robot - a portable six-axes robot - for hammer peening hydraulic turbines during in situ weld repairs. This robotized hammer peening technique has given fast and reliable results as shown by different works. Filley et al. (2005) and Thibault et al. (2000, 2005) demonstrated the effectiveness of robotized hammer peening to relax tensile residual stresses due to welding. Simonescu (2004) showed

also the efficiency of hammer peening to reduce distortions of welded samples. More recently, Hacini (2007) and Hacini et al. (2007) proposed the optimal number of hammer peening layers to be applied to reach a maximum of intensity of compressive residual stresses induced in initial free or stressed samples. It is in this context that the present work experimentally investigates the evolution of residual stresses in 304L samples for a sequence of unitary impacts, all blow at a same location, and for different impact energy levels.

## 2. Principle of stress relaxation by hammer peening

Before addressing the experimental aspect of the present work: a review of the basic principal of stress relaxation by plastic deformation should be done.

Typical longitudinal and transverse residual stresses in a welded austenitic stainless steel plate are shown in Fig. 1. At the weld centerline, the longitudinal residual stress  $\sigma_x$  is close to the tensile yield stress, while the transverse residual stress  $\sigma_y$  is less significant and the out-of-plane stress  $\sigma_z$  is zero at the surface. Neglecting the transverse component to simplify the demonstration, the stress state in the vicinity of the weld surface can be approximated by a biaxial stress state, as shown in Fig. 2, and this before, during or after a hammer impact. Prior to the impact, the stress state is at or very close to the yield value—as shown by point A on the Von-Mises yield

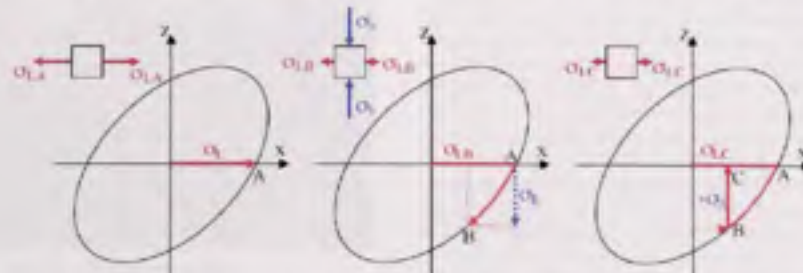


Fig. 2 - Illustration of residual stresses relaxation induced by plastic deformation during hammer peening: (a) before, (b) during and (c) after.

ellipse Fig. 2a. During the impact, a high compressive stress  $\sigma_h$  is applied, which moves the stress to point E. After the hammer impact, the applied stress  $\sigma_h$  is removed, causing the stress to go back in the elastic domain from B to a new point C and a new residual longitudinal stress  $\sigma_{LC}$  is found.

In reality, the stress history during hammer peening is more complex due to some triaxiality issues and several neglected effects, such as friction, strain hardening and repetitive impacts.

### 3. Experimental approach

An impact test machine DYNATUP GRC 8250 (General Research Corp., 1992) (Figs. 3 and 4) was used to control the number and the energy of impacts which is impossible to do with SCOMPI



Fig. 3 – DYNATUP GRC 8250.

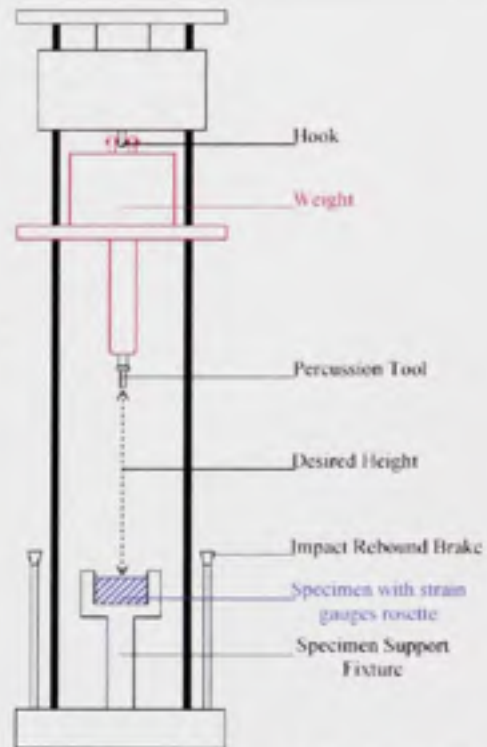


Fig. 4 – DYNATUP schema: hooked weight and sample location.

robot. Energy and velocity of each impact were calculated according to the following governing equations:

$$\text{Energy: } E = M \cdot g \cdot H \quad (1)$$

$$\text{Velocity: } V = (2 \cdot g \cdot H)^{1/2} \quad (2)$$

where  $M$  is the mass,  $g$  the gravitational acceleration ( $9.81 \text{ m/s}^2$ ), and  $H$  is the falling height. Lubrication was well applied to reduce energy lost by friction. The pneumatic hammer used was RRH-06P model (Fig. 5) furnished by Atlas Copco Company. Two plates resulting from the same batch of austenitic stainless steel 304L were used. The dimensions of each plate were  $460 \text{ mm} \times 150 \text{ mm} \times 25 \text{ mm}$ . The yield and ultimate stresses of this material are 210 and 564 MPa, respectively. There were initially no significant residual stresses in the plates, as confirmed by the contour technique measurement. This technique is well presented in Prime (2001) and has been adapted by Nasri (2007) and Hacini (2007) to hammer peening technique. Each plate was then cut across the width into small samples to be impacted (Fig. 6).

Each sample was subjected to a sequence of 10 identical impacts by a falling mass with a certain energy level. The



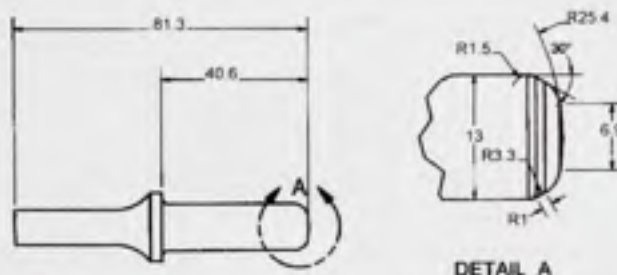


Fig. 5 - Hammer geometry: RRH-06P model (measurements in mm).

energy levels  $E_1 = 9.5$ ,  $E_2 = 16.8$  J and  $E_3 = 24$  J were used. The height and weight to be used to obtain a trace equivalent to the one produced by the SCOMFI robotized hammer peening equipment were estimated, these height and weight correspond to energy level  $E_2$ . The two other energy levels  $E_1$  and  $E_3$  were used to evaluate the effect of varying energy impact.

A strain gage rosette was mounted at 12.5 mm from the impact center (see Fig. 6) to measure the accumulated strains at the surface, this distance was large enough to convert these strains to stresses. After 10 blows, in-depth residual stresses were measured at 8 mm off center using the hole-drilling technique. Closer measurement to the impact center was impossible because poor surface conditions.

#### 4. Results and discussion

##### 4.1. Residual Stresses versus number of hammer blows

Fig. 7 shows the surface radial stresses measured at 12.5 mm from the impact center as for a series of 10 blows. These stresses were recalculated from the strains measured at the surface of three initial free of stress samples. The error on these measurements was about  $\pm 5$  MPa, as estimated from the errors on the gage rosette, acquisition system, surface preparation, installation, and operation procedure.

The three energy levels are compared. These results indicate that hammer peening produces radial compressive

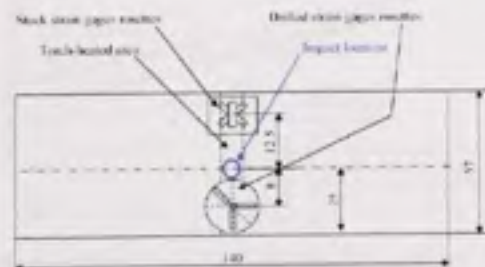


Fig. 6 - Impact and rosettes locations on test samples.

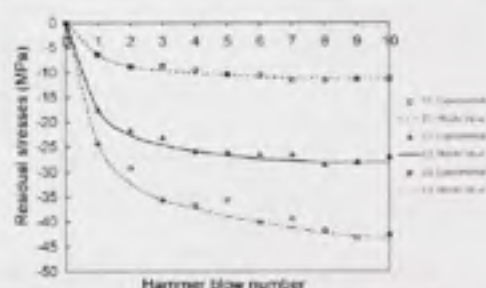


Fig. 7 - Radial stresses induced by hammer blows at 12.5 mm from the impact location on initial stress free samples measured by the rosette technique.

stresses that increase with impact energy (actually, more rapidly than with a simple direct linear relation). For the highest energy level,  $E_3$ , the first impact induced as much compression as the three first impacts given with a lowest energy level,  $E_2$ . This means that it is possible to speed the processing time and maintain the efficiency of the hammer peening by increasing the blow energy and reducing the number of impact (which is proportional to treatment duration).

The results obtained in the plate where residual stresses were induced are presented in Fig. 8. On the figure, these stresses were offset by 62 MPa in order to take into consideration the initial stress present in the plate before hammering. Subsequently, these data directly give the current cumulative stresses after each blow. This value was measured in identical torch-heated sample using the hole-drilling technique. It is relevant to note that it represents the average value of residual stress longitudinal to the heated area through 0.5 mm depth. Again, increasing energy gave a better hammer peening results. In all cases, the most effective amounts of stress relaxation were obtained within the first three to four hammer blows, while the subsequent blows provided a minimum additional relaxation.

One can observe that the amounts of stress released in these samples were higher than in the initial stress free samples. It is also noteworthy that the size of the imprints of the hammer on the surface of the test samples increases

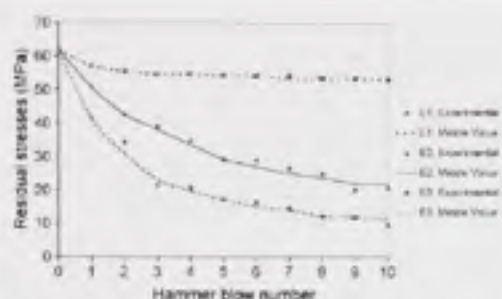


Fig. 8 – Longitudinal residual stresses versus hammer blows at 12.5 mm from the impact location on initial stressed samples (initial tensile residual stresses of 62 MPa) measured by the rosette technique.

with the energy level and is bigger on initially stressed samples. This can be explained by the presence of tensile residual stresses induced by torch-heating, which enlarge the imprint size.

#### 4.2. In-depth residual stresses

In order to evaluate the compressive layer induced by hammer peening, hole-drilling technique was used after 10 impacts. Guidance on the application of this technique is presented by Grant et al. (2002) and Kandil et al. (2001). Due to surface condition and gages rosette dimensions, it was impossible to measure residual stresses under the impact location, so the measurements were made at 8 mm from the impact center. The measurement procedure was in accordance with ASTM E837-01 (ASTM International, 2001). The diameter of the drilled hole was 1.57 mm, for which residual stresses to a depth of 1 mm could be obtained. The results were analyzed by the Power Series Method suggested by Schajer (1988) which assumes that stresses vary linearly with drilled depth. The results obtained by this method are presented in Fig. 9. With this technique, the error on results was estimated to be  $\pm 10$  MPa. On top of the errors cited in Section 4.1 and the ones

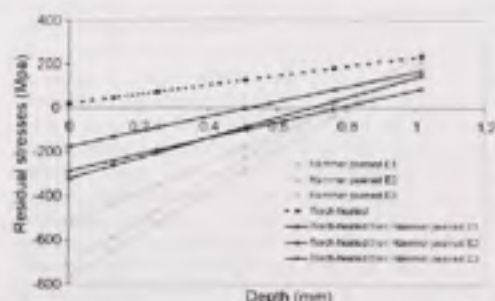


Fig. 9 – Residual stresses after 10 hammer blows versus depth from the surface (measured at 8 mm from the impact center with the hole-drilling technique).

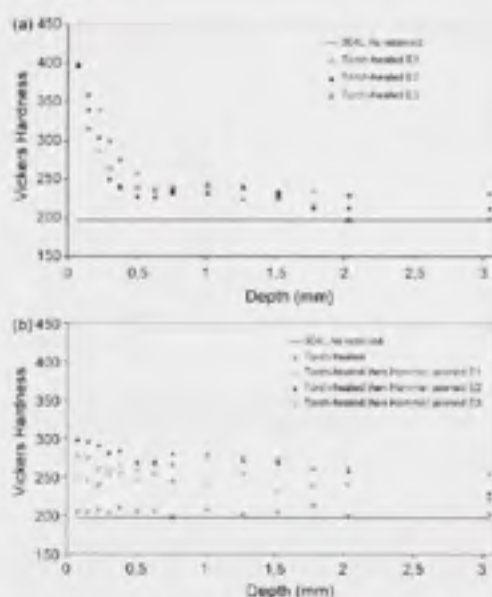


Fig. 10 – Vickers hardness profiles versus depth from surface after one series of 10 hammer blows: (a) initial stress free samples and (b) torch-treated samples.

related to sample alignment, drilling and zero depth detection were included.

For torch-heated sample without hammer peening, the tensile residual stresses extended all over the drilled depth. In torch-heated samples treated with a series of impacts, residual stresses turned into compression to a depth varying from 0.5 to 0.76 mm. For similar measurement depth and peening energy, the initial stress free samples displayed higher compressive residual stresses. Even if it was not possible to measure precisely the size of the compressive layer under the impact region with this approach, the results done at 8 mm from the center suggest that they could be of the order of millimetres. Similar results were obtained in the case of robotized hammer peening using the SCOMPI robot by Hacini (2007) and Hacini et al. (2007) where this compressive layer was about 10 mm.

#### 4.3. Hardness increase due to hammer peening

Vickers micro-hardness tests conforming to the ASTM E384-05 (ASTM International, 2005) standard were performed with a force of 0.5 N (50 gf) for 5 s on as-received plate (i.e. neither subjected to torch-heating nor hammer peening), a plate subjected to a torch-heating but no hammer peening, and on six hammered plates. In the processed plates, imprints were done below the hammer peened surface.

Fig. 10a shows that in stress free samples one series of 10 hammer blows increased significantly the sample sur-

face hardness (up to  $400 \pm 12$  HV) and did not significantly affect the material hardness below a half millimetre depth. In torch-treated plates the behaviour was quite different, as shown in Fig. 10b: first, it is interesting to note that neither the thermal cycle nor the tensile residual stresses generated by the torch pass did significantly affect the material hardness, and second, the hardness increase was limited to approximately  $300 \pm 12$  HV (maximum) and remained relatively constant around  $275 \pm 12$  HV deep below the impact location.

The repetitive hammering of the surface dramatically affected the hardness profiles. In most of the cases, higher energy level raised both the hardness at the surface and below (except for torch-heated sample peened with the highest energies level,  $E_3$ ). This was particularly true for stress free samples (Fig. 10a), all the energy provided by the impacts seemed to be used to strain harden the material. In the case of the samples initially stressed in tension, the energy reversed the tensile residual stresses before to harden the material, with the direct consequence that final surface hardness was significantly lower than for the earlier case. However, the impacts affected the hardness much deeper below the surface—several millimetres (Fig. 10b).

The fact that the energy level  $E_3$  did not further increase the surface hardness in initially stressed samples could be due to some dynamic softening of the material from the hysteresis effect of repetitive straining and should be investigated further.

After these observations, it is possible to state that, paradoxically, hammer peening is more effective on samples that have tensile residual stresses as it generates at the same time surface compressive residual stresses and deep strain hardening. It is also possible to point out that the evolution of the hardness profiles before and after hammer peening depends on the initial residual state of the sample. In particular, the surface hardness after peening could be good indicator of initial residual stress state of the part.

#### 4.4. Surface inspection after peening

The last issue investigated in the present work is to evaluate if hammer peening does induce crack initiation at the surface of treated samples. Surface and subsurface observations of the samples were done with non-destructive and destructive methods. Firstly, the entering liquid technique was used on sample surface impacted 10 times with the highest energy level  $E_3 = 24$  J; a fluorescent liquid was applied at the sample's surface and inspected by ultraviolet light in a dark room, no cracks were found (this technique can detect cracks to approximately 0.1 mm). These results were confirmed by surface polishing under the impact locations and optical microscope inspections (Figs. 11 and 12). Polishing was performed using silicate grinding and diamond pasts at three cross sections as shown in Figs. 11 and 12 displays the microstructures present in a section below the surface in the as-received material and the highly deformed region under the impact location. This sample was subjected to 10 impacts with energy level  $E_3 = 24$  J, mounted in a bakelite puck and polished (electrolytic etch: 10% aqueous oxalic acid, 6V DC, for 45 s). Slip bands can be

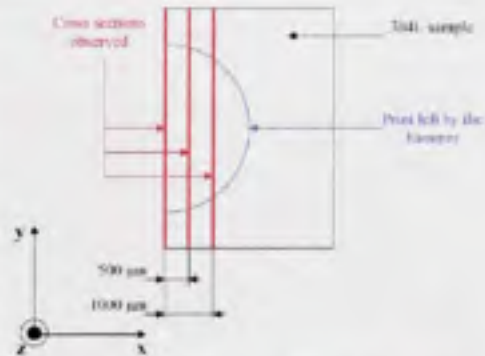


Fig. 11 – Cross sections observed by optical microscope (z-axis being the hammer peening direction).

seen in the deformed grain under the impact location. These tests were repeated on 2 samples and no cracks were found (cracks smaller than 50  $\mu$ m can be seen with the later technique).

Therefore, it is possible to conclude that hammer peening does not initiate cracks at the surface of 304L samples at the energy levels tested in this study.

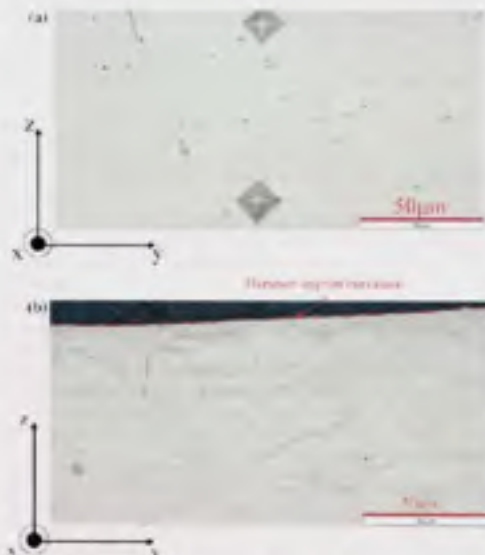


Fig. 12 – Microstructures of 304L of an initially stress free sample hammer peened 10 times with an energy of level  $E_3 = 24$  J: (a) 7 mm depth from the impact location (unaffected zone) and (b) immediately under the impact location (identical axes to Fig. 1, axis z: hammer peening direction).

## 5. Conclusions

Robotized hammer peening was investigated using an Impact Test Machine. This machine helped to realize unitary impact and to change impact energy level, which is yet not possible with the SCOMPI robot. Series of 10 localized impacts was applied to induce compressive residual stresses on stress free and tensile residual stressed samples. The most important findings are:

- Localized impacts produce compressive residual stresses to a depth of nearly 1 mm.
- Surface compressive stresses are generated mostly during the first three impacts. Thus, there is no need to hammer the same surface region more than 3 or 4 times in order to reach a steady value.
- Higher hardness and compressive residual stresses can be obtained by increasing the impact energy level. It is then possible to reduce treatment duration by increasing energy level.
- Micro-hardness profiles can indicate the depth influenced by hammer peening. They provide a good indication of the residual stresses level induced or released by hammer peening. In particular, surface hardness variations before and after hammer peening could provide information on the initial or final stress state of the part.
- Repeated impacts at the same location did not initiate cracks, as confirmed by metallographic observations.

Based on these results, it is suggested to increase the energy level presently used by the SCOMPI robot. Higher impact energies and less impact repetition at the same location will decrease process time and gives better performances for 304L stainless steel.

The present work also suggests several investigation methods to be used to optimize process parameters. Moreover, these data and method will be used for developing and validating the numerical models developed to simulate the hammer peening process.

## Acknowledgements

The authors would like to thank CRSNG and IREQ for their financial support and Dr. Jean-Luc Fihey, Dr. Jacques Lantaigne, Dr. Raynald Simoneau and Denis Thibault for their help. They are also grateful to Stéphane Godin and Carlo Ballarçon for their help in the experimental tasks of this work. The authors would also like to thank the anonymous reviewer for his relevant and useful suggestions.

## REFERENCES

- ASTM International, 2001. ASTM E 837-01. Standard Test Method for Determining Residual Stresses by The Hole-Drilling Strain-Gage Method. ASTM Standard.
- ASTM International, 2005. ASTM E384-05. Standard Test Method for Microindentation Hardness of Materials. ASTM Standard.

- Branco, C.M., Infante, V., Baptista, R., 2004. Fatigue behaviour of welded joints with cracks repaired by hammer peening. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.* 27, 785-798.
- Fihey, J.L., Simoneau, R., Lantaigne, J., Thibault, D., Lecoche, Y., 2005. Controlled Hammer-Peening on a Restrained A514 (5690q) Weldment. Graz University, Graz, Austria.
- General Research Corp., 1992. GRC250 Impact Test Machine. DYNATUP instruction manual. GRC International Company, 5383 Hollister Avenue, Santa Barbara, CA93111, USA.
- Grant, P.V., Lord, J.D., Whitehead, P.S., 2002. The measurement of residual stresses by the incremental hole drilling technique. Measurement Good Practice Guide No. 53. National Physical Laboratory, UK.
- Hacini, L., 2007. Application de la technique des micro-profilés à la mesure des contraintes résiduelles dues au soudage et au martelage de plaques en acier austénitique inoxydable 304L. Technical Report, Institut de recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec.
- Hacini, L., La, N.V., Bocher, F., 2007. Traitement de surfaces par impacts: Evaluation des contraintes résiduelles induites par martelage. In 156 Congrès Français de Mécanique, Grenoble, France.
- Hassan, A.F., 1994. Fatigue strength of tapered partial-length cover plates. Dissertation, Purdue University, Indiana.
- Infante, V., Branco, C.M., Baptista, R., Gomes, E., 2002. A residual stresses and fracture mechanics analysis of welded joints repaired by hammer peening. In 8th Portuguese Conference on Fracture, Lisbon, Portugal.
- Kandil, F.A., Lord, J.D., Fry, A.T., Grant, P.V., 2001. A review of residual stress measurement methods—a guide to technique selection. NPL Report MAT(C)04. National Physical Laboratory, UK.
- Kirkhope, K.J., Bell, R., Caron, L., Essi, R.I., Ma, K.T., 1999. Weld detail fatigue life improvement techniques. Part 2. Application to ship structures. *Mar. Struct.* 12, 477-496.
- Knight, J.W., 1978. Improving the fatigue strength of fillet welded joints by grinding and peening. *Weld. Res. Int.* 8, 519-540.
- Maddox, S.J., 1998. Fatigue of steel fillet welds hammer peened under load. *Welding in the World. Le Soudage dans le monde.* 41, 343-349.
- Nairi, H., 2007. Mesure des Contraintes Résiduelles dues au soudage et au soudage-martelage par micro-profil de surface. Dissertation, Ecole de Technologie Supérieure, Montréal, Québec.
- Prime, M.E., 2001. Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut. *J. Eng. Mater. Technol.* 123, 162-168.
- Schager, G.S., 1988. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. Part I. Stress calculation procedures. *J. Eng. Mater. Technol.* 110, 338-342.
- Simoneau, R., 2004. Déformation de plaques d'acier par le martelage multi-passe robotisé. Technical Report, Institut de Recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec.
- Thibault, D., Laliberte, R., Fihey, J.L., 2006. Mesures des contraintes induites et évaluation de l'efficacité du martelage lors du soudage d'un montage tentant de reproduire le soudage des roues de turbines hydrauliques. Technical Report, Institut de Recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec.
- Thibault, D., Simoneau, R., Lantaigne, J., Fihey, J.L., 2005. Residual Stresses Induced by Robotized Hammer-Peening. In Materials Science Forum. Trans Tech Publications, Switzerland, pp. 352-357.
- Valentin, M.D., 1994. Hammer peening effects on the fatigue life of welded T-plate joints. Dissertation, Carleton University, Ottawa, in press.
- Zhuang, W.Z., Halford, G.R., 2001. Investigation of residual stress relaxation under cyclic load. *Int. J. Fatigue* 23, 31-37.

## ANNEXE II

## ARTICLE II

### AUTHOR'S PROOF

JrnID 11340\_ArtID 9205\_Proof# 1 - 21/11/2008

1 Experimental Mechanics  
2 DOI 10.1007/s11340-008-9205-6

3

#### 4 Evaluation of Residual Stresses Induced by Robotized 5 Hammer Peening by the Contour Method

6 L. Hacini · N. Van Lê · P. Bocher

7 Received: 15 January 2008 / Accepted: 17 November 2008  
8 © Society for Experimental Mechanics 2008

9

10 **Abstract** Welded components suffer from high tensile  
11 residual stresses close to the weld beads. These stresses  
12 seem to be the origin of premature cracking which could  
13 result in a catastrophic rupture during operation and a  
14 reduction of the lifespan of these components. In this  
15 context, the Hydro-Québec's Research Institute (IREQ)  
16 developed a technique of residual stresses relaxation by  
17 robotized hammer peening which makes it possible to  
18 release stresses close to surface and preserve the mechan-  
19 ical and dimensional properties of manufactured compo-  
20 nents. Robotized hammer peening was used to induce  
21 compressive residual stresses on initially stress free samples  
22 of austenitic stainless steel 304L. Hammer peening layers  
23 from one to nine were performed and the resulting residual  
24 stresses were evaluated thanks to the contour technique.  
25 Complete 2D residual stress fields on samples cross  
26 sections were obtained. The ability of hammer peening to  
27 relax residual stresses within welded plates was then  
28 quantified on austenitic stainless steel 304L plates welded  
29 with a 308 steel and hammer peened. These tests show the  
30 efficiency of hammer peening as a method to relax tensile  
31 residual stresses and induce compressive ones to a depth of  
32 a few millimetres. Process parameters were optimized such  
33 as the number of hammer peening layers to be applied to

reduce processing time and maximization of the intensity  
and spatial distribution of the compressive residual stresses. 34 35

**Keywords** Residual stresses relaxation · Welding ·  
Hammer peening · Stress measurement · Contour technique 36 37

**Introduction** 38

Residual stresses are problematic for structural engineering  
applications as they can deform components. Furthermore,  
it is rather important to reduce their intensities when found  
in tension and close to the surface as they may deteriorate  
the fatigue performance of the components and lead to  
premature cracking, and reduction of lifespan [1, 2]. This is  
not an easy task, particularly when the component of  
interest is thick. Manufacturing processes, such as welding,  
may develop such large tensile stress gradients within  
material. 39 40 41 42 43 44 45 46 47 48

It has been found that hammer peening is an effective  
way to reduce these tensile residual stresses [3] and  
distortions that they induce; it is a relatively low cost  
method of improving the fatigue strength of components. It  
is expected that the benefit of hammer peening process is to  
produce deeper compressive layer than other processes such  
as shot peening, and thus a better improvement in fatigue  
life in heavy welds. 49 50 51 52 53 54 55 56

In hammer peening, the compressive stress fields near  
the surface come from the repeated impacts which create a  
local plastic deformation on surface adjacent to an elastic  
zone that prevents the deformed region from dilating. 57 58 59 60

Even if the hammer peening technique has been  
available for several decades, it has not attained widespread  
use because it is a noisy process and tedious operation.  
Most of the works in literature dealing with hammer 61 62 63 64

L. Hacini (✉) · N. Van Lê · P. Bocher  
École de Technologie Supérieure (Université du Québec),  
1100, rue Notre-Dame Ouest,  
Montréal, QC, Canada H3C 1K3  
e-mail: lyeh.hacini@etsmtl.ca

N. Van Lê  
e-mail: van-ngan.le@etsmtl.ca

P. Bocher  
e-mail: philippe.bocher@etsmtl.ca

65 peening talk about its effectiveness to improve fatigue life  
 66 of components [4, 6] and crack propagation reduction [7,  
 67 8]. Knight [9] studied the relationship between hammer  
 68 peening and the endurance limit, as well as the effect of the  
 69 number of hammer peening layers on the latter; he realized  
 70 that an optimal number of these layers offers the best  
 71 fatigue strength in minimum time of treatment. He even  
 72 tried to relay the depth influenced by hammer peening to  
 73 the number of hammer peening layers applied; unfortunat-  
 74 ly he did not show any repeatability of his results. Maddox  
 75 [10] could improve the ultimate stress of welded joints by  
 76 hammer peening their connections to the base metal. This  
 77 treatment made it possible to increase their resistance to  
 78 fatigue of almost 100%. However, in all these references,  
 79 the hammer peening treatment was always a manual  
 80 process, which affects the repetitiveness of the results.  
 81 Takatori [11] discussed in his thesis about the weakness of  
 82 the manual hammer peening and the necessity to automate  
 83 this process. No work has been found in the literature  
 84 dealing with automatization of hammer peening process  
 85 except those realized at the IREQ where this technique has  
 86 been robotized using SCOMPI<sup>®</sup>. This robot is a portable  
 87 six axes equipment used within Hydro-Québec for *in situ*  
 88 maintenance of hydraulic turbines; it ensures a fast and  
 89 reproducible treatment (welding, grinding and hammer  
 90 peening). Several works have been realized to better  
 91 understand this technique. Simoncan [12], Fihey et al.  
 92 [13], Thibault et al. [1, 14] studied the effect of robotized  
 93 hammer peening on samples distortion and residual stresses  
 94 distribution of several steels. Hacini et al. [15, 16] evaluated  
 95 the impact energy level on residual stresses induced in  
 96 304L samples. They investigated also the effect of hammer  
 97 peening on crack initiation on treated surfaces. Their  
 98 conclusions were that hammer peening did not initiate any  
 99 crack in the observed samples. Lantagne et al. [17]  
 100 simulated the robotized hammer peening process using a  
 101 2D finite element model. Nasri et al. [18] adapted the  
 102 contour technique to measure residual stresses relaxation by  
 103 robotized hammer peening.

### 104 Contour Technique

105 A good evaluation of residual stress field within a thick  
 106 welded component treated by hammer peening needs an  
 107 adequate measurement technique adapted to the material  
 108 used, to huge components and to the existence of  
 109 significant plastic zones. The contour technique has been  
 110 identified as the best method as it satisfies all these  
 111 specifications, and is relatively low cost, quick and  
 112 efficient. It was developed by Prime in 2000 [19, 21]. This  
 113 technique is based on the Bueckner principle, which  
 114 stipulate that « if a cracked body subject to external loading

or prescribed displacements at the boundary has forces  
 applied to the crack surfaces to close the crack together,  
 these forces must be equivalent to the stress distribution in  
 an uncracked body of the same geometry subject to the  
 same external loading » [22]. Figure 1 shows this principle,  
 when considering a sample with initial residual stresses  
 distribution such as Fig. 1(a). Due to residual stress  
 relaxation, the two surfaces created by the cut deform so  
 that they divert from the cut plane [Fig. 1(b)]. It is possible  
 to imagine that the cut surfaces become plane again if  
 identical stresses of opposite directions are applied to these  
 surfaces [Fig. 1(c)]. In practice, this last step can be done by  
 simulation using the finite element method.

Even if the contour technique is destructive and lacks  
 accuracy at the edges (due to the difficulty to measure the  
 true perimeter of the surface of interest), it is still the best  
 one to give a complete 2D distribution of residual stresses  
 across a section with large dimensions. The procedure  
 developed at IREQ [18, 21] is similar to the one proposed  
 by Prime [19]. It consists of cutting the sample with a high  
 precision method and then measuring the 3D geometry of  
 the cut surface by profilometry. The profile is then imposed  
 as the boundary conditions to a FE model that calculates  
 residual stresses within the sample. Other boundary  
 conditions are also imposed to the model; three displacement  
 constraints are added to prevent rigid body motion as  
 shown in Fig. 2. More details about the choice of these  
 boundary conditions are given by Prime [19, 21] and Nasri  
 [18]. The electric discharge machining (EDM) is the best  
 machining process for such application; it makes a  
 precisely straight cut, does not modify the surfaces that

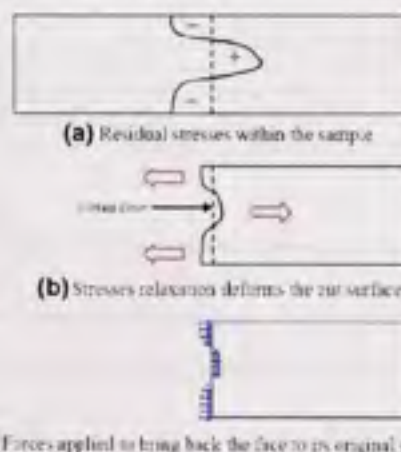


Fig. 1 Bueckner principle of the contour technique. (a) Residual stresses within the sample. (b) Stresses relaxation deforms the cut surface. (c) Forces applied to bring back the face to its original geometry.

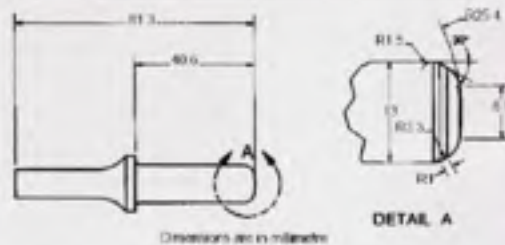


Fig. 5 Hammer geometry: RRB06P model

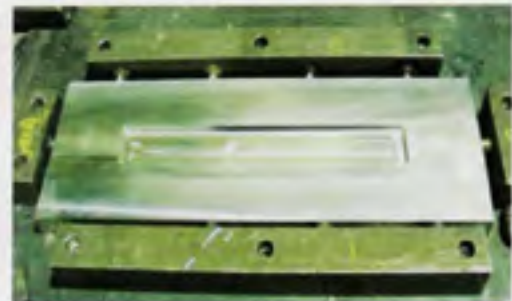


Fig. 7 Groove geometry (machined by milling)

169 surface using LASER pen without any contact, increasing  
 170 measurement precision and allowing high scan density (up  
 171 to one point per 10  $\mu\text{m}$ ). The result is a regular grid of the  
 172 heights of the measured surface. The average of the two  
 173 scanned surfaces belonging to the two halves of the sample  
 174 is used as imposed displacements to a finite element model.  
 175 Several works suggest approximating the scanned surface  
 176 by mathematical function such as splines [19, 21] or  
 177 polynomial [15, 18, 23] which allows the use of irregular  
 178 meshing for the FE model; however these approaches can  
 179 only be used when the stress field is well distributed in the  
 180 surface thickness as they may neglect some small surface  
 181 features (this is particularly true at the limits of the scanned  
 182 surface), and give just the global tendency of tensile and  
 183 compressive zones. Here, a direct approach is used which  
 184 consists to impose the true measured value of displacement to  
 185 each node of the model's surface representing the cut; no  
 186 surface function approximation or filtering are used. This  
 187 allows any change in the stress field, even small, to be  
 188 observed. This approach discriminates aberrant points in the  
 189 contour frontiers for nonrectangular sections. The inconven-  
 190 nient of this method is the necessity to use a regular meshing  
 191 identical to the grid obtained after scanning for FE modeling.

192 The half-plate studied is implemented in ANSYS  
 193 software, and 3D structural solid type elements (SOLID45)

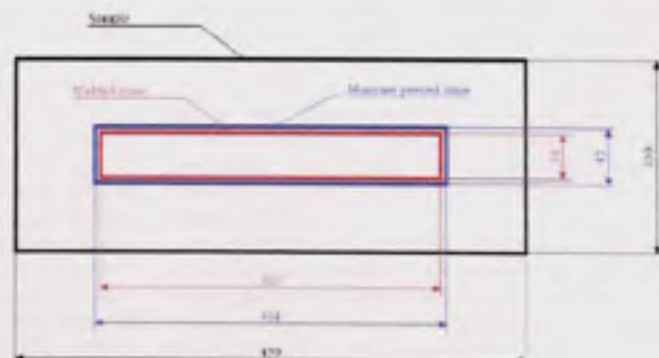
194 are used [Fig. 2]. These elements are defined by eight nodes  
 195 having three degrees of freedom each. The model is  
 196 composed of nearly 38,000 elements and 43,000 nodes.  
 197 The sample plate is meshed with variable element sizes,  
 198 fine size around the section where displacements are  
 199 imposed, and coarse size far from it [Fig. 4]. For FE  
 200 calculation, a Young modulus of 193,000 MPa and  
 201 Poisson's ratio of 0.3 were used.

#### 202 Experimental Approach

203 To evaluate the stress field induced by hammer peening and  
 204 to see its effect on welded samples, ten plates with  
 205 dimensions of  $450 \times 150 \times 25$  mm from the same batch of  
 206 austenitic stainless steel 304L were used. The yield and  
 207 ultimate stresses of this material are respectively 210 and  
 208 564 MPa. Five of those samples were used to evaluate  
 209 compressive residual stresses induced on initial free stress  
 210 components, while the others served to study the residual  
 211 stresses relaxation of initial stressed ones.

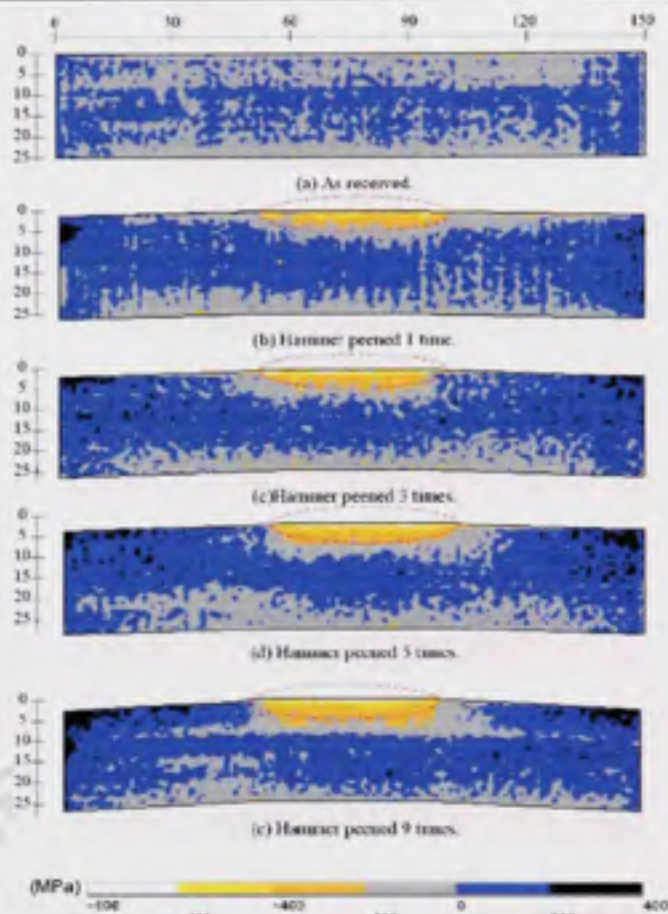
212 The hammer peening procedure followed for these tests  
 213 is identical to that described by Simoneau [12] and Hacin

Fig. 6 Welded and hammer  
 peened zones



Exp Mech

**Fig. 8** Residual stresses (in outgoing direction from the plane) distribution in initial stress-free samples before and after hammer peening: *stotted lines* represent the hammer peened areas. (a) As received. (b) Hammer peened one time. (c) Hammer peened three times. (d) Hammer peened five times. (e) Hammer peened nine times



214 [15, 23]. Hammer peening is carried out with a pneumatic  
 215 hammer, model RRH06P (its geometry is shown in  
 216 [Fig. 5]) of Atlas Copco Company supported by SCOMPL<sup>®</sup>  
 217 robot. The hammer peening frequency is 36 Hz (it could  
 218 not be changed), with an air pressure of 0.62 MPa. Each  
 219 layer is composed of six passes, with an interpass distance  
 220 of 5.5 mm. Consequently, each location of the layer is not  
 221 impacted more than once by the hammer; the hammered  
 222 zone size is 304 × 42 mm at the center of each plate [Fig. 6].

223 One sample is used to evaluate the initial residual stresses  
 224 before peening and four samples are hammer peened by one,  
 225 three, five and nine layers. The other five plates were used to  
 226 evaluate the residual stresses after welding and their subsequent  
 227 relaxation by hammer peening. A groove of 38 × 300 ×  
 228 4 mm [Fig. 7] is first machined by milling in the center of  
 229 each plate and then filled by six passes of 308L stainless

230 steel, which has nearly the same properties as the base metal.  
 231 The machining induced tensile residual stresses at maximum  
 232 depth of 0.2 mm from the surface and did not exceed  
 233 50 MPa which is negligible compared to welding. The  
 234 welding process used is GMAW (Gas Metal Arc Welding),  
 235 with a speed of 6 mm/s, and a deposit rate of 5 kg/h. The  
 236 electric source characteristics are 255 A for current and  
 237 20.2 V for tension. It is important to note that the welding  
 238 operation was realized with SCOMPL, which insured a good  
 239 repeatability of results. Figure 6 shows the welded and the  
 240 hammer peened areas.

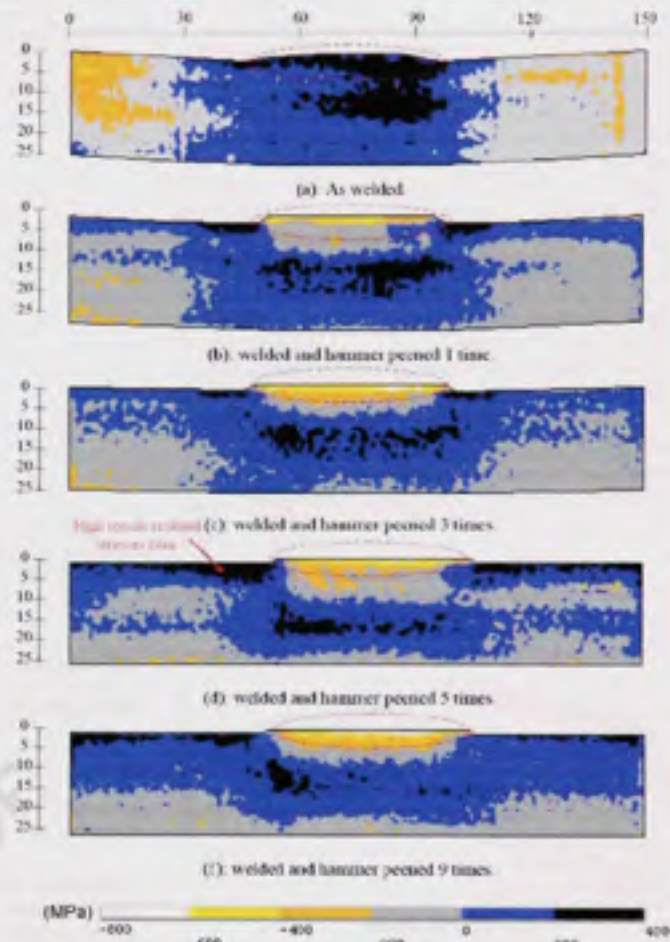
241 Again, one plate was used to evaluate the initial residual  
 242 stresses induced by welding and the four others were then  
 243 hammer peened one, three, five, nine times respectively.

244 All residual stress measurements presented in this work  
 245 are carried out by the contour method. This specific

Q1



Fig. 9 Residual stresses (outgoing direction from the plan) distribution on stressed by welding samples before and after hammer peening: *aboved lines* represent the hammer peened areas. (a) As welded. (b) Welded and hammer peened one time. (c) Welded and hammer peened three times. (d) Welded and hammer peened five times. (e) Welded and hammer peened nine times.



206 measurement method was validated, and results will be  
217 published in another article [25].

### 218 Results and Discussion

219 The results of the residual stresses calculations made with  
220 the contour technique are displayed in Fig. 8(a) to (e) and  
221 Fig. 9(a) to (e). These results represent residual stresses  
222 according to the perpendicular direction to the cut surface  
223 by EDM; in other words, parallel to hammer peening and  
224 welding direction.

225 Figure 8(a) gives the residual stresses profile on an as-  
226 received sample. Even if such samples are usually  
227 considered as initially stress free, residual stresses are not

258 null, as processing conditions may generate residual  
259 stresses. These stresses are relatively small in the order of  
260  $\pm 50$  MPa). Figure 8(b) to (e) represent the profile of  
261 residual stresses within as-received similar samples hammer  
262 peened one, three, five and nine times respectively. These  
263 profiles clearly show the effectiveness of hammer peening  
264 to induce compressive residual stresses in nearly initial  
265 stress free components. These compressive residual stresses  
266 increase with the number of hammer peening layers and  
267 reach a maximum value after three to five layers. The same  
268 conclusions were found in previous works realized at IREQ  
269 [3, 15, 16]. No high tensile residual stress zones are  
270 observed in the neighbourhood of the high compressive  
271 residual stress regions. Also, increasing the number of  
272 hammer peening layers increases the intensity and depth of

Exp Mech

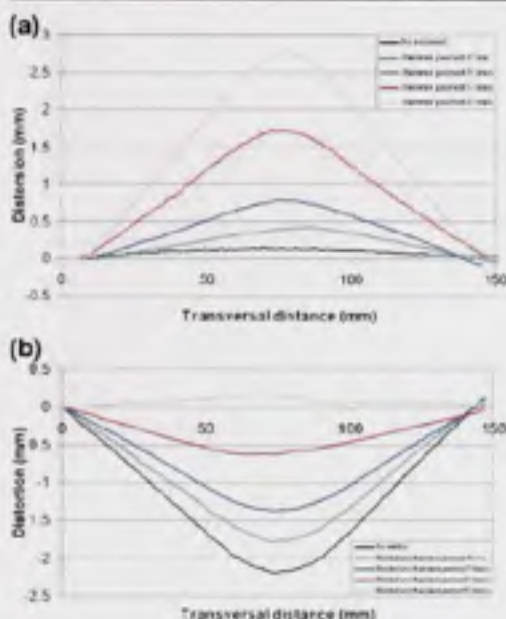


Fig. 10 (a) Transversal distortions measured on the opposite side of each sample as a function of hammer peening layers (initially free stress samples). (b) Transversal distortions measured on the opposite side of each sample as a function of hammer peening layers (welding stressed samples)

273 the compressive residual stress field which reaches several  
274 millimetres (they are much deeper than most of other  
275 relaxation techniques).

276 The tensile residual stresses induced by the welding pass  
277 are presented in Fig. 9(a); these stresses reach the initial  
278 yield stress of the material and are concentrated in the  
279 center, under the heated zone of the plate. Fig. 9(b) to (e)  
280 represent welded samples hammer peened by one, three,  
281 five and nine layers respectively. It is clear that hammer  
282 peening relaxes tensile residual stresses in regions near the  
283 hammer peened surface; some of these regions become  
284 compressive. As for the initially stress free samples,  
285 increasing the number of hammer peening layers in initially  
286 stressed samples raises the intensity of the resulting  
287 compressive residual stresses. Moreover, hammer peening  
288 confines the high tensile residual stresses in a region close  
289 to the compressive residual zone generated under the  
290 hammer peening layers (see [Fig. 9(d)]). Increasing the  
291 number of hammer peening layers increases the intensity of  
292 these tensile stresses and could be harmful to the surfaces  
293 adjacent to the hammer peened regions. The influence of  
294 the size of hammer peening region versus the size of the  
295 weld is relevant and should be investigated in the future.

296 As for distortions, hammer peening and welding induce  
297 distortions that are in opposite directions: the first one  
298 induces compression where as the second induces tension  
299 near the surface. For this reason, welding distortion can be  
300 mitigated by hammer peening. For example, Figure 3.10.a  
301 shows high distortion of the welded sample; this distortion  
302 is reduced with increased number of hammer peening  
303 layers [Fig. 9(b) to (d)] and disappears completely after  
304 nine hammer peened layers [Fig. 9(e)].

305 Figure 10(a) and (b) show the sample profiles as a  
306 function of the number of hammer peening layers; these  
307 profiles were taken in the middle of each sample and along  
308 the transversal direction (perpendicularly to welding and  
309 hammer peening layers). They represent transversal distortion  
310 measured on the opposite side of each sample. These  
311 two figures show clearly the antagonistic behaviour of  
312 initially stress free and welded samples when several  
313 hammer peening layers are applied. This has been found  
314 relevant for industrial applications, in particular for in situ  
315 repair of large components by welding [12, 13].

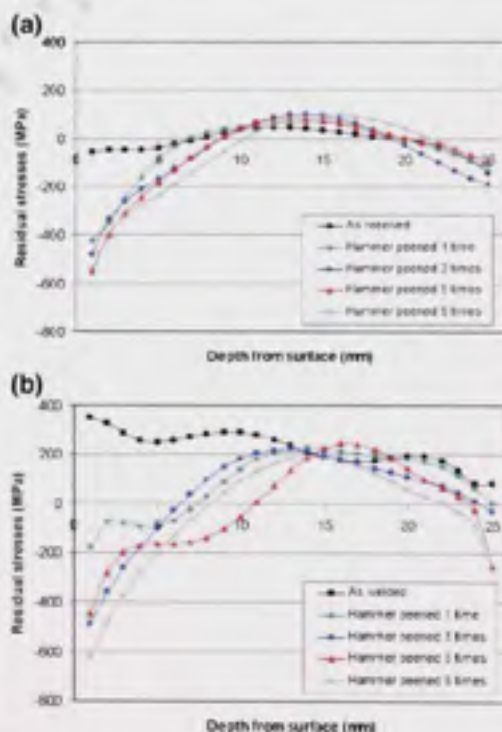


Fig. 11 (a) Depth influenced by hammer peening (initially free-stress samples). (b) Depth influenced by hammer peening (initially stressed samples)

- 122 weldment. Proceedings High Strength Steels for Hydropower  
123 Plants, Jals  
124  
125 14. Thibault D, Simonneau R (2001) Technologie d'activation en  
126 place des rocs de turbines hydrauliques. Technical report, Institut  
127 de recherche d'Hydro-Québec, Varennes, Québec, Canada  
128  
129 15. Hacıni L, Lé NV, Bocher B (2007) Traitement de surfaces par im-  
130 pacts - Évaluation des contraintes résiduelles induites par martelage.  
131 Proceedings 18ème Congrès Français de Mécanique, Angers  
132  
133 16. Hacıni L, Lé NV, Bocher B, Thibaault D (2009) Residual stresses  
134 induced by robotized hammer peening: The effect of impact  
135 energy. Proceeding COM2009(October), 754-767  
136  
137 17. Lantagne J (2004) Simulation élasto-plastique 2D du martelage.  
138 Application à l'acier au carbone A-516 et à l'acier inoxydable 304.  
139 Technical report, Institut de recherche d'Hydro-Québec, Varennes,  
140 Québec, Canada  
141  
142 18. Naini H (2007) Mesure des contraintes résiduelles par micro-  
143 profils de surface. Dissertation, Université du Québec, École de  
144 technologie supérieure, Canada  
145  
146 19. Prime MB (2001) Cross-sectional mapping of residual stresses by  
147 measuring the surface contour after a cut. *J Eng Mater Technol*  
148 123:162-168. doi:10.1115/1.1345526. 164  
149  
150 20. Prime MB, Martineau RE (2002) Mapping residual stresses after  
151 frozen object damage using the contour method. *Mater Sci*  
152 *Forum* 404-407:521-526. 165  
153  
154 21. Prime MB, Schring RJ, Edwards JM, Hughes DE, Webster PJ  
155 (2004) Laser surface contouring and surface data-smoothing for  
156 residual stress measurement. *Experimental Mech* 44:176-184.  
157 doi:10.1007/s11024-2004-777-7. 169  
158  
159 22. Grant PV (2003) 2D Residual stress mapping using the contour  
160 method: a technique review. NPL Technique Review Document,  
161 National Physical Laboratory, Middlesex, United Kingdom, 2003  
162  
163 23. Hacıni L (2007) Application de la technique des micro-profils à la  
164 mesure des contraintes résiduelles dues au soudage et au  
165 martelage de plaques en acier austénitique inoxydable 304.  
166 Technical report, Institut de recherche d'Hydro-Québec, Varennes,  
167 Québec, Canada  
168  
169 24. Thibaault D, Bocher B, Thomas M, Garghoun M (2009) Neutron  
170 diffraction measurements of residual stresses in 13%Cr-4%Ni  
171 weld (in press). 174  
172  
173 25. Busby JE, Hash MC, Was GS (2005) The relationship between  
174 hardness and yield stress in irradiated austenitic and ferritic steels.  
175 *J Nucl Mater* 336:267-278. doi:10.1016/j.jnucmat.2004.09.024. 183

### ANNEXE III

#### PROGRAMME EF POUR LE CALCUL DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES PAR LA MÉTHODE DES CONTOURS

/Title,Calcul\_Contraintes\_Residuelles

FINISH

/CLEAR

/PREP7

H=150 ! LONGUEUR DE LA PLAQUE

L=140 ! LARGEUR DE LA PLAQUE

B=26 ! ÉPAISSEUR DE LA PLAQUE

PAS=1 ! DISTANCE ENTRE 2 DÉPLACEMENTS IMPOSÉS

EPS=0.0001

NB1=B/PAS+1 ! NOMBRE DE POINTS SCANNÉS SUR LA MÊME LIGNE  
! OU BIEN NOMBRE DE LIGNES DU TABLEAU

NB2=L/PAS+1 ! NOMBRE DE POINTS SCANNÉS SUR LA MÊME COLONNE  
! OU BIEN NOMBRE DE COLONNES DU TABLEAU

!!

!!

! BIEN VÉRIFIER AVANT DE LANCER LE CALCUL QUE NB1 CORRESPOND AU  
! NOMBRE DE LIGNES DANS LE FICHER LU PAR \*TREAD ET QUE NB2  
! CORRESPOND AU NOMBRE DE COLONNES DANS LE FICHER LU PAR \*TREAD

!!

!!

!!!!!!!!!!!! LECTURE DU FICHER IMPOSANT LES DÉPLACEMENTS !!!!!!!!!!!!!

\*DIM,DEPLACEMENT,TABLE,NB1,NB2,1

\*TREAD,DEPLACEMENT,'MOYENNE12\_140\_26','TXT'

!!

!!!!!!!!!!! PROPRIÉTÉS !!!!!!!!!!!

!!

ET,1,SOLID45

MP,EX,1,193000

MP,NUXY,1,0.27

!!

!!!!!!!!!!! GÉMÉTRIE ET MAILLAGE !!!!!!!!!!!

!!

BLC4,0,0,L,B,H

LESIZE, 5, , , L/PAS,

LESIZE, 7, , , L/PAS,

LESIZE, 6, , , B/PAS,

LESIZE, 8, , , B/PAS,

LSEL,S,LINE,,9

LSEL,A,LINE,,12

LESIZE, ALL,15, , ,10, , , ,1

LSEL,S,LINE,,10,11

LESIZE, ALL,15, , ,0.1, , , ,1

ALLSEL,ALL

VMESH,1

!!

!!!!!!!!!!! DÉPLACEMENTS IMPOSÉS !!!!!!!!!!!

!!

\*DO,I,0,NB2-1,1

    \*DO,J,0,NB1-1,1

```

      NSEL,S,LOC,Z,H-EPS,H+EPS
      NSEL,R,LOC,X,I*PAS-EPS,I*PAS+EPS
      NSEL,R,LOC,Y,J*PAS-EPS,J*PAS+EPS
      DEP=0.001*DEPLACEMENT(J+1,I+1,1)
      D,ALL,UZ,-DEP
      *ENDDO
*ENDDO
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!! BLOQUAGES !!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

NSEL,S,LOC,X,0
NSEL,R,LOC,Y,0
NSEL,R,LOC,Z,H
D,ALL,UX,0
D,ALL,UY,0
NSEL,ALL
NSEL,S,LOC,X,0
NSEL,R,LOC,Y,B
NSEL,R,LOC,Z,H
D,ALL,UX,0
NSEL,ALL

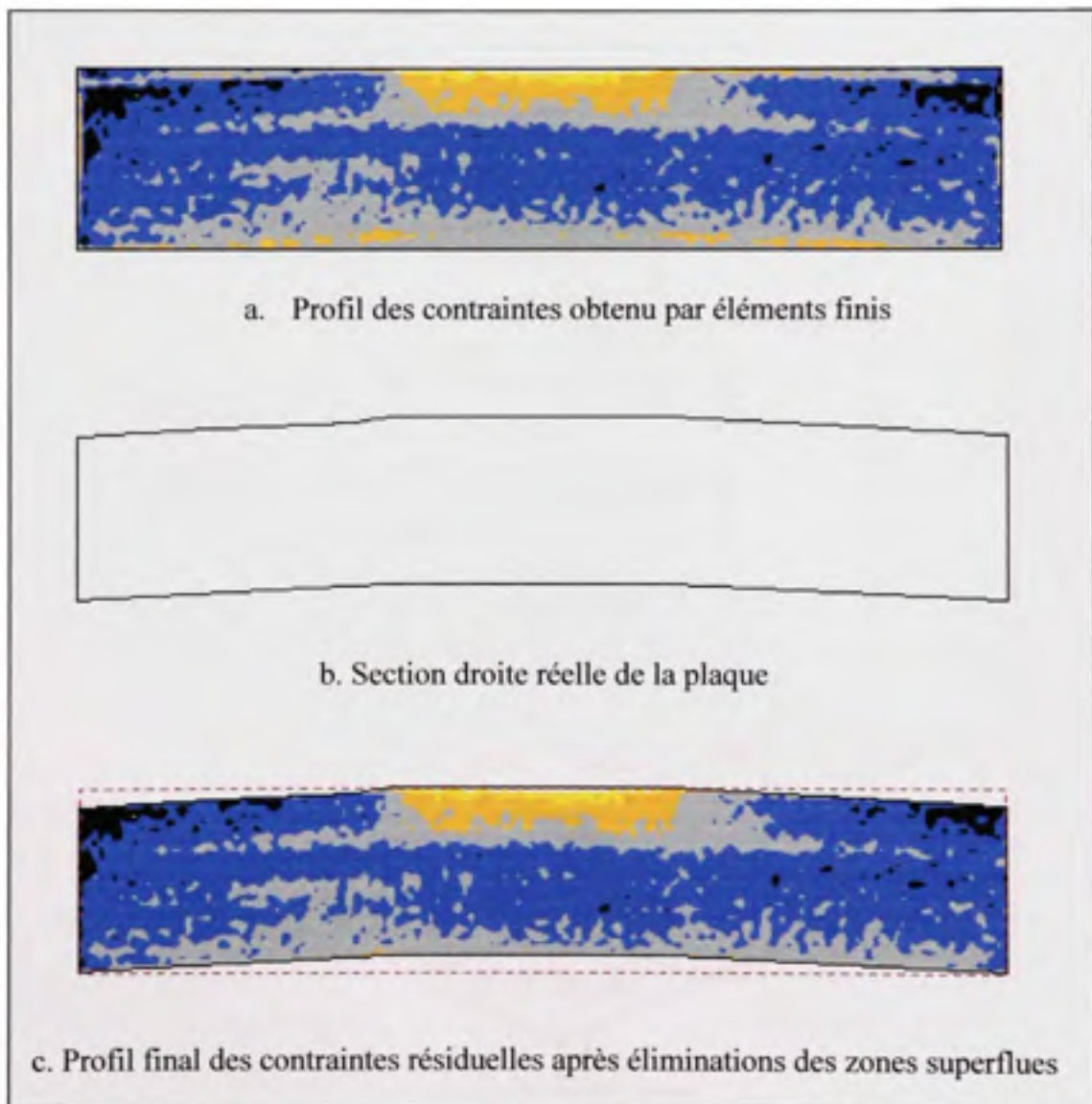
ALLSEL,ALL
FINISH
/SOLU
SOLVE
FINISH
/POST1
EPlot

```

## ANNEXE IV

### OBTENTION DU PROFIL DE CONTRAINTES POUR LA MÉTHODE DES CONTOURS

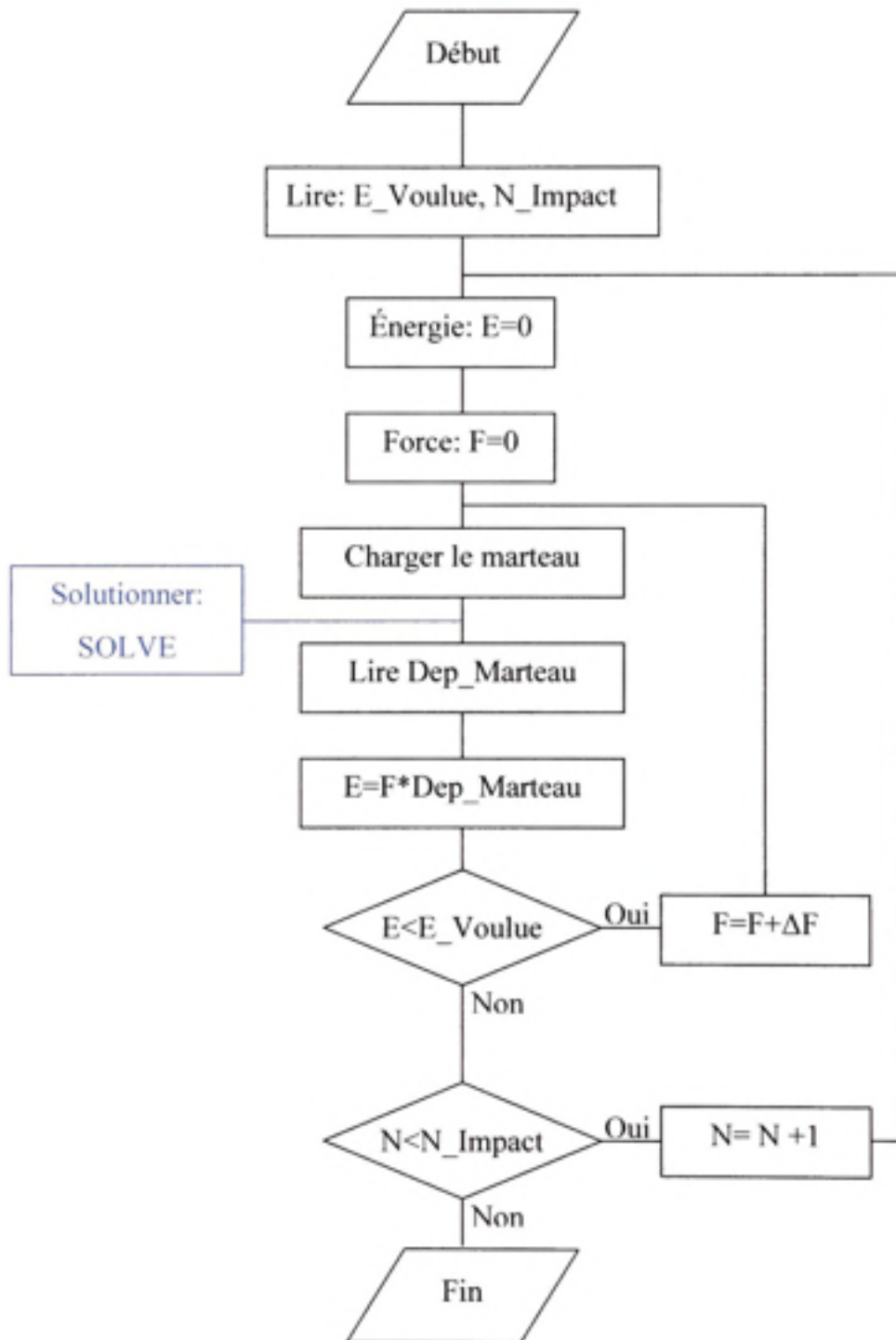
Le but de cette procédure est d'éliminer les zones aberrantes sur la frontière de la surface étudiée. Ces zones sont dues essentiellement à la courbure initiale des plaques martelées.



**Figure A.1** *Profil de contraintes pour la méthode des contours.*

## ANNEXE V

### ALGORITHME DU MODÈLE EF DES IMPACTS UNITAIRES RÉPÉTÉS





## ANNEXE VI

### PROGRAMME : IMPACTS\_UNITAIRES\_REPETES

FINISH

/CLEAR

/PREP7

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!! Paramètres !!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

a=75                   ! Largeur de la plaque (selon x)  
b=25                   ! Épaisseur de la plaque (selon y)  
a1=25                  ! Largeur de la zone à maillage moyen selon x  
b1=10                  ! Profondeur de la zone à maillage moyen selon y  
a2=10                  ! Largeur de la zone à maillage fin selon x  
b2=5                   ! Profondeur de la zone à maillage fin selon y  
E1=190000             ! Module d'élasticité du matériau  
E2=260000             ! Module d'élasticité du matériau  
Sy=400                 ! Contrainte d'écoulement du matériau  
H2=E1/10              ! Module tangent du matériau : Doit être proche de 2538MPa  
R=25                   ! Rayon de la bille représentant le marteau  
taille1= b/20         ! Taille des éléments de la zone à maillage grossier  
taille2= b/50         ! Taille des éléments de la zone à maillage moyen  
taille3=b/100         ! Taille des éléments de la zone à maillage fin

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

!!!!!!! Type d'élément !!!!!!!!

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

ET,1,PLANE42,,,1                   ! ET,1,PLANE82  
ET,2,TARGE169  
ET,3,CONTA172,,1,,,1               ! ET,3,CONTA171





K,5,a1,b-b1,0  
 K,6,0,b-b1,0  
 K,7,0,b-b2,0  
 K,8,a2,b-b2,0  
 K,9,a2,b,0  
 K,10,0,b,0  
 a,1,2,3,4,5,6           ! Surface à maillage grossier  
 ESIZE,taille1           ! Surface à maillage grossier  
 AMESH,1               ! Surface à maillage grossier  
 a,6,5,4,9,8,7           ! Surface à maillage moyen  
 ESIZE,taille2           ! Surface à maillage moyen  
 AMESH,2               ! Surface à maillage moyen  
 a,7,8,9,10             ! Surface à maillage fin  
 ESIZE,taille3           ! Surface à maillage fin  
 AMESH,3               ! Surface à maillage fin

!!!!!!! Marteau !!!!!!!!

MAT,2  
 TYPE,1  
 REAL,2  
 LOCAL,11,1,0,R+b,0     ! Repère cylindrique  
 K,101,R,-90  
 K,102,R  
 K,103,R-0.5,-90  
 K,104,R-0.5  
 K,105  
 K,106,R,-70  
 K,107,R-0.5,-70  
 L,101,103  
 L,102,104

```

L,106,107
LESIZE,ALL,,1
A,101,106,107,103
A,106,102,104,107
A,103,107,104,105
ESIZE,taille3
AMESH,4
ESIZE,taille1
AMESH,5,6

```

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!! Zone de contact !!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```

```

!!!!!!!!!!!! Marteau !!!!!!!!!!!!!

```

```

LSEL,S,LOC,X,R          ! Sélectionner les ligne du marteau formant la zone
                        !"TARGET"

LSEL,R,LOC,Y,-90,-70

NSLL,,1                ! Sélectionner les nœuds des lignes déjà sélectionnées
TYPE,2
REAL,3
ESURF
ALLSEL,ALL
!NSEL,S,LOC,Y          ! Sélectionner les nœuds formant le marteau
!CP,1,ALL,ALL         ! Coupler les nœuds sélectionnés
!*GET,NC,NODE,,NUM,MIN ! Obtenir le plus bas numéro de nœud (MASTER)
NSEL,S,LOC,Y          ! Sélectionner les nœuds formant le marteau
CM,Haut_Marteau,NODE  ! Coupler les nœuds sélectionnés
*GET,NC,NODE,,NUM,MIN ! Obtenir le plus bas numéro de nœud (MASTER)
CSYS,0

```

```

MAT,1
LSEL,S,LOC,Y,b          ! Sélectionner les lignes de la plaque formant la zone
                          ! "CONTACT"

LSEL,R,LOC,X,0,15
NSLL,1                  ! Sélectionner les nœuds des lignes déjà sélectionnées
CM,PLAQUE,NODE         ! Nœuds de la plaque rassemblés sous le nom "Plaque"
TYPE,3
REAL,3
ESURF
FINISH                  ! Terminer le module actuel

/SOLU                  ! Entrer le module SOLUTION
ANTYPE,static
NLGEOM,ON
SOLCONTROL,ON
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!! Conditions aux frontières !!!!!!!!!!!!!
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
NSEL,S,LOC,Y,0
NSEL,R,LOC,X,0,a
D,ALL,UY,0
NSEL,S,LOC,X,0
D,ALL,UX,0
!NSEL,S,LOC,X,a
!NSEL,A,LOC,X,-a
!D,ALL,UX,0
NSEL,ALL
ESEL,ALL

```



```
      *IF,E_Fournie,LT,E_Voulue,THEN
          FORCE=FORCE+dF
      *ELSE
          EMAX(I_Cycle)=E_Fournie
          FMAX(I_Cycle)=FORCE
          PAR=-1
      *ENDIF
  *ENDDO
  TIME,I_Cycle
  F,NC,FY,0
!   NSUBST,10
      SOLVE
*ENDDO
!*GET,NE,ELEM,,COUNT
!ESUM=0
!*DO,I,1,NE
!*GET,EE,ELEM,I,SENE
!ESUM=ESUM+EE
!*ENDDO
```



## LISTE DE RÉFÉRENCES

- Akita, Koichi, Tanaka Hiroto, Sano Yuji et Ohya Shin-Ichi. 2005. « Compressive residual stress evolution process by laser peening ». In *the 7th International Conference on Residual Stresses ICRS 7*, p. 370-375. Materials Science Forum.
- Anami, Kengo, Miki Chitoshi, Tani Hideki et Yamamoto Haruhito. 2000. « Improving fatigue strength of welded joints by hammer peening and TIG-dressing ». *Structural Engineering*, vol. 17, n° 1, p. 57s-68s.
- ANSYS, Inc. et ANSYS Europe Ltd. 2007. Ansys 10.0. Logiciel. (USA).
- Aoh, Jong-Ning, et Wei Chung-Sheng. 2002. « On the improvement of calibration coefficients for hole-drilling integral method: Part I - Analysis of calibration coefficients obtained by a 3-D FEM model ». *Journal of Engineering Materials and Technology: Transactions of the ASME*, vol. 124, n° 2, p. 250-258.
- Aoh, Jong-Ning, et Wei Chung-Sheng. 2003. « On the improvement of calibration coefficients for hole-drilling integral method: Part II - Experimental validation of calibration coefficients ». *Journal of Engineering Materials and Technology: Transactions of the ASME*, vol. 125, n° 2, p. 107-115.
- Aoki, S., Nishimura T., et Hiroi, T. 2004. « Reduction of residual stress for welded joint using vibrational load ». *Steel and Composite Structures*, vol. 4, p. 355-365.
- ASTM International. 2001. *Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method*. ASTM E 837-01.
- ASTM International. 2005. *Standard test method for micro indentation hardness of materials*. ASTM E384-05.
- Barralis, J., Castex L. et Maeder G. « Précontraintes et traitement superficiels », *Techniques de l'Ingénieur : traité matériaux métalliques*, vol. M 1 180, 50 p.
- Bazergui, André, Bui-Quoc Thang, Biron André, McIntyre Georges et Laberge Charles. *Résistance des matériaux*, 2002. 3<sup>ème</sup> édition. Canada : Presses Internationales Polytechnique, 736p.
- Bouhelier C., Lieurade H. P., Baralle D., Miege B. et Flavenot J. F. 1996. « Study of residual welding stress using the step-by-step hole drilling and x-ray diffraction method », *Welding Research Abroad*, vol. 42, p. 16-26.
- Bouhelier, C., Barbarinuo P., Deville J. P. et Miege B. 1988. « Vibratory Stress Relief of Welded Part ». In *Mechanical Relaxation of Residual Stresses*.

- Branco, C.M., Infante V. et Baptista R. 2004. « Fatigue behaviour of welded joints with cracks repaired by hammer peening ». *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, vol. 27, p. 785-798.
- Busby, J.T., Hash M.C. et Was G.S. 2005. « The relationship between hardness and yield stress in irradiated austenitic and ferritic steels ». *Journal of Nuclear Materials*, vol. 336, p. 267-278.
- Enomoto, K., Hirano K. et Hayashi M. 1996. « Welding residual stress improvement in internal components by water jet peening ». In *International Conference on Nuclear Engineering ICONE* (New Orleans), vol. 1, p. 471-477.
- Fihey, J.L., Simoneau R., Lanteigne J., Thibault D. et Laroche Y. 2005. « Controlled hammer-peening on a restrained A514 (S690Q) weldment ». In *High Strength Steels for Hydropower Plants*, (Graz University, Graz, Austria, July 2005).
- Flavenot, J.F. et Skalli N. 1988. « Effect of Grinding Conditions on Fatigue Behavior of 42CD4 Grade steel: Comparison of Different Criteria Incorporating Residual Stresses ». In *Mechanical Relaxation of Residual Stresses*.
- Frija, M., Hassine T., Fathallah R., Bouraoui, C. et Dogui. 2006. « Finite element modelling of shot peening process: Prediction of the compressive residual stresses, the plastic deformations and the surface integrity ». *Materials Science and Engineering A*, vol. 426, n° 1-2, p. 173-180.
- General Research Corp. 1992. « GRC8250: Impact Test Machine: DYNATUP, Instruction manual ». *GRC International Compagny*, 5383 Hollister Avenue, Santa Barbara, CA93111, USA.
- George, Daniel Bernard François. 2000. « Determination of residual stresses in large section stainless steel welds ». Mémoire de doctorat en génie mécanique, Bristol, University of Bristol, 372 p.
- Grant, P.V. 2003. *2D Residual stress mapping using the contour method: A technique review*. « NPL Technique Review Document ». National Physical Laboratory, Middlesex, United Kingdom.
- Grant, P.V., Lord J.D. et Whitehead P.S. 2002. *The measurement of residual stresses by the incremental hole drilling technique*. « Measurement Good Practice Guide », No. 53, National Physical Laboratory, Middlesex, United Kingdom.
- Hacini Lyès. 2007. *Application de la technique des micro-profils à la mesure des contraintes résiduelles dues au soudage et au martelage de plaques en acier austénitique inoxydable 304L*. « Rapport technique de Institut de recherche d'Hydro-Québec ». Varennes, Québec, Canada, 33 p.

- Hacini, Lyès, Lê Van Ngan, Bocher Philippe et Thibault Denis. 2006. « Residual stresses induced by robotized hammer peening: The effect of impact energy ». In *COM2006* (Montreal, October), p. 759-767.
- Hacini, Lyès, Lê Van Ngan et Bocher Philippe. 2008. « Effect of impact energy on residual stresses induced by hammer peening of 304L plates ». *Journal of Materials Processing and Technology*, doi:10.1016/j.jmatprotec.2008.01.025.
- Hacini, Lyès, Lê Van Ngan et Bocher Philippe. 2007. « Traitement de surfaces par impacts : Évaluation des contraintes résiduelles induites par martelage ». In *18<sup>ème</sup> Congrès Français de Mécanique* (Grenoble, 27-31 août 2007).
- Han, S., Lee T. et Shin B. 2002. « Residual stress relaxation of welded steel components under cyclic load ». *Steel Research*, vol. 73, p. 414-420.
- Hassan, Ahmed Farouk. 1994. « Fatigue strength of tapered partial-length cover plates ». Mémoire de doctorat, Indiana, Purdue University.
- Hertzberg R.W. 1996. *Deformation and Fracture Mechanics of Engineering Materials*. 4<sup>th</sup> edition. New York: John Wiley & Sons, p. 261-263.
- Infante, V., Branco C.M., Baptista R. et Gomes E. 2002. « A residual stresses and fracture mechanics analysis of welded joints repaired by hammer peening ». In *8th Portuguese Conference on Fracture* (Lisbon, Portugal).
- Ju, D.Y., Uchiyama T., Machida H., Kanawa T., Oba R., Sunayama Y. et Tsuda H. 2002. « Improvement of residual stress in gear using water peening by a cavitation jet technique ». *Materials Science Forum*, vol. 404-407, p. 635-640.
- Kandil, F.A., Lord J.D., Fry A.T. et Grant, P.V. 2001. *A review of residual stress measurement methods – A Guide to Technique Selection*. « National Physical Laboratory Report » MATC(A)04, National Physical Laboratory, Middlesex, United Kingdom.
- Kirk, David. 2004. « Residual stresses in shot peened components ». *The Shot Peener*, vol. 18, n° 4, p. 24-28.
- Kirk, David. 2006. « Ductility and strength properties of shot peened surfaces ». *The Shot Peener*, Vol. 20, n° 2, p. 24-28.
- Kirkhope, K.J., Bell R., Caron L., Basu R.I., Ma K.T. 1999. « Weld detail fatigue life improvement techniques; Part 2: Application to ship structures ». *Marine Structures*, vol. 12, p. 477-96.
- Knight, J.W. 1978. « Improving the fatigue strength of fillet welded joints by grinding and peening ». *Welding Research International*, vol. 8, p.519-540.

- Kopsov, I.E. 1991. « Influence of hammer peening on fatigue in high-strength steel ». *International Journal of Fatigue*, vol. 13, n° 6, p. 479-482.
- Lanteingne Jacques. 2004. *Simulation élasto-plastique 2D du martelage: Application à l'acier au carbone A-516 et à l'acier inoxydable 304*. « Rapport technique de Institut de recherche d'Hydro-Québec », IREQ-2004-172. Varennes, Québec, Canada, 75 p.
- Lee, Woei-Shyan et Lin Chi-Feng. 2001. « Impact properties and microstructure evolution of 304L stainless steel ». *Materials Science and Engineering*, vol. 308, p. 124-135.
- Lee, Woei-Shyan, Lin Chi-Feng, Liu Chen-Yang et Tzeng Fan-Tzung. 2004. « Impact properties of 304L stainless steel GTAW joints evaluated by high strain rate of compression tests ». *Journal of Nuclear Materials*, vol. 335, p. 335-344.
- Lichtenfeld, Joshua A., Mataya Martin C., Van Tyne Chester J. 2006. « Effect of strain rate on stress-strain behavior of alloy 309 and 304L austenitic stainless steel ». *Metallurgical and Materials Transactions A: Physical Metallurgy and Materials Science*, vol. 37, n° 1, p. 147-162.
- Lida, K. et Takanashi M. 1998. « Relaxation of welding residual stresses by reversed and repeated loadings ». *Welding in the World, Le Soudage Dans Le Monde*, vol. 41, p. 314-327.
- Lu, Jian. 1996. *Handbook of Measurement of Residual Stresses*. USA: Society for Experimental Mechanics (Corporate Author, Editor).
- Maddox, S.J. 1998. « Fatigue of steel fillet welds hammer peened under load ». *Welding in the World, Le Soudage dans le monde*, vol. 41, p. 343-349.
- Madenci, Erdogan et Guven Ibrahim. 2007. *The Finite Element Method and Application in Engineering Using ANSYS®*. 1<sup>st</sup> edition. USA: Springer, 686p.
- Khan, A.S. et Huang S. 1995. *Continuum theory of plasticity*. USA: John Wiley & Sons Inc., 421p.
- Majzoobi, G.H., Azizi R., Alavi Nia. 2005. « A three-dimensional simulation of shot peening process using multiple shot impacts ». *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 164-165, AMPT/ANMEOS Part 2, p. 1226-1234.
- Meo, M., Vignjevic R. 2003. « Finite element analysis of residual stress induced by shot peening process ». *Advances in Engineering Software*, vol. 34, n° 9, p. 569-575.
- Michel A. 1999. « Pièces mécaniques soudées : Traitement thermique et mécanique ». *Techniques de l'Ingénieur, traité de Génie mécanique*, vol. BM 5 190, p. 1-16.

- Michel Jean-Pierre, Kruml Tomáš. 2005. *Introduction à la plasticité des milieux continus*. Notes de cours : Notions complémentaires sur les contraintes, les déformations et l'élasticité, Nancy : École des mines de Nancy, 36 p.
- Nasri Hassan. 2007. « Mesure des Contraintes Résiduelles dues au soudage et au soudage-martelage par micro-profil de surface ». Mémoire de maîtrise en génie mécanique, Montréal, École de Technologie Supérieure, 107 p.
- Petrucci, G., Zuccarello B. 1998. « New calculation procedure for non-uniform residual stress analysis by the hole-drilling method ». *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, vol. 33, n° 1, p. 27-37.
- Peyre, P., Sollier A., Chaieb I., Berthe L., Bartnicki E., Braham C. et Fabbro R. 2000. « FEM simulation of residual stresses induced by laser Peening ». *Applied Physics*, vol. 23, n° 2, p. 83-88.
- Prime, M.B. et Gonzales A.R. 2000. « The Contour Method: Simple 2-D Mapping of Residual Stresses ». In *6<sup>th</sup> International Conference on Residual Stresses* (Oxford, U.K., 2000).
- Prime, M.B. et Martineau R.L. 2002. « Mapping residual stresses after foreign object damage using the contour method ». *Material Science Forum*, vol. 404-407, p. 521-526.
- Prime, M.B., Sebring R.J., Edwards J.M., Hughes D.J. et Webster P.J. 2004. « Laser surface-contouring and spline data-smoothing for residual stress measurement ». *Experimental Mechanics*, vol. 44, n° 2, p. 176-184.
- Prime, M.B. 2001. « Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut ». *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 123, p. 162-168.
- Rajesh, N., Babu, N., Ramesh. 2006. « Multidroplet impact model for prediction of residual stresses in water jet peening of materials ». *Materials and Manufacturing Processes*, vol. 21, n° 4, p. 399-409.
- Schajer, G.S. 1988. « Measurement of non-uniform residual stresses using the hole-drilling method. Part I: Stress calculation procedures ». *Journal of Engineering Materials and Technology*. vol 110, p. 338-343.
- Schiffner, K., Droste G. et Helling, C. 1999. « Simulation of residual stresses by shot peening ». *Computers and Structures*. vol. 72, n° 1-3, p. 329-340.
- Simoneau, Raynald. 2004. *Déformation de plaques d'aciers par le martelage multi-passe robotisé*. « Rapport technique de Institut de recherche d'Hydro-Québec », IREQ-2004-161. Varennes, Québec, Canada, 43 p.

- Skinner, R. D. 1987. « An Investigation into the Theory Behind Sub-Resonance Stress Relieve ». PE-R 162.
- Smith, D. J. and Garwood S. J. 1992. « Influence of postweld heat treatment on the variation of residual stresses in 50 mm thick welded ferritic steel plates ». *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, vol. 51, p. 241-256.
- Statnikov, E.S., Muktepavel V.O., Blomqvist A. 2004. « Comparison of ultrasonic impact treatment (UIT) and other fatigue life improvement methods ». *Welding Research Abroad*, vol. 50, n° 5, p. 28-40.
- Takamori, H. 2000. « Improving fatigue strength of welded joints ». Mémoire de doctorat, Lehigh University, United States.
- Thibault, D., Bocher B., Thomas M., Garghoury M. 2008. « Neutron diffraction measurements of residual stresses in 13%Cr-4%Ni weld ». (En cours de publication).
- Thibault, D. et Simoneau Raynald. 2001. *Technologie d'amélioration en place des roues de turbines hydrauliques*. « Rapport technique de Institut de recherche d'Hydro-Québec ». Varennes, Québec, Canada, 27 p.
- Thibault, D., Laliberté R. et Fihey J.L. 2000. *Mesures des contraintes induites et évaluation de l'efficacité du martelage lors du soudage d'un montage tentant de reproduire le soudage des roues de turbines hydrauliques*. « Rapport technique de Institut de recherche d'Hydro-Québec ». Varennes, Québec, Canada.
- Thibault, Denis, Simoneau Raynald, Lanteigne Jacques, Fihey Jean-Luc. 2005. « Residual stresses induced by robotized hammer-peening ». *Materials Science Forum*, vol. 490-491, p. 352-357.
- Valentin, M.D. 1994. « Hammer peening effects on the fatigue life of welded T-plate joints ». Mémoire de maîtrise, Ottawa, Carleton University.
- Volokhovskaya, O. A., Lukin L. V. et Panovko G. Y. 2002. « Modeling the process of reducing the residual stresses in the weld joint zone with vibratory treatment ». *Journal of Machinery Manufacture and Reliability*, vol. 3, p. 63.
- Wern, H. 1995. « Measurement of non-uniform residual stresses using the hole drilling method, a new integral formalism ». *Strain*, vol. 31, n° 2, (May), p. 63-68.
- Yuritzinn, T., Galon P., Grunenwald T., Izquierdo P., Le Maoult A., Valeta M.P. 2000. « Impact resistance of 304L type stainless steel plates: Identification of Lemaitre and Chaboche damage model's parameters at different strain rates. Comparison with experimental results ». *Journal De Physique. IV*, vol. 10, n° 9, p. 491-496.

- Zhuang, W.Z. et Halford G.R. 2001. « Investigation of residual stress relaxation under cyclic load ». *International Journal of Fatigue*, vol. 23, p. 31-37.
- Zion, Howard Lewis. 2003. « A dynamic finite element simulation of the shot-peening process ». Mémoire de doctorat, Georgia, Georgia Institute of Technology, 160 p.