

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA
MAÎTRISE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M.Eng.

PAR
Jean-Benoît LÉVESQUE

DÉVELOPPEMENT D'UNE MÉTHODE DE CALCUL DES CONTRAINTES
RÉSIDUELLES POUR LA MÉTHODE DES CONTOURS ET MESURES
EXPÉRIMENTALES DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DE JOINTS SOUDÉS EN T
SOUS L'INFLUENCE DE BRIDAGE

MONTRÉAL, LE 5 MAI 2010

© Jean-Benoît Lévesque, 2010

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

M. Raynald Guilbault, directeur de mémoire
Département du génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Hakim Bouzid, président du jury
Département du génie mécanique à l'École de technologie supérieure

M. Vladimir Brailovski, membre du jury
Département du génie mécanique à l'École de technologie supérieure

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

LE 13 AVRIL 2010

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

REMERCIEMENTS

Ce travail a été réalisé à l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec. Au terme de cet ouvrage, je tiens à exprimer ma gratitude à l'ensemble des personnes ayant contribué à sa réalisation.

Mes remerciements vont en premier lieu à mon directeur de recherche, le professeur Raynald Guilbault, pour la confiance qu'il m'a témoignée en me confiant ce projet et pour ses judicieux conseils tout au long de la réalisation du travail.

Il m'importe de remercier M. Jacques Lanteigne pour sa grande générosité et sa disponibilité. Au-delà de ses nombreux conseils, il a toujours été soucieux de ma réussite. Les liens d'amitié qui se sont tissés entre nous ont souvent été pour moi source de réconfort.

Les essais expérimentaux décrits dans ce document n'auraient pu être réalisés sans la participation de M. Carlo Baillargeon. Ses connaissances, son professionnalisme et ses qualités humaines ont fait de lui un allié indispensable. Je souhaite aussi remercier M. René Dubois, ainsi que M. Mathieu Paquin et M. David Poliquin pour leur implication et leur disponibilité.

Je ne saurais terminer sans souligner la contribution de mes proches. Ma mère, mon père et ma sœur ont toujours su me supporter lorsque j'en ai eu besoin. Il me tient d'exprimer l'amour que j'ai pour ma conjointe Chantal. En étant à mes côtés durant toutes ces années, elle a contribué par son indéfectible soutien et son affection à la réalisation de ce mémoire.

DÉVELOPPEMENT D'UNE MÉTHODE DE CALCUL DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES POUR LA MÉTHODE DES CONTOURS ET MESURES EXPÉRIMENTALES DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DE SOUDAGE DE JOINTS EN T SOUS L'INFLUENCE DU BRIDAGE

Jean-Benoît LEVESQUE

RÉSUMÉ

Ce travail de recherche comporte deux objectifs spécifiques. Dans un premier temps, il est proposé de démontrer l'applicabilité de la méthode des cellules de pression constante (MCP) s'appuyant sur les fonctions d'influence établies par Love à partir des équations de Boussinesq et Cerruti pour le calcul des contraintes résiduelles à l'aide de la méthode des contours. Les motivations quant à l'utilisation de la MCP plutôt que de la méthode des éléments finis (MEF) sont les gains en temps de calcul et la précision des solutions. À cet effet, un algorithme est développé et les solutions qui lui sont attribuables sont vérifiées par la méthode des éléments finis (MEF). Pour des niveaux de précision comparables, la MCP nécessite jusqu'à quatre fois moins d'éléments de calcul que la MEF, et par le fait même peut diminuer proportionnellement le temps de calcul.

Le second objectif du programme de recherche est de relier l'intensité de bridage des joints soudés en T au niveau des contraintes résiduelles. Pour y arriver, une campagne d'essais est menée. Chacun des essais est réalisé à l'aide d'un dispositif de bridage permettant d'obtenir une rigidité maximale. L'intensité de bridage est alors contrôlée par l'épaisseur des plaques utilisées. Les plaques sont instrumentées de jauges et de thermocouples tout au long du soudage afin d'enregistrer les déformations et températures inhérentes au procédé. Les contraintes internes des essais sont aussi étudiées par l'entremise de la méthode des contours. L'algorithme précédemment développé est utilisé. Le champ de déplacements est généré par une coupe par électroérosion au centre de chacun des essais et mesuré par profilomètre sans contact.

Enfin, une nouvelle approche est proposée afin de calculer adéquatement l'intensité de bridage dans un joint en T. Celle-ci est déterminée à partir des déplacements dominants lors du retrait thermique du métal d'apport. Les différentes approches de calcul du bridage sont utilisées afin de déterminer l'interaction entre l'intensité de bridage et le niveau des contraintes résiduelles. Ces dernières sont mesurées avec les jauges de déformation et calculées par la méthode des contours dans les joints en T.

Mots clés : Intensité de bridage, Soudure, Méthode des cellules de pression, Méthode des contours.

DEVELOPPEMENT OF A RESIDUAL STRESS CALCULATION METHOD FOR THE CONTOUR METHOD AND EXPERIMENTAL RESIDUAL STRESS MEASUREMENTS IN RESTRAINED WELDED T JOINTS.

Jean-Benoît LEVESQUE

ABSTRACT

This research involves two specific objectives. Initially, it is proposed to demonstrate the applicability of the constant pressure cell method (CPM), based on the influence functions established by Love from the Boussinesq and Cerruti equations for calculating residual stresses using the contour method. The motivations to use CPM instead of FEM are time savings and accuracy of solutions. To this end, an algorithm is developed and solutions are validated by means of finites elements method (FEM). For comparable precision level, the CPM requires up to four times less elements than the MEF, and thereby, may proportionally reduce computing time.

The second objective of the research program is to link the restraint intensity level of welded T joints with induced residual stresses. A series of test is conducted. Each test is performed using a restraint device to obtain maximum rigidity. The restraint intensity is controlled by the plates thickness. In addition, the plates are instrumented with gauges and thermocouples throughout the welding process to collect deformation and temperature values inherent to the process. The internal stresses are also studied through the contour method. The algorithm developed above is used. The displacement field is generated by an EDM cut at the center of each tested assembly.

In addition, a new approach is proposed to calculate accurately the restraint intensity for T joints. This approach is determined from the dominant movements in the thermal shrinkage of the filler metal. The different approaches of evaluating intensity are used to determine the interaction between the clamping intensity and the residual stress measured with strain gauges and calculated by the contours method in the T-joints

Keywords: Restraint intensity, Welding, Constant pressure cell method (CPM), Contour method.

TABLE DES MATIÈRES

Page

INTRODUCTION	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LITTÉRATURE	3
1.1 Les contraintes résiduelles dans les assemblages soudés et leur distribution	3
1.2 Effets des paramètres de soudage	8
1.3 L'effet du bridage sur les contraintes résiduelles	9
1.4 Méthodes de mesure des contraintes résiduelles	15
1.4.1 Diffraction des rayons X	16
1.4.2 Diffraction des neutrons	17
1.4.3 Ultrasonique	18
1.4.4 Méthode du trou	18
1.4.5 Jauges en mesure différentielle	19
1.4.6 Méthode des contours	19
1.5 Méthodes de calcul numériques	21
1.5.1 Utilisation de la MEF	21
1.5.2 Méthode des zones de pression constante	25
1.6 Équation analytique des contraintes résiduelles	26
1.7 Objectifs de l'étude	27
CHAPITRE 2 APPLICATION DE LA MÉTHODE DES CELLULES DE PRESSION AU CALCUL DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES PAR LA MÉTHODE DES CONTOURS	29
2.1 Méthode des cellules de pression (MCP)	29
2.1.1 Fonction d'influence des cellules de pression	30
2.1.2 Vérification de la MCP et comparaison avec la MEF	33
2.1.3 Méthode de correction près des surfaces libres	37
2.2 Algorithme de calcul des contraintes résiduelles à partir d'un champ de déplacements mesurés	42
2.3 Maillage de la surface étudiée (1)	43
2.4 Lissage des données sources (2)	45
2.5 Calcul des contraintes résiduelles (4)	47
CHAPITRE 3 DÉMARCHE EXPÉRIMENTALE	57
3.1 Matériaux utilisés	57
3.2 Présentation du dispositif de bridage	58
3.3 Plan d'expérience	59
3.4 Paramètres de soudage	60
3.5 Jauges de déformation	61
3.6 Coupe EDM	64
3.7 Lecture des profils de déformation	65

CHAPITRE 4	CALCUL D'INTENSITÉ DE BRIDAGE DES JOINTS EN T	66
4.1	Calcul de l'intensité de bridage sur les essais de TEKKEN	66
4.2	Calcul de l'intensité de bridage sur les joints en T	69
4.3	Calcul de l'intensité de bridage des essais expérimentaux	75
CHAPITRE 5	RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX	84
5.1	Résultats expérimentaux des jauges de déformation	84
5.2	Résultats expérimentaux pour la méthode des contours	96
5.2.1	Comparaison des résultats de simulation par la MEF et la MCP	97
5.2.2	Présentation des résultats de simulation par la MCP	99
CONCLUSION	120
ANNEXE I	POSITION DES JAUGES DES DÉFORMATIONS	124
ANNEXE II	CHAMP DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES COMPLET DE L'ESSAI TH1_TV1	126
ANNEXE III	CHAMP DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES COMPLET DE L'ESSAI TH1_TV3	128
ANNEXE IV	CHAMP DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES COMPLET DE L'ESSAI TH2_TV2	130
ANNEXE V	CHAMP DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES COMPLET DE L'ESSAI TH3_TV1	132
ANNEXE VI	CHAMP DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES COMPLET DE L'ESSAI TH3_TV3	134
LISTE DE RÉFÉRENCES	136

LISTE DES TABLEAUX

Page

Tableau 2.1	Valeurs prédéterminées du nombre d'itérations avant la réévaluation du facteur d'accélération	51
Tableau 2.2	Vérification de l'efficacité de la sur-relaxation successive (SOR)	52
Tableau 3.1	Propriétés chimiques et mécaniques des matériaux	58
Tableau 3.2	Épaisseur des plaques des essais	60
Tableau 3.3	Paramètres de soudage des essais	61
Tableau 4.1	Dimensions des essais TEKKEN	68
Tableau 4.2	Dimensions des joints en T	70
Tableau 4.3	Intensité de bridage du premier cordon des essais de soudage.....	75
Tableau 4.4	Intensité de bridage du deuxième cordon des essais de soudage	76
Tableau 4.5	Intensité de bridage du premier cordon en flexion autour de l'axe Z.....	81
Tableau 4.6	Intensité de bridage du deuxième cordon en flexion autour de l'axe Z	81
Tableau 4.7	Intensité de bridage du premier cordon en flexion autour de l'axe Y	82
Tableau 4.8	Intensité de bridage du deuxième cordon en flexion autour de l'axe Y	83
Tableau 5.1	Paramètres finaux des cordons de soudure et du positionnement des rosettes	89
Tableau 5.2	Contraintes résiduelles mesurées par les jauges de déformation.....	90
Tableau 5.3	Contraintes longitudinales maximales calculées par la méthode des contours pour chacun des essais	104

LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	Interaction entre la contraction et le changement de phase pour différentes vitesses de refroidissement. [5]5
Figure 1.2	Distribution des contraintes longitudinales et transversales dues au soudage de l'acier. [4]6
Figure 1.3	Schéma temporel des changements de température et de contraintes durant le soudage. [6]7
Figure 1.4	Classification des déformations dues au soudage. [10].....9
Figure 1.5	Représentation schématique de l'influence de la contraction sur les distorsions et contraintes résiduelles dues au bridage. [5].....10
Figure 1.6	Schéma du test de craquage sous bridage rigide. [10].....11
Figure 1.7	Relation entre la force de réaction et les déformations du métal de base et du métal d'apport. [15].....12
Figure 1.8	Expressions analytiques du bridage [10].14
Figure 1.9	Schéma de mesure de l'intensité de bridage en laboratoire. [10]15
Figure 1.10	Réflexion des rayons X dans le matériau. [16].....17
Figure 1.11	Principe de la méthode des contours. [19].....20
Figure 1.12	Plaque utilisée pour un test de TEKKEN. [22]22
Figure 1.13	Pince d'écartement utilisée en laboratoire par Boellinghaus. [22]23
Figure 1.14	Exemple de maillage utilisé pour déterminer l'intensité de bridage.24
Figure 1.15	Comparaison entre l'intensité de bridage mesurée et calculée par MEF. [22]25
Figure 1.16	Répartition des contraintes longitudinales de soudure dans l'acier doux. [4]27
Figure 2.1	Contraintes internes contenues dans un corps réel.31
Figure 2.2	Principe utilisé pour l'application de la correction par cellules miroirs. [25]32

Figure 2.3	Calcul de l'influence totale d'une cellule.....	33
Figure 2.4	Modèle de discontinuité de déplacement.	33
Figure 2.5	Comparaison entre les réactions de la MEF et de la MCP.	34
Figure 2.6	Chargement de pression du modèle.....	35
Figure 2.7	Déplacements calculés par la MEF et la MCP.	36
Figure 2.8	Comparaison des déplacements de la MEF et de la MCP à $Y = 2\text{mm}$	36
Figure 2.9	Comparaison des déplacements de la MEF et de la MCP à $Y = 0\text{mm}$	37
Figure 2.10	Correction des surfaces libres.....	38
Figure 2.11	Comparaison des déplacements de la MEF et de la MCP corrigée à $Y = 2\text{mm}$	40
Figure 2.12	Comparaison des déplacements de la MEF et de la MCP corrigée à $Y = 0\text{mm}$	40
Figure 2.13	Déplacements calculés par la MEF et la MCP corrigée.	41
Figure 2.14	Écart entre la MEF et la MCP corrigée.	42
Figure 2.15	Diagramme de flux du programme de calcul des contraintes résiduelles.	43
Figure 2.16	Discretisation du maillage sur la surface étudiée.	44
Figure 2.17	Raffinement du maillage d'une portion du maillage.	45
Figure 2.18	Interprétation graphique de la méthode des moindres carrés [30].....	46
Figure 2.19	Champ de déplacements mesurés pour le test de sur-relaxation.	51
Figure 2.20	Champ de pressions calculées lors du test d'efficacité de la sur-relaxation.	52
Figure 2.21	Déplacements mesurés par Prime [20].	53
Figure 2.22	Champ de contraintes calculées par la méthode des contours avec la MEF [20].	54
Figure 2.23	Mesure des contraintes résiduelles par la diffraction des neutrons [20].....	54

Figure 2.24	Champ de contraintes calculées par la méthode des contours avec la MCP.....	55
Figure 2.25	Champ de contraintes calculées par la méthode des contours avec la MEF.....	55
Figure 3.1	Dispositif de bridage des plaques de base.....	59
Figure 3.2	Arrangement des thermocouples de l'essai de positionnement des jauges.....	62
Figure 3.3	Courbes de températures maximales obtenues à l'essai thermique.....	63
Figure 3.4	Installation des jauges de déformation avant soudage.....	64
Figure 4.1	Pince d'écartement utilisée en laboratoire par Boellinghaus et al. [22].....	67
Figure 4.2	Modèle utilisé pour le calcul de l'intensité de bridage sur un essai TEKKEN.....	67
Figure 4.3	Intensité de bridage des essais TEKKEN.....	69
Figure 4.4	Modèle utilisé pour le calcul de l'intensité de bridage sur un joint en T.....	70
Figure 4.5	Emplacements de points de mesure de déplacements expérimentaux [22].	71
Figure 4.6	Intensité de bridage des joints en T.....	71
Figure 4.7	Simulation de l'intensité de bridage des joints en T.....	72
Figure 4.8	Modèle d'éléments finis présentant la pince d'écartement.....	73
Figure 4.9	Simulation de l'intensité de bridage des joints en T avec la pince d'écartement.....	74
Figure 4.10	Ajout du premier cordon au modèle MEF.....	76
Figure 4.11	Simulation des distorsions dues au retrait d'un cordon de soudage.....	78
Figure 4.12	Flexion autour d'un axe vertical (axe Y).....	79
Figure 4.13	Modèle de simulation du bridage en flexion autour du cordon de soudure.....	80
Figure 4.14	Angles servant au calcul du bridage en flexion.....	80

Figure 4.15	Modèle de simulation du bridage en flexion autour d'un axe vertical.	82
Figure 5.1	Disposition générale des rosettes.....	85
Figure 5.2	Contraintes longitudinales des rosettes R1 et R2 durant le soudage.	86
Figure 5.3	Flexion autour du cordon de soudure.	87
Figure 5.4	Contrainte transversale des rosettes R1 et R2 durant le soudage.	88
Figure 5.5	Relation entre les contraintes longitudinales et l'intensité de bridage calculée selon [22].	92
Figure 5.6	Relation entre les contraintes transversales et l'intensité de bridage calculée selon [22].	92
Figure 5.7	Relation entre les contraintes longitudinales et l'intensité de bridage selon l'axe vertical (Y).	93
Figure 5.8	Relation entre les contraintes transversales et l'intensité de bridage selon l'axe vertical (Y).	94
Figure 5.9	Relation entre les contraintes longitudinales et l'intensité de bridage selon l'axe horizontal (Z).	95
Figure 5.10	Relation entre les contraintes transversales et l'intensité de bridage selon l'axe horizontal (Z).	95
Figure 5.11	Usage d'un modèle d'éléments finis sans fissure.	97
Figure 5.12	Champ de contraintes calculées par MEF	98
Figure 5.13	Champ de contraintes calculées par la MCP pour l'essai 1 (th = 1po. tv = 1po.)	100
Figure 5.14	Champ de contraintes calculées par la MCP pour l'essai 2 (th = 1po. tv = 3po.)	100
Figure 5.15	Champ de contraintes obtenues par la MEF pour l'essai 2 (th = 1po. tv = 3po.)	101
Figure 5.16	Champ de contraintes calculées par la MCP pour l'essai 3 (th = 2po. tv = 2po.)	101
Figure 5.17	Champ de contraintes calculées par la MCP pour l'essai 4 (th = 3po. tv = 1po.)	102

Figure 5.18	Champ de contraintes calculées par la MCP pour l'essai 5 (th = 3po. tv = 3po.)102
Figure 5.19	Effet sur la contrainte longitudinale des concentrateurs de contraintes d'un joint en T.103
Figure 5.20	Correspondance entre l'intensité de bridage et la contrainte longitudinale des deux cordons.105
Figure 5.21	Position des jauges et contraintes calculées par la méthode des contours.105
Figure 5.22	Cordons de soudure et disposition des mesures de dureté (attaque nital 2%).107
Figure 5.23	Mesures de microdureté sur la surface de l'essai TH3_TV1.....108
Figure 5.24	Métallographies avec un grossissement de 100X des plaques étudiées selon le plan transversal.....109
Figure 5.25	Courbe des essais de traction réalisés sur le matériau des plaques de 1 po. et de 2po.110
Figure 5.26	Limite ultime des matériaux sur la surface de l'essai TH3_TV1111
Figure 5.27	Mesures de microdureté sur la surface de l'essai TH1_TV1.....112
Figure 5.28	Mesures de microdureté sur la surface de l'essai TH3_TV3.....113
Figure 5.29	Relation entre le niveau de contraintes maximal MCP et l'intensité de bridage calculée selon Boellinghaus et al. [22].114
Figure 5.30	Position des contraintes mesurées à un endroit déterminé à l'intérieur des cordons de soudure.....115
Figure 5.31	Relation entre le niveau de contraintes MCP et l'intensité de bridage calculée selon Boellinghaus et al. [22] pour les cordons 1 et 2 séparément.116
Figure 5.32	Relation entre le niveau de contraintes MCP et l'intensité de bridage autour d'un axe vertical (Y) pour les cordons 1 et 2 séparément.117
Figure 5.33	Relation entre le niveau de contraintes MCP et l'intensité de bridage autour d'un axe horizontal (Z) pour les cordons 1 et 2 séparément.117

LISTE DES ABRÉVIATIONS, SIGLES ET ACRONYMES

AISI	American Iron and Steel Institute
CMM	Coordinate-Measuring Machine
EDM	Electro-Discharge Machining
HRB	Hardness Rockwell B
HV	Hardness Vickers
IRC	Instrumented Restraint Cracking
MCP	Méthode des Cellules de Pression
MEF	Méthode des Éléments Finis
RRC	Rigid-Restraint Cracking
ZAT	Zone Affectée Thermiquement

LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

a	demi largeur de cellule
A	Aire
A	Ampère
b	demi longueur de cellule
D	Coefficient de dépôt de la soudure en angle
D	Déviaton
D_0	Distance entre les plans atomiques
\bar{D}_i	Déplacement au centre de la cellule i
E	Module de Young
f_{ij}	Influence de la cellule j sur le déplacement de la cellule i
F	Charge appliquée
F	Charge linéique continue
h	Épaisseur de la plaque de base
K_s	Intensité de bridage en flexion
K_s	Intensité de bridage dans un joint bout à bout
K_s	Intensité de bridage en traction
L	Largeur de la plaque
l_w	Longueur de la soudure
mm	millimètre
M	Moment appliqué
n	nombre de cellules
N	Contrainte normale
N_p	Contrainte normale liée au chargement de la cellule sous pression
N_{pm}	Contrainte normale liée au chargement de la cellule miroir
NS	National Standard
P	Charge appliquée
P	Charge appliquée par unité de longueur de soudure
\bar{P}	Pression constante sur une cellule
P^*	Nombre d'itérations avant l'évaluation de ω_{opt}

PSP	Paramètre stratégique
p_0	Pouce
R	Facteur d'intensité de bridage
R^2	Coefficient de régression
S	Élongation totale
S_y	Limite élastique
S1	Première contrainte principale
S2	Seconde contrainte principale
SL	Contrainte longitudinale au cordon de soudure
ST	Contrainte transversale au cordon de soudure
T	Température
T_h	Épaisseur de la plaque horizontale
T_v	Épaisseur de la plaque verticale
T_{max}	Température maximale
x'	Distance en X du centre d'une cellule miroir au bord de la surface
\bar{x}	Coordonnée relative en X du centre de la cellule j par rapport à la cellule i
Xmin	Dimension minimale de la surface en X
Xmax	Dimension maximale de la surface en X
y'	Distance en Y du centre d'une cellule miroir au bord de la surface
\bar{y}	Coordonnée relative en Y du centre de la cellule j par rapport à la cellule i
Ymin	Dimension minimale de la surface en Y
Ymax	Dimension maximale de la surface en Y

Symboles grecs

α	Coefficient d'expansion thermique
δ_i	Différence
δ_x	Déplacement perpendiculaire à la soudure
Δ	Déplacement de la paroi de la fissure
Δ	Vecteur de différence
Δ_h	Déplacement perpendiculaire de la paroi de la plaque horizontale
Δ_v	Déplacement perpendiculaire de la paroi de la plaque verticale
θ	Distorsion angulaire
θ	Angle entre la contrainte longitudinale et la première contrainte principale
θ_0	Angle d'incidence
θ_h	Distorsion angulaire de la plaque horizontale
θ_v	Distorsion angulaire de la plaque verticale
λ	Longueur d'onde des rayons X
λ_b	Élongation du métal de base
λ_w	Élongation du métal d'apport
μm	Micromètre
σ	Contrainte
τ	Contrainte de cisaillement
τ_p	Contrainte de cisaillement liée au chargement de la cellule sous pression
τ_{pm}	Contrainte de cisaillement liée au chargement de la cellule miroir
ν	Coefficient de poisson
φ	Facteur de correction
ω	Facteur de sur-relaxation
ω_{opt}	Facteur de sur-relaxation optimal

INTRODUCTION

Une des principales méthodes de fabrication et de réparation des turbines hydroélectriques est l'assemblage mécano-soudé. Ce procédé permet d'obtenir un assemblage continu des composantes, sans élément d'assemblage mécanique. Cependant, les gradients thermiques inhérents au soudage induisent inmanquablement des distorsions dans le matériau qui nuisent à la forme finale de l'assemblage. La solution la plus utilisée pour diminuer les distorsions demeure alors le bridage. Cette opération consiste à bloquer le déplacement des plaques de base en les fixant solidement. La prudence est cependant de mise lors de l'utilisation du bridage puisqu'il demeure difficile d'évaluer dans quelle mesure il affecte la rigidité de l'assemblage en chantier. La restriction des déformations produites par le soudage augmente l'amplitude et affecte la distribution des contraintes résiduelles de façon incertaine.

Le présent document propose de décrire la relation entre le bridage des joints soudés et les contraintes résiduelles. L'étude comporte deux volets : le premier objectif est de réaliser une campagne expérimentale permettant de définir la nature de ces liens. Le second objectif de l'étude est d'adapter la méthode des zones de pression constante basée sur les équations de Bousinesq et Cerruti au calcul des contraintes résiduelles par la méthode des contours. La méthode des zones de pression constante est couramment utilisée en mécanique du contact. Afin d'alléger le texte, l'approche par zone de pression sera désignée par la méthode des cellules de pression (MCP).

Les essais expérimentaux réalisés consistent à varier l'intensité de bridage sur plusieurs joints soudés en T. Un montage rigide est utilisé. Le bridage varie ainsi en fonction de l'épaisseur des plaques de base utilisées. Des jauges de déformations sont installées à proximité des joints soudés afin d'enregistrer les contraintes à certains endroits prédéfinis. Ces jauges permettent d'obtenir les mesures expérimentales nécessaires à la vérification de l'effet du bridage sur les contraintes résiduelles de soudage. En fait, les mesures par jauges sont complétées par une mesure des déformations internes au centre géométrique du montage. Ainsi, chacun des essais réalisés est sectionné, ce qui permet le relâchement des contraintes

internes. La mesure des déformations des nouvelles surfaces permet de calculer le champ de contraintes résiduelles par la méthode des contours.

La méthode des contours est d'abord utilisée avec la méthode des éléments finis (MEF), puis avec la MCP, ce qui permet d'établir l'applicabilité de la MCP à ce type de calcul. Les valeurs obtenues à l'aide de la MEF servent de référence, ce qui permet d'adapter la MCP à ce type d'application complètement nouveau.

La dernière partie de l'étude s'attarde à établir l'intensité de bridage appliquée lors des essais expérimentaux. Les calculs sont réalisés à l'aide de la MEF. Cette partie permet d'identifier les liens entre les contraintes obtenues par les jauges et celles obtenues par la méthode des contours et le bridage.

Ce document traite donc les différents éléments de l'étude comme suit. Une revue de littérature est présentée au premier chapitre. Par la suite, le développement du programme de calcul des contraintes résiduelles par la méthode des contours est étalé au second chapitre. Le chapitre trois présente quant à lui la démarche expérimentale utilisée pour la réalisation des cordons de soudure sous l'influence du bridage. La méthode de calcul de l'intensité du bridage utilisée dans ce document est présentée au quatrième chapitre. Le cinquième et dernier chapitre présente quant à lui les résultats expérimentaux et les met en relation avec l'intensité du bridage des essais. Finalement, les points forts du document et les recommandations sont mis en évidence dans la conclusion.

CHAPITRE 1

REVUE DE LITTÉRATURE

Ce chapitre présente les principaux articles et documents scientifiques recensés traitant des contraintes résiduelles induites lors des opérations de soudage. Il y est premièrement question des mécanismes de formation des contraintes, de l'effet des paramètres de soudage et de l'influence du bridage sur la distribution des contraintes. Ensuite suivra un survol des méthodes de mesure des contraintes résiduelles courantes. Par la suite, les méthodes de calcul numériques utilisées dans le domaine seront décrites, et enfin les équations de calcul des contraintes résiduelles seront sommairement présentées.

1.1 Les contraintes résiduelles dans les assemblages soudés et leur distribution

L'objectif de ce travail étant de lier l'intensité de bridage à l'étendue des contraintes résiduelles après le soudage, il est opportun de s'attarder à la distribution des contraintes résiduelles en de telles circonstances. Cette section résume donc les aspects importants de la formation des contraintes résiduelles dans un joint soudé.

Les contraintes résiduelles sont des contraintes qui demeurent dans un corps après que tout chargement extérieur a été retiré. Des contraintes résiduelles se forment aussi lorsqu'une pièce est assujettie à un changement de température non uniforme. Ces contraintes sont appelées contraintes thermiques. Aussi est-il possible d'affirmer que ce sont les déformations plastiques demeurant dans le matériau après le refroidissement complet de ce dernier qui sont à l'origine des contraintes résiduelles [1]. Les contraintes résiduelles peuvent être classées sous deux regroupements selon le mécanisme qui les crée [2]. Le premier type de contraintes résiduelles est d'ordre mécanique. Il s'agit des contraintes produites par des disparités structurelles. En soudure, ce mode de formation des contraintes résiduelles est très important et est généré avec la proximité de régions chaudes et froides; le procédé de soudage consiste à joindre deux pièces en les chauffant localement jusqu'à fondre le matériau d'apport. L'intense concentration de chaleur dans la région près de la ligne de soudage se traduit en

cycles thermiques sévères. Ces cycles thermiques causent des réchauffements et des refroidissements non uniformes dans le matériau, générant ainsi des déformations élastiques et plastiques non homogènes. Le mécanisme qui s'opère est le suivant : les zones affectées thermiquement (ZAT) se rétractent lorsqu'elles se refroidissent en fonction de leur coefficient d'expansion thermique et de leur température. Le bain de fusion, dans sa phase liquide, ne peut soutenir de contrainte. Conséquemment, au refroidissement, le bain de fusion et le volume solide l'entourant observent une discontinuité thermique qui résulte en une génération de contraintes résiduelles; comme le bain de fusion débute son refroidissement à partir d'un état dépourvu de contraintes, des contraintes de tension y apparaissent lors de la diminution de la température. Si le volume entourant le bain limite suffisamment le retrait, ces contraintes atteignent la limite élastique du matériau [3]. À l'extérieur du bain de fusion, le matériau est chauffé sans atteindre la température de fonte. Au refroidissement, cette zone est alors soumise à des contraintes de compression.

Le deuxième mécanisme produisant les contraintes résiduelles est d'ordre métallurgique; les changements de phase peuvent être une source de contraintes résiduelles. En effet, lors du cycle de chauffage et de refroidissement, l'acier est sujet à des transformations de phase. Lorsque l'acier passe d'une phase austénitique à une phase ferritique, bainitique ou martensitique, une variation de volume est associée à la transformation de phase; l'arrangement des atomes change dans le matériau. Ce changement de volume qui est limité aux régions froides autour du bain de fusion crée des contraintes résiduelles dans la zone de changement de phase. On ne peut cependant affirmer que cette contrainte balance automatiquement la contrainte de tension créée par les disparités structurelles. En fait, l'importance des contraintes de compression est influencée par la température de chauffage atteinte durant le procédé et par la vitesse de refroidissement [4, 5]. La Figure 1.1 tirée de la référence [5] illustre l'influence des différents changements de phase sur la formation des contraintes résiduelles de soudage.

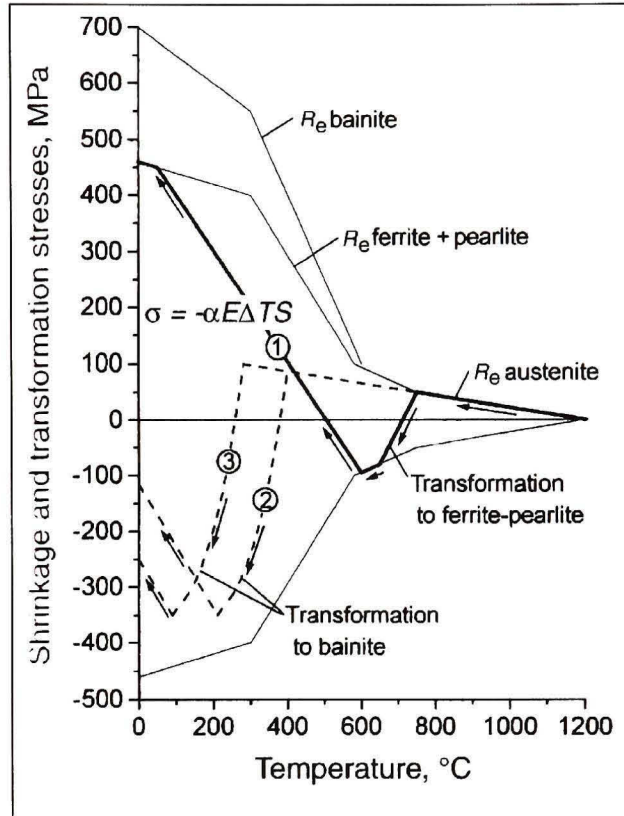


Figure 1.1 Interaction entre la contraction et le changement de phase pour différentes vitesses de refroidissement. [5]

Il est important pour la compréhension des travaux réalisés au cours de cette étude d'utiliser la notation courante. Ainsi, la contrainte longitudinale est celle qui est parallèle au joint de soudure. La contrainte transversale est mesurée perpendiculairement au joint. La Figure 1.2 montre les répartitions typiques des contraintes produites dans un joint de soudure d'acier selon 2 dimensions. En ce qui concerne le présent travail, l'attention sera portée principalement sur la distribution des contraintes longitudinales puisque ce sont ces contraintes qui sont les plus importantes suite au soudage.

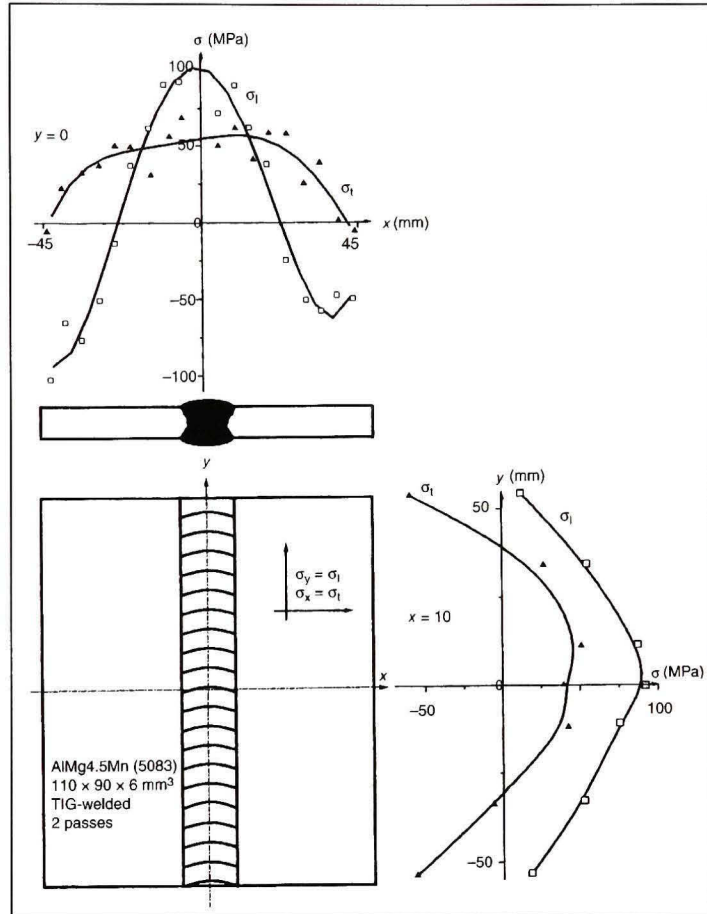


Figure 1.2 Distribution des contraintes longitudinales et transversales dues au soudage de l'acier. [4]

Plusieurs références [6, 7], expliquent le processus de formation des contraintes résiduelles après soudage à l'aide d'un schéma temporel. Ainsi, il est possible de voir la progression de la distribution des contraintes en fonction du temps. La Figure 1.3 en est un bon exemple. Le schéma ne traite que de la contrainte longitudinale.

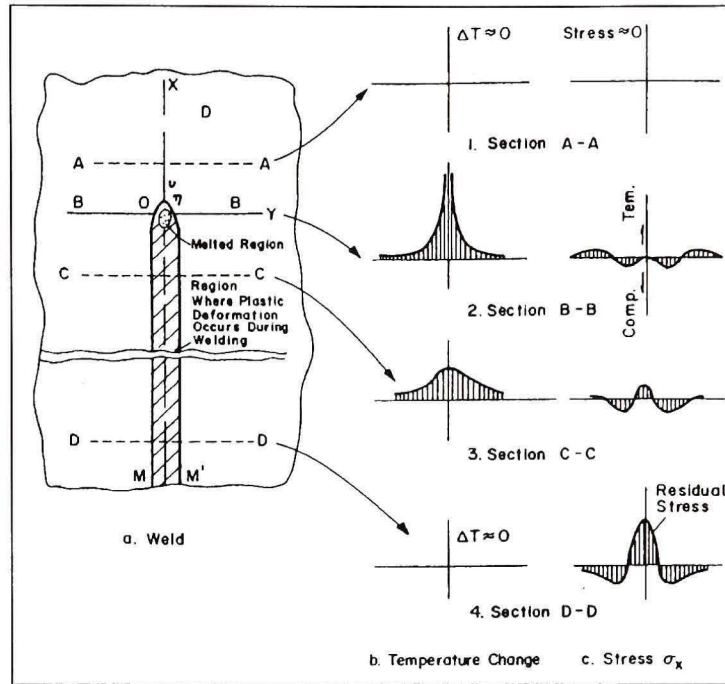


Figure 1.3 Schéma temporel des changements de température et de contraintes durant le soudage. [6]

La figure 1.3 présente la répartition des contraintes thermiques transitoires longitudinales lors du procédé de soudage. Selon Tall, les contraintes résiduelles après le soudage correspondent aux contraintes thermiques [7]. La progression des contraintes résiduelles durant les opérations de soudage est ainsi produite par l'accumulation des contraintes thermiques qui apparaissent au cours du processus. Au départ, les contraintes thermiques au joint de soudure sont nulles. Bien que le gradient de température soit très élevé, aucune charge ne peut être imposée au matériau alors qu'il se trouve à l'état liquide; les propriétés mécaniques du matériau sont fortement influencées par la haute température. On note cependant des contraintes de compression près du bain de fusion puisque l'acier cherche à gagner du volume sous l'influence de la chaleur. L'expansion du bain de fusion est d'autre part retenue par le matériau plus froid. Les tracés suivant les sections C-C montrent l'évolution de la distribution de la température de soudage et des contraintes résiduelles. Ainsi, pour chaque incrément temporel, l'incrément de température et l'incrément de contraintes thermiques sont représentés. On peut observer qu'au fur et à mesure que le joint de soudure se refroidit, les

contraintes se forment. Comme mentionné plus tôt, ces contraintes sont le résultat du refroidissement du bain de fusion et de la région dont l'expansion a été limitée. Ces zones se rétractent, créant ainsi une zone de tension au centre du joint de soudure. Finalement, des zones de contraintes de compression se forment aux abords du centre de la soudure afin de balancer l'effet des contraintes de tension [4].

1.2 Effets des paramètres de soudage

Plusieurs études [8, 9] ont traité des effets de différents paramètres de soudage sur l'intensité des déformations et des contraintes résiduelles. La plupart d'entre elles arrivent aux mêmes conclusions générales, soit :

- La répartition des contraintes résiduelles à proximité d'un joint soudé est inévitablement liée au matériau utilisé et ses changements de phase;
- Les paramètres physiques sont fondamentaux dans l'arrangement des contraintes résiduelles.

Certains paramètres ont des effets de moindre importance sur les déformations et les contraintes résiduelles dans le matériau. La vitesse de soudage fait partie de ces paramètres. Par exemple, le fait d'augmenter la vitesse de soudage a pour conséquence de répartir l'énergie de soudage sur une plus grande distance, ce qui réduit l'intensité de la contrainte finale. Le temps entre les cordons a aussi un effet sur la répartition des contraintes. Ainsi, avec un temps plus court entre les passes de soudure, les contraintes et déformations sont diminuées puisque le matériau garde la chaleur induite précédemment et les disparités thermiques sont moins importantes [9].

Certains éléments du procédé de soudage ont néanmoins un impact plus important que d'autres. C'est le cas de l'énergie de soudage. Toutes les études s'accordent pour dire qu'il s'agit d'un facteur déterminant sur la distribution des contraintes résiduelles. En effet, un gradient de température plus élevé amplifie la disparité thermique dans le matériau. Ceci cause inévitablement une hausse des distorsions et des contraintes résiduelles.

1.3 L'effet du bridage sur les contraintes résiduelles

Plusieurs efforts peuvent agir lors des opérations de soudage afin de limiter les distorsions. Trois types de changements dimensionnels fondamentaux se rencontrent lors des opérations de soudage. Ceux-ci sont à l'origine des distorsions [10]. Ces trois types de changements sont :

- La contraction transversale (perpendiculaire à la ligne de soudage);
- La contraction longitudinale (parallèle à la ligne de soudage);
- La distorsion angulaire (rotation autour de la ligne de soudage).

Ces changements dimensionnels sont illustrés et classés selon leur apparence à la Figure 1.4.

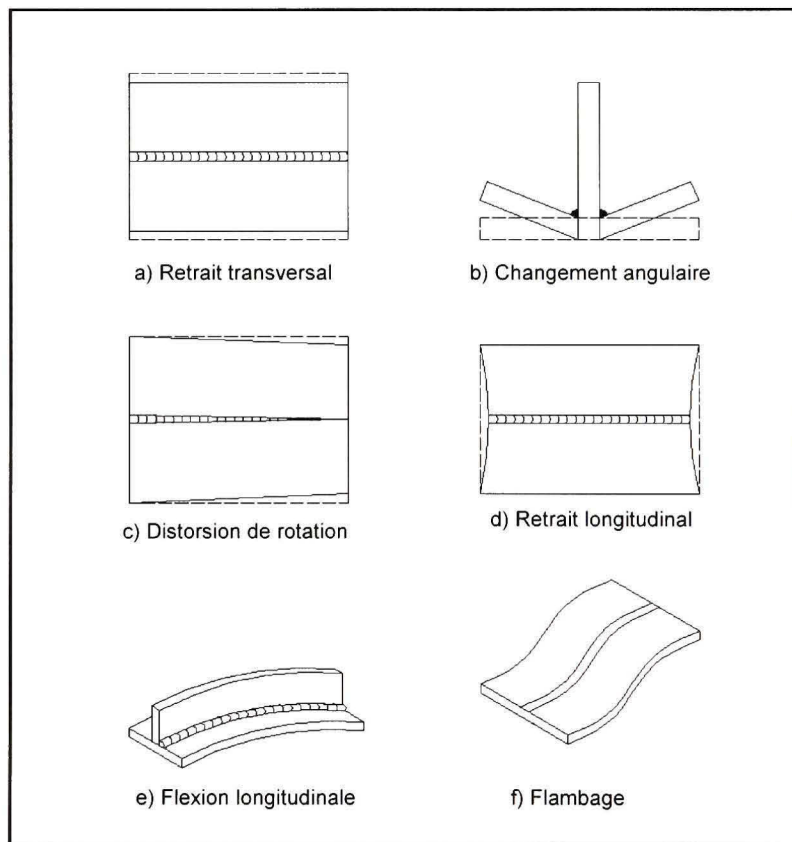


Figure 1.4 Classification des déformations dues au soudage. [10]

Dans le but de limiter ces déformations, diverses techniques ont été développées. En général, ces techniques bloquent le déplacement des plaques à l'aide de serres ou de points de soudure et génèrent donc du bridage. En augmentant l'intensité du bridage, on réussit à diminuer les distorsions, mais les contraintes résiduelles s'en trouvent conséquemment amplifiées. Lors d'une soudure bridée, la géométrie des plaques étant contrainte, la dilatation thermique du matériau ne peut s'effectuer, ce qui engendre une disparité structurelle dans l'assemblage. Certaines études [8, 10-14] ont inclus le bridage dans leurs mesures.

Le bridage peut aussi se produire de façon naturelle. Au fur et à mesure que le joint de soudure est complété, l'assemblage permet de moins en moins le déplacement des plaques de base. La rigidité de l'ensemble augmente, ce qui favorise la formation des contraintes résiduelles. La notion de rigidité de l'assemblage prend ici son sens. On peut schématiser la relation entre le bridage, les contraintes résiduelles et la distorsion, comme le montre la Figure 1.5.

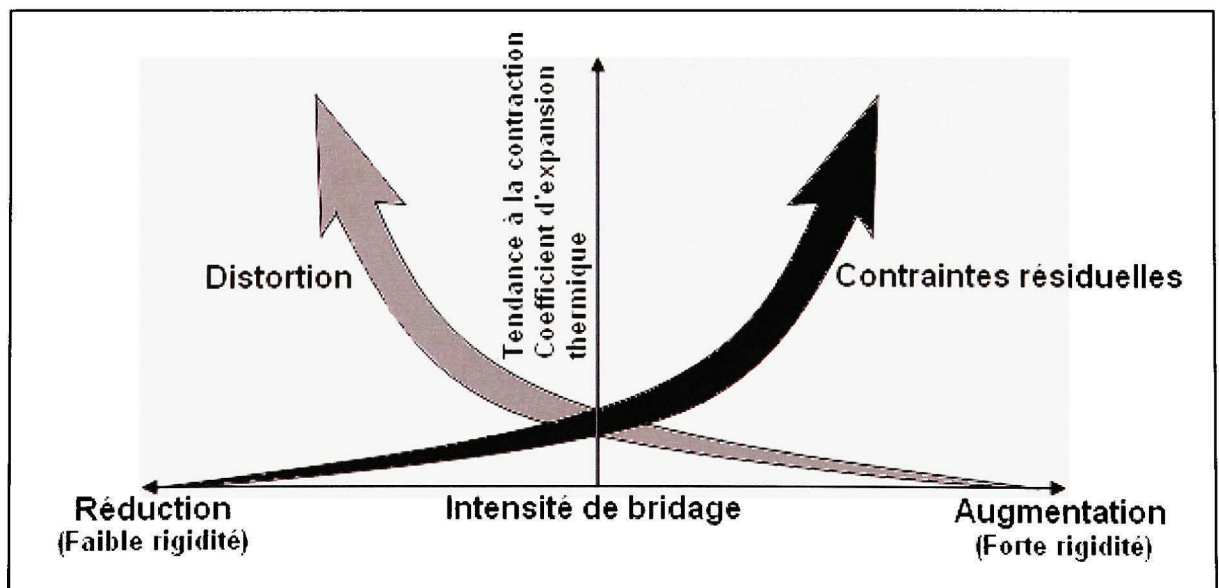


Figure 1.5 Représentation schématique de l'influence de la contraction sur les distorsions et contraintes résiduelles dues au bridage. [5]

On remarque que l'intensité de bridage a un effet sur la grandeur des distorsions. La distorsion des plaques et les contraintes résiduelles ont une relation inversement proportionnelle. Il devient alors opportun de déterminer l'intensité de bridage relative à une situation en particulier afin d'estimer l'effet possible sur les contraintes résiduelles.

Plusieurs études [8, 10, 11] ont eu pour sujet de déterminer l'effet du bridage sur la qualité des joints soudés. Certains travaux [12-14] ont porté sur la fissuration à chaud et à froid et mené à l'élaboration de tests précis permettant d'isoler l'influence du bridage. Le test du Rigid-restraint cracking (RRC) proposé par Satoh et Matsui [10, 15] présente un intérêt particulier. Il permet de mesurer la force de réaction exercée par un joint de soudure en fonction du temps. Il s'agit d'instrumenter les composantes de bridage afin de mesurer la force de retrait. Les mandrins qui retiennent les pièces doivent maintenir la longueur constante entre eux. La Figure 1.6 montre le schéma du test.

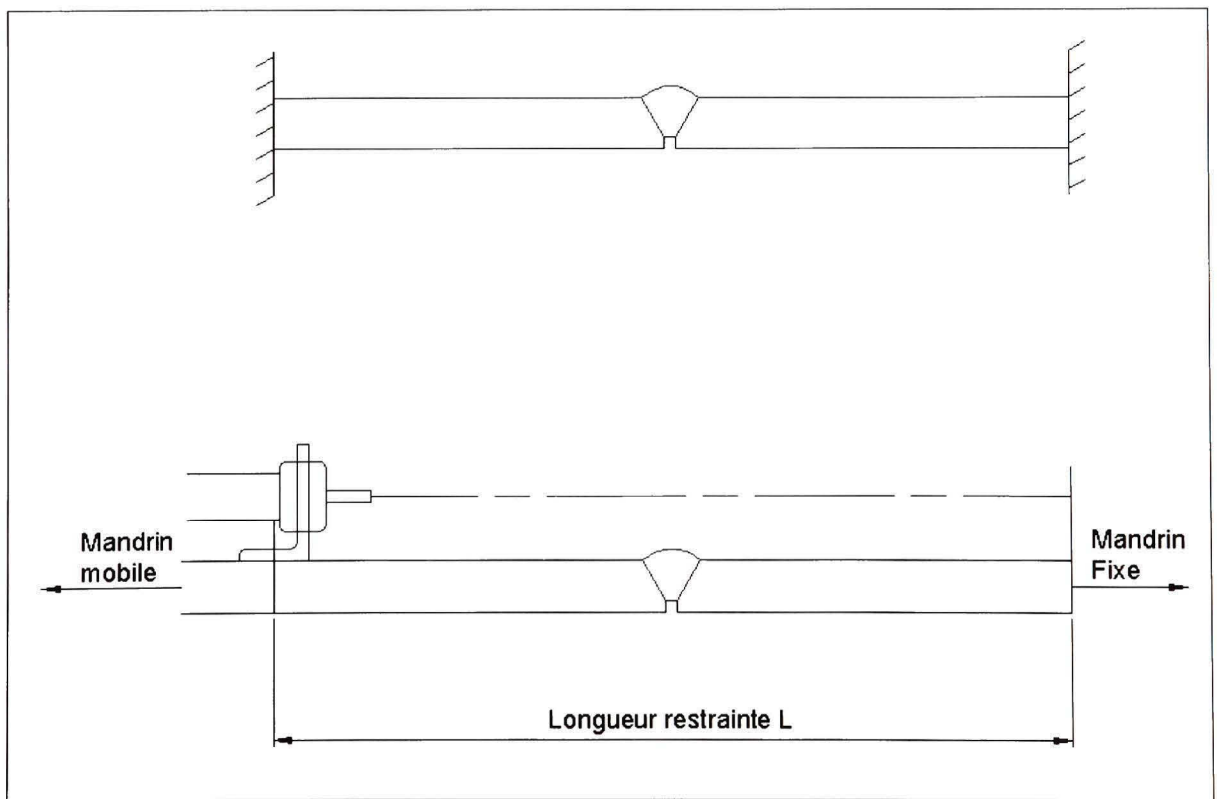


Figure 1.6 Schéma du test de craquage sous bridage rigide. [10]

Bien que le but de ce test soit de déterminer la susceptibilité d'un joint soudé à la fissuration, les auteurs ont observé qu'en diminuant suffisamment l'intensité de bridage le phénomène de craquage cesse. Durant le refroidissement, la contraction du matériau développe une force de réaction. La restriction du mouvement conduit alors le métal de base et le métal d'apport vers un état de tension. Lorsque les deux extrémités du joint sont fixées, l'élongation totale (S) est la somme de l'élongation du métal de base (λ_b) et du métal d'apport (λ_w).

$$S = \lambda_b + \lambda_w \quad (1.1)$$

Il est possible de représenter schématiquement la relation entre la déformation du métal de base et du métal d'apport en fonction de la force de réaction P . La Figure 1.7 montre la représentation développée par Satoh [15].

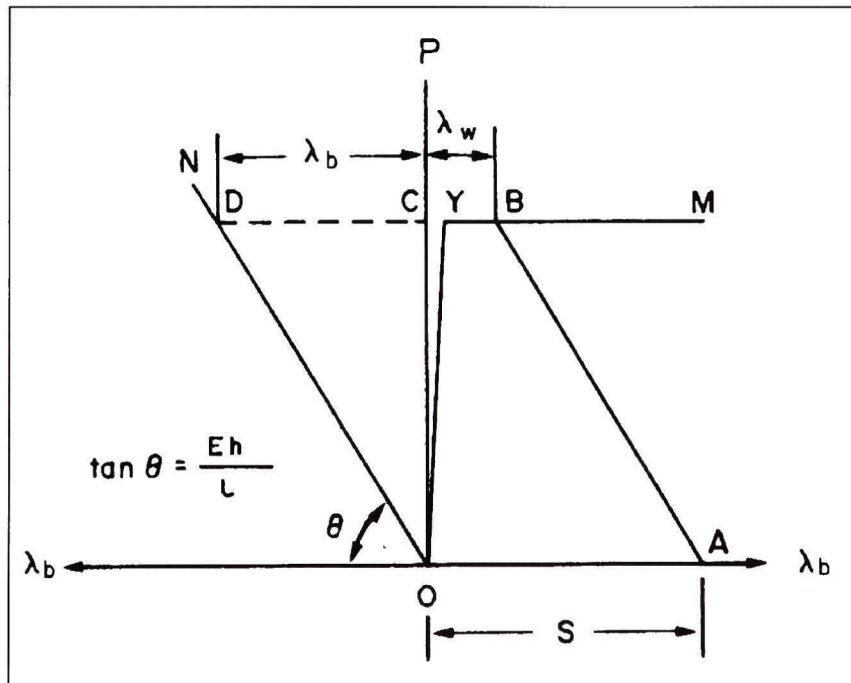


Figure 1.7 Relation entre la force de réaction et les déformations du métal de base et du métal d'apport. [15]

Les lignes OYM représentent l'élongation du métal d'apport en fonction de la charge P. La ligne ON représente quant à elle la relation entre l'élongation du métal de base et la charge P. Enfin, les auteurs définissent l'intensité de bridage comme le gradient de la ligne ON. L'intensité de bridage dans un joint bout à bout est déterminée par l'équation suivante [15] :

$$K_s = \tan \theta = \frac{Eh}{L} \quad \left[\frac{kN}{mm \cdot mm} \right] \quad (1.2)$$

Où : E = module de Young (Pa)
h = épaisseur de la plaque de base (mm)
L = largeur de la plaque (mm)

Ueda et al. [14] ont pour leur part appliqué le concept d'intensité de bridage à la distorsion angulaire. D'une façon analogue au bridage causé par la contraction, l'intensité de bridage provoquée par un moment de flexion est définie par l'équation suivante :

$$K_B = \frac{M}{\theta} \quad \left[\frac{kg}{rad} \right] \quad (1.3)$$

Où : M = Moment appliqué par unité de longueur de soudure (kg•mm/mm)
 θ = distorsion angulaire (rad)

Enfin, les auteurs ont aussi déterminé que l'intensité de bridage dans un joint de soudure soumis à une traction peut se définir par :

$$K_T = \frac{P}{\delta_x} \quad \left[\frac{kg}{mm \cdot mm} \right] \quad (1.4)$$

Où : P = Charge appliquée par unité de longueur de soudure (kg/mm)
 δ_x = déplacement perpendiculaire à la soudure (mm)

Avec l'utilisation des éléments finis, il a plus tard été possible d'établir des équations permettant de calculer le bridage dans certains assemblages soudés complexes [10]. La

Figure 1.8 montre quelques exemples d'expressions permettant de calculer l'intensité de bridage.

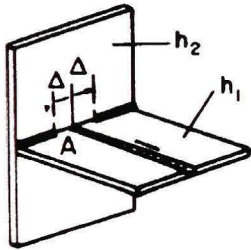
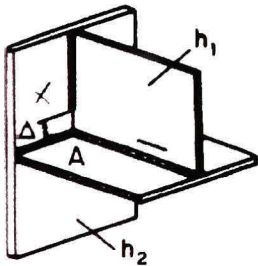
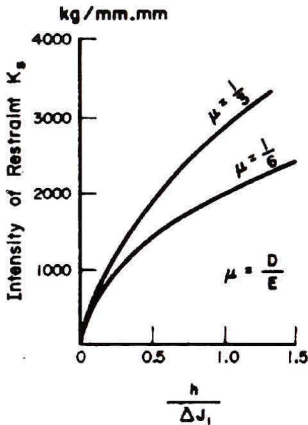
Forme des joints	Expressions analytiques de K_s	Exemples de résultats numériques
<p>(a)</p>  <p>(b)</p> 	$K_s = \frac{E\mu}{2\alpha_1 \frac{Beq}{X_0} \frac{\Delta}{X_0} + 1}$ <p>Dans lequel</p> $\mu = \frac{D}{E}$ $\frac{Beq}{X_0} = \frac{\pi}{(3 + \nu) - E_1 \frac{-\Delta}{X_0} \exp \frac{\Delta}{X_0}}$ $\frac{1}{X_0} = \sqrt{\frac{\mu J_1}{B_{eq} h_1}} \quad J_1 = \frac{\left(1 + \frac{a_1}{a_2 \beta}\right)}{a_1}$ $\beta = \frac{h_1}{h_2} \quad (a), (b), a_1 = 1, a_2 = 2$ <p>Où</p> <p>E : Module d'élasticité du matériau (kg/mm²)</p> <p>D : Coefficient de déplacement de la soudure en angle (kg/mm*mm)</p> <p>ν : Coefficient de Poisson</p> <p>E₁(-x) : Intégrale logarithmique</p> $\left(\equiv - \int_x^\infty \frac{e^{-x}}{x} dx \right)$ <p>α₁, α₂ : Coefficient numérique de l'épaisseur effective en respect des plaques soudées et de bridage (=1 ou 2)</p> <p>h₁, h₂ : Épaisseur de plaque en respect avec les plaques soudées et de bridage (mm)</p>	<p>Intensité de bridage à l'intersection du joint en bout et en angle.</p> 

Figure 1.8 Expressions analytiques du bridage [10].

Il est aussi possible de déterminer l'importance du bridage de façon expérimentale. Le principe est représenté à la Figure 1.9 tirée des travaux de Masubuchi [10]. En A et en B, il s'agit de tourillons attachés au métal de base. Ces composantes sont utilisées pour refermer l'ouverture entre les plaques. Les tourillons sont aussi équipés de jauges de déformation afin de connaître précisément la charge appliquée au système. Des indicateurs à cadran sont représentés aux points 1, 2 et 3. Ces derniers mesurent la distance entre les plaques de base.

Ainsi, en refermant l'espace entre les plaques et en mesurant l'effort dans les tourillons à l'aide des jauges de déformation, il est possible de calculer expérimentalement l'intensité de bridage.

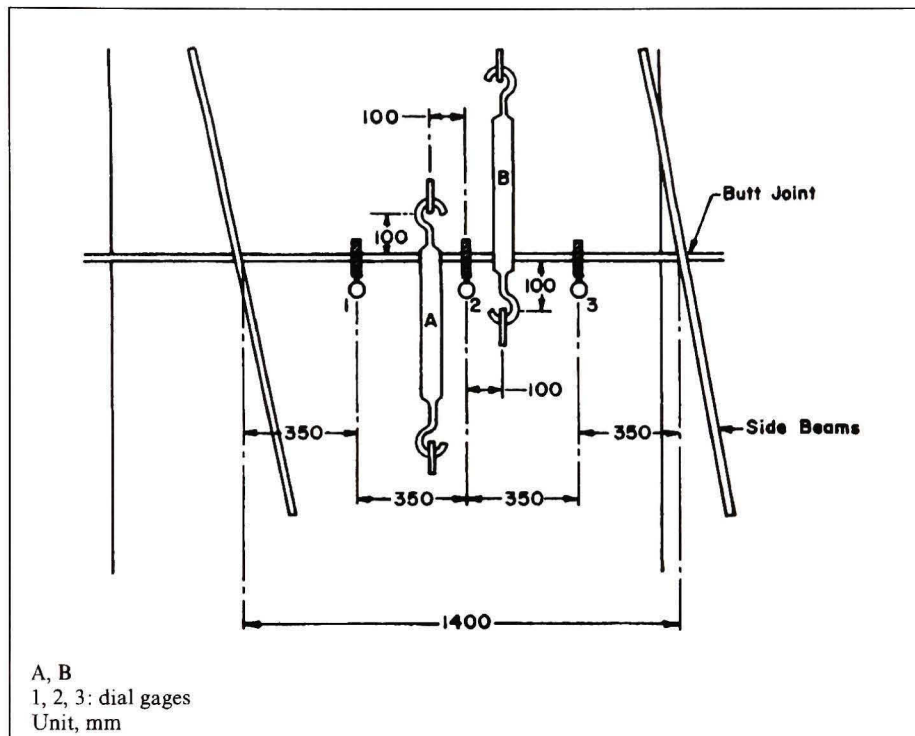


Figure 1.9 Schéma de mesure de l'intensité de bridage en laboratoire. [10]

1.4 Méthodes de mesure des contraintes résiduelles

Il existe plusieurs méthodes permettant de mesurer les contraintes résiduelles dans une pièce. Certaines de ces méthodes sont destructives alors que d'autres permettent de prendre des mesures sans altérer les géométries de la pièce. Cette section présente brièvement les principales approches de mesure.

1.4.1 Diffraction des rayons X

La diffraction des rayons X est probablement la méthode de mesure des contraintes résiduelles non destructive la plus répandue [10]. Cette dernière est basée sur la loi de Bragg et sur le fait que l'espace interplanaire entre les plans atomiques dans un solide cristallin change jusqu'à 0.1% lorsqu'une contrainte est appliquée sur le solide. Si des rayons X monochromatiques sont incidents à la surface d'un cristal avec un angle d'incidence θ_0 , les plans atomiques agissent comme une grille de diffraction. Suivant l'équation qui suit, les rayons réfléchis ont une intensité maximale puisqu'on a un multiple de la longueur d'onde des rayons X.

$$n\lambda = 2D_0 \sin \theta_0 \quad (1.5)$$

Où : n = nombre entier

λ = longueur d'onde du rayon X

D_0 = distance entre les plans atomiques

θ_0 = angle d'incidence

Avec l'application d'une contrainte, l'espacement interplanaire est altéré :

$$D = D_0 + \Delta D \quad \text{et} \quad \theta = \theta_0 - \Delta\theta \quad (1.6)$$

L'élongation ΔD dans le réseau est donnée par :

$$\frac{\Delta D}{D_0} = -\cot \theta_0 \cdot \Delta\theta \quad (1.7)$$

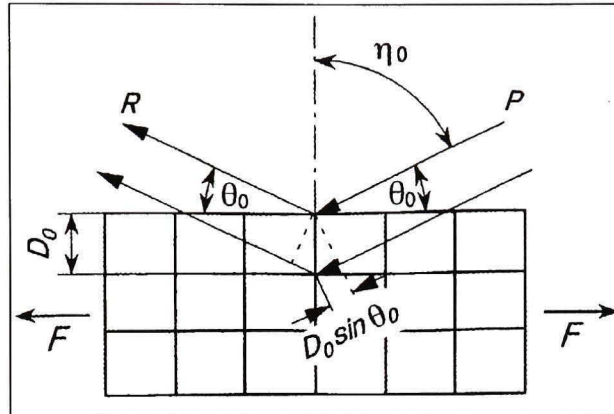


Figure 1.10 Réflexion des rayons X dans le matériau. [16]

En raison de la faible épaisseur de matériau pénétrée par les rayons ($5\mu\text{m}$ à $30\mu\text{m}$), on peut prétendre que la diffraction des rayons X permet une lecture des contraintes dans un état plan. Plusieurs avantages sont liés à l'utilisation de la diffraction des rayons X. Il s'agit en effet d'une méthode non destructive approuvée. En outre, elle permet de mesurer les contraintes dans des pièces courbées. Le fait qu'on ne puisse établir l'étendue des contraintes en profondeur par cette approche représente la seule restriction.

1.4.2 Diffraction des neutrons

La méthode de la diffraction des neutrons a plusieurs similitudes avec la diffraction des rayons X, à l'exception que les rayons X sont remplacés par un rayon de neutrons. L'avantage majeur est l'augmentation de la profondeur pouvant être analysée. Il est en effet possible d'atteindre jusqu'à quelques centimètres de profondeur. Le niveau de résolution de la mesure dépend de l'intensité des rayons; ainsi, une source portable ne permettra pas une résolution élevée. Un réacteur nucléaire ou un accélérateur de particules comme source de rayons de neutrons est alors nécessaire.

1.4.3 Ultrasonique

Il est connu que lorsqu'un matériau subit des contraintes, ses propriétés de transport ou d'atténuation d'une onde sonore sont affectées [16]. Ce phénomène permet donc de déterminer l'étendue des contraintes dans une pièce. La propriété qu'ont les ondes courtes à être moins absorbées dans les métaux justifie le choix des ultrasons comparativement aux ondes sonores ordinaires.

La technique utilise le changement d'angle de polarisation des ondes ultrasoniques polarisées. En fait, cette technique utilise l'effet contrainte-acoustique d'une façon similaire à l'effet contrainte-optique de la photoélasticité. Dans le cas optique, une contrainte modifie l'indice de réfraction et change la vitesse de la lumière traversant le matériau. Les différentes composantes de la lumière voyageant le long de l'axe principal ont différentes vitesses et causent une rotation de l'angle de polarisation. Dans le cas des ultrasons, la lumière est remplacée par une onde sonore polarisée. La pièce d'acier peut alors être utilisée directement sans avoir recours à un matériau photo-élastique.

1.4.4 Méthode du trou

Cette méthode est probablement la méthode destructive de mesure des contraintes résiduelles la plus utilisée [10]. Il s'agit d'une méthode de relaxation des contraintes. Elle consiste à analyser les contraintes relaxées lorsqu'on retire une partie du matériau d'une pièce. Le matériau est retiré en pratiquant un trou. Pour effectuer les mesures, on utilise une rosette de 3 jauges de déformation. Le matériau est percé au centre de la rosette. La mesure des déformations produites à la relaxation des contraintes résiduelles de départ permet d'établir l'amplitude de ces dernières. Bien que cette technique n'ait été initialement utilisée que pour déterminer l'état de contrainte en surface, il a été démontré qu'il était possible de l'utiliser pour déterminer l'état de contrainte en profondeur dans la pièce [17]. En procédant à plusieurs perçages successifs au même endroit et en enregistrant chaque fois les déformations, il devient possible de mesurer la distribution des contraintes dans l'épaisseur d'une pièce.

1.4.5 Jauges en mesure différentielle

Une autre méthode est l'utilisation de jauges de déformation au cours du soudage. L'étude de Shah Khan [18] a permis de clarifier certains points quant à l'utilisation des jauges de déformation durant l'étape de soudage. Le but de l'expérimentation était de déterminer si des jauges de déformation pouvaient permettre une lecture fiable des contraintes résiduelles produites par le soudage. Les auteurs ont utilisé deux types de rosettes. Le premier type était constitué de jauges adhésives et le deuxième de jauges soudées. Par la suite, les auteurs ont réalisé successivement des cordons de soudure à l'arc submergé afin de vérifier la robustesse de chacun des types de rosettes. Les conclusions de cette étude permettent d'affirmer que les jauges de déformation peuvent être utilisées avec succès pour la mesure des contraintes résiduelles. Toutefois, l'emploi de jauges collées requiert plus de soin que celui des jauges soudées puisque leur adhésif nécessite une cure. Elles sont aussi moins résistantes à la chaleur.

1.4.6 Méthode des contours

À l'image de la méthode du trou, la méthode des contours est aussi une technique destructive basée sur la relaxation des contraintes. Elle permet de calculer les contraintes résiduelles d'un matériau à partir des déformations mesurées perpendiculairement à un plan de coupe dans une pièce. En effet, lorsqu'un corps contenant des contraintes résiduelles est sectionné, les surfaces nouvellement créées se déforment de façon à libérer complètement les contraintes internes. Si les déformations sont mesurées, il est alors possible d'utiliser une approche numérique afin de calculer la répartition des contraintes. Il suffit de forcer les surfaces libres à retrouver leur géométrie plane initiale en appliquant un champ de pressions. Les pressions nécessaires correspondent alors aux contraintes résiduelles du matériau [19]. La Figure 1.11 illustre le procédé.

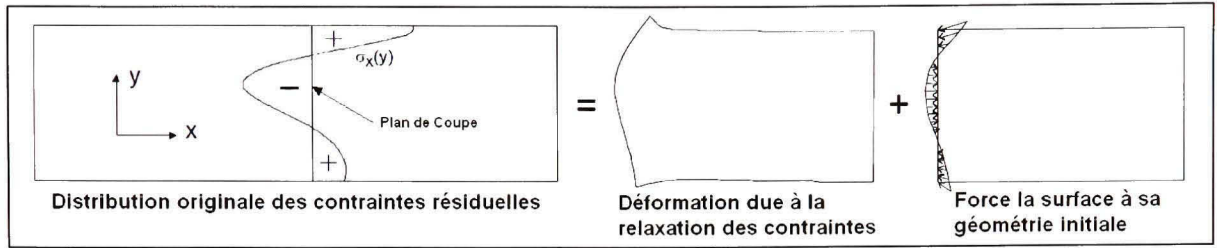


Figure 1.11 Principe de la méthode des contours. [19]

Afin de ne mesurer que les déplacements engendrés par les contraintes résiduelles, il est impératif d'utiliser pour la pièce à étudier une méthode de découpe ne générant pas elle-même de contraintes résiduelles. La coupe au fil par électro-érosion (selon la désignation anglaise EDM pour electro discharge machining) devient alors la meilleure alternative. L'EDM utilise un fil chargé électriquement. Le fil approché très près de la pièce se décharge par arcs électriques causant alors l'érosion du matériau à couper. Contrairement à l'usinage conventionnel, l'EDM est une méthode sans contact qui n'engendre en conséquence aucune déformation plastique. Elle permet donc d'obtenir une coupe droite d'une précision d'une fraction de micron [19].

Plusieurs appareils de mesure peuvent être utilisés afin de mesurer les déformations des surfaces coupées. Il y a cependant certains avantages à utiliser une méthode optique. La mesure par contact à l'aide d'un appareil de mesure de coordonnées (CMM), est toujours possible, mais n'est pas optimale. La résolution de ces instruments est limitée. Par exemple, la précision des meilleures sondes est limitée à $1\mu\text{m}$, alors que la vitesse de l'acquisition des données est relativement faible. La pression de la sonde sur la surface palpée peut aussi laisser des marques permanentes sur cette dernière [20], ce qui représente un inconvénient. Une méthode optique telle que la lecture à l'aide d'une sonde confocale permet d'accélérer la prise de données. Ce type de mesure permet de prendre des lectures à une précision de $0.2\mu\text{m}$ avec une plus grande densité de points de mesure par unité de surface [20].

Après avoir recueilli les déplacements, ceux-ci doivent être inversés et ce, afin de retrouver les contraintes. Habituellement, les chercheurs transposent les lectures de déplacements vers

un modèle d'éléments finis tridimensionnel. Par ailleurs, afin d'éliminer l'effet du cisaillement sur les déplacements mesurés avant d'effectuer le calcul, il est convenu de faire la moyenne entre les valeurs correspondantes des deux faces [19]. Les contraintes pourront alors être calculées adéquatement.

1.5 Méthodes de calcul numériques

1.5.1 Utilisation de la MEF

Tel que mentionné à la section précédente, la méthode des éléments finis peut être utilisée pour calculer les contraintes résiduelles d'une pièce à l'aide de la méthode des contours. Elle peut aussi avoir d'autres utilités.

Un des problèmes majeurs de l'étude des contraintes résiduelles engendrées par le soudage est la difficulté de définir analytiquement l'intensité de bridage du joint soudé. Plusieurs membrures d'une structure peuvent influencer la rigidité de l'assemblage. Dès le début des années 1970, on a tenté de calculer l'intensité de bridage par la méthode des éléments finis [21]. On a d'abord comparé les valeurs obtenues analytiquement à celles obtenues avec une analyse par éléments finis, ce qui a permis de démontrer que l'intensité de bridage pouvait être définie efficacement à l'aide de modèles numériques. Cependant, les premiers travaux n'ont porté que sur des cas où l'intensité des contraintes était bien connue. En effet, on a d'abord réalisé l'expérience sur un test TEKKEN. Il s'agit en fait du bridage le plus simple. La plaque utilisée pour le test présente une fissure centrale. Le bridage est engendré par le matériau présent aux bouts de la fissure. La Figure 1.12 illustre le test.

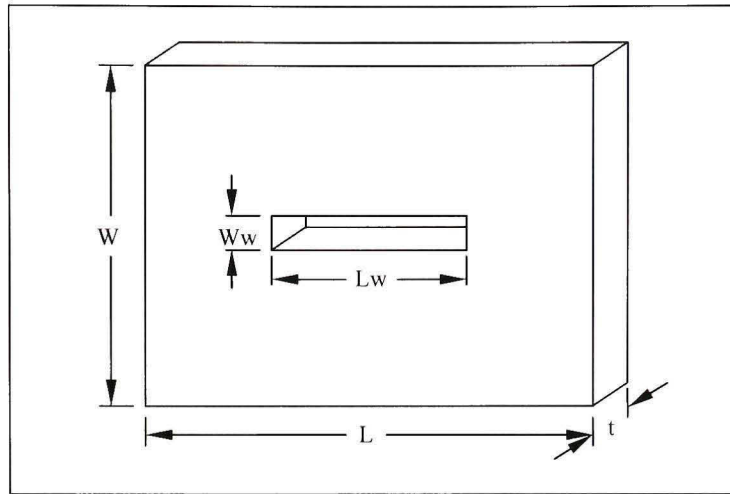


Figure 1.12 Plaque utilisée pour un test de TEKKE. [22]

C'est à l'aide des données recueillies à partir du test TEKKE qu'on peut, dans une certaine mesure, définir l'intensité du bridage d'un joint. Or, dans plusieurs cas, l'intensité de bridage est manifestement plus élevée que ce qui est prévu par un test TEKKE. C'est notamment ce que révèle une étude publiée en 1997 par Boellinghaus et al.[22]. Après avoir observé que les contraintes résiduelles mesurées sur le chantier d'une plate-forme de forage dépassaient les amplitudes prévues, les auteurs ont étudié la possibilité que l'intensité du bridage soit la cause de ce dépassement. Ils ont aussi comparé des modèles par éléments finis à des essais en laboratoire. Les essais consistaient en des tests de craquage sous bridage instrumentés (IRC). Les géométries de soudage testées étaient chargées à l'aide d'une pince d'écartement. Des mesures de déplacement permettent de calculer l'intensité de bridage de chaque test. La Figure 1.13 illustre la pince d'écartement utilisée pour réaliser les essais.

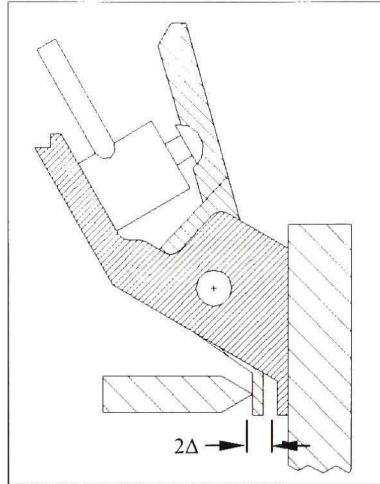


Figure 1.13 Pince d'écartement utilisée en laboratoire par Boellinghaus. [22]

En mesurant la force requise pour générer une ouverture de la fissure d'une amplitude donnée, il est possible de calculer l'intensité du bridage. L'équation de base de l'intensité de bridage a été réarrangée par les auteurs afin de correspondre avec l'expérience.

$$R = \frac{F}{l_w 2\Delta} \quad \left[\frac{kN}{mm \times mm} \right] \quad (1.8)$$

Les calculs par éléments finis réalisés par les auteurs ont produit des résultats en accord avec les tests en laboratoire lorsque la charge était répartie uniformément sur la fissure. Aussi, comme la littérature le prévoyait pour les essais sur des plaques fissurées (TEKKEN), l'intensité de bridage a un lien direct avec l'épaisseur de la plaque; une plaque plus épaisse augmente généralement le niveau de bridage. Cependant, le changement des autres dimensions de la plaque peut mener à une saturation de l'intensité de bridage pour une même longueur de fissure. Les observations de ces auteurs correspondent à l'équation analytique de l'intensité de bridage dans une plaque fissurée (essais de TEKKEN). Le modèle d'éléments finis utilisé par Boellinghaus et al. est présenté à la Figure 1.14.

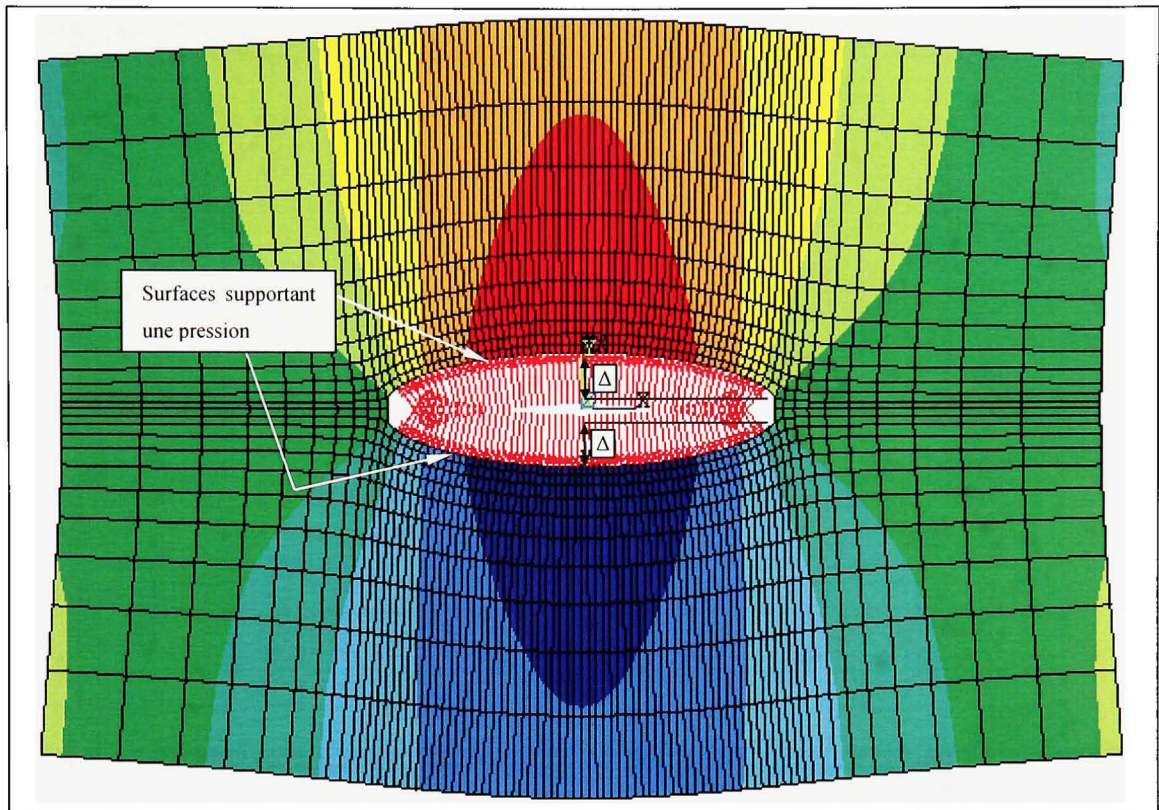


Figure 1.14 Exemple de maillage utilisé pour déterminer l'intensité de bridage.

L'étude a aussi porté sur plusieurs autres géométries. On a été en mesure de vérifier les différences générées sur des joints en T, des joints cruciformes et des conduits tubulaires. Les résultats des travaux faits sur des joints en T sont présentés à la Figure 1.15. Pour chaque type d'essai, les dimensions des plaques à assembler sont inscrites en abscisse. Bien qu'il semble y avoir divergence entre les résultats expérimentaux et de simulation pour les plaques de grandes dimensions, les résultats semblent concorder avec les essais sur des plaques de plus petite taille.

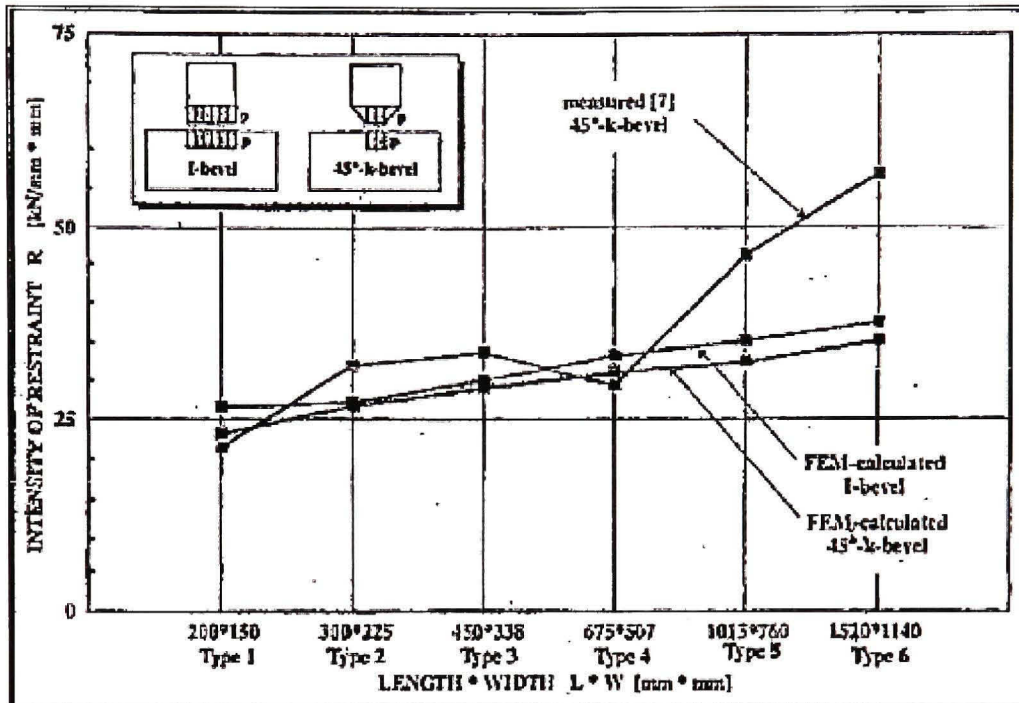


Figure 1.15 Comparaison entre l'intensité de bridage mesurée et calculée par MEF. [22]

Les graphiques montrent que le niveau de bridage est tributaire de la géométrie. En effet, des intensités plus élevées ont été enregistrées dans les joints en T que dans les joints de fissure. L'effet de l'épaisseur a toujours son importance sur l'intensité de bridage du joint en T. Toutefois, les autres dimensions augmentent elles aussi le niveau de bridage de manière proportionnelle. Aussi l'étude montre-t-elle que la préparation des plaques soudées a peu d'influence sur l'intensité du bridage.

1.5.2 Méthode des zones de pression constante

Cette méthode a été développée afin de solutionner des problèmes de contact non hertzien et s'appuie sur les fonctions d'influence établies par Love pour une zone de pression constante à partir des équations de Bousinesq et Cerruti [23]. La méthode des cellules de pression (MCP) qui en découle permet un calcul rapide et très précis des distributions de contact entre deux corps de géométrie quelconque. Contrairement à la MEF où l'ensemble de la géométrie doit être modélisée en 3 dimensions et discrétisée en éléments, la MCP considère un milieu

semi-infini. Ceci permet donc une modélisation bidimensionnelle, et donc de réduire l'étendue des calculs. La méthode s'appuie sur une relation d'influence entre une cellule chargée d'une pression uniforme et le déplacement des cellules voisines [24]. Cette relation présentée succinctement par l'équation (1.9) est plus amplement décrite au 2^e chapitre.

$$\sum_{j=1}^n \bar{P}_j f_{ij} = \bar{D}_i \quad , \quad i=1,2,\dots,n \quad (1.9)$$

Où : \bar{P}_j : Pression constante sur la cellule j
 f_{ij} : Influence de la cellule j sur le déplacement au centre de la cellule i
 \bar{D}_i : Déplacement au centre de la cellule i
n : nombre de cellules discrétisant la surface à l'étude

Cette méthode a souvent été utilisée à des fins d'études sur les contraintes générées entre les composantes de roulements à billes [24, 25] ou d'engrenages [26].

1.6 Équation analytique des contraintes résiduelles

Plusieurs efforts ont été mis en œuvre afin d'obtenir une équation analytique permettant de prévoir la distribution des contraintes résiduelles dans un joint de soudure. Pour être valide, cet outil analytique doit répondre à certaines conditions [4] : d'abord, la sommation des contraintes ainsi que la sommation des moments sur la surface étudiée doivent être nulles comme le démontrent les équations (1.10), (1.11) et la Figure 1.16.

$$\int \sigma dA = 0 \quad (1.10)$$

$$\int dM = 0 \quad (1.11)$$

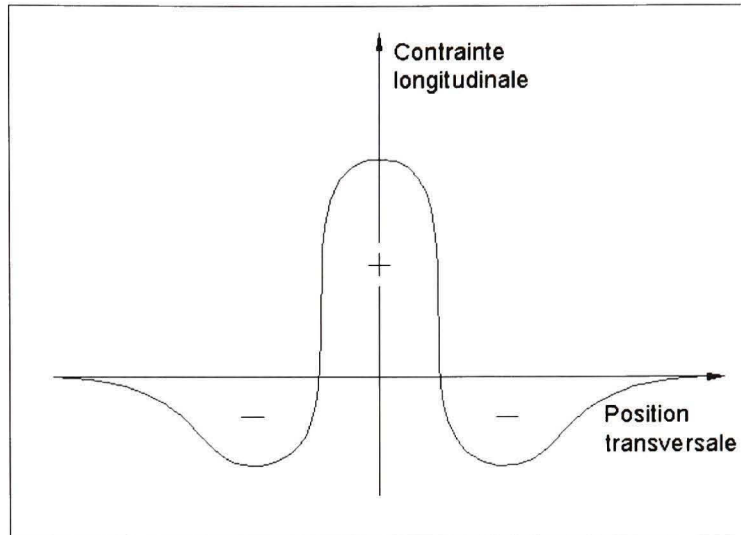


Figure 1.16 Répartition des contraintes longitudinales de soudure dans l'acier doux. [4]

L'équation suivante, en respectant les équations (1.10) et (1.11), conduit à une distribution de contraintes résiduelles comparable aux mesures expérimentales dans un acier doux. [10]

$$\sigma_x(y) = \sigma_m \left[1 - \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right] e^{-\left[\frac{1}{2} \left(\frac{y}{b} \right)^2 \right]} \quad (1.12)$$

Où b : La largeur de la zone en contraintes résiduelles de tension
 y : La position transversale depuis le centre de la soudure

Aussi, notons que la plupart du temps, la contrainte σ_m correspond à la limite élastique du matériau.

1.7 Objectifs de l'étude

Comme il a été possible de le constater précédemment, les contraintes résiduelles de soudage représentent un point d'intérêt pour de nombreux scientifiques. Toutefois, l'intensité de bridage demeure un paramètre dont les conséquences sur l'amplitude des contraintes

résiduelles sont mal définies. C'est pourquoi la présente étude s'attarde à mieux décrire les relations qui existent entre le niveau de bridage et l'amplitude des contraintes résiduelles.

Deux objectifs principaux sont visés. Le premier objectif poursuivi par ce document est de quantifier l'influence de l'intensité de bridage sur le niveau des contraintes résiduelles de soudage. Pour ce faire, il est proposé de réaliser une série de tests de soudage avec des niveaux de bridage différents. Une géométrie de joint soudé en T est privilégiée, car cette dernière s'apparente aux joints retrouvés dans les turbines hydroélectriques. Ces essais seront instrumentés de jauges de déformation afin de récolter des données sur les déformations. Le plan d'expertise établi permettra de faire varier l'intensité du bridage en changeant l'épaisseur des plaques soudées.

Le second objectif de ce travail est d'adapter la méthode des zones de pression constante basée sur les équations de Bousinesq et Cerruti et couramment utilisées en mécanique du contact au calcul des contraintes résiduelles par la méthode des contours. Cependant, comme aucun logiciel commercial ne propose la MCP, un programme (écrit en C++) sera développé pour réaliser l'étude. La méthode des contours sera d'abord utilisée avec la MEF, puis avec la MCP, ce qui permettra d'établir l'applicabilité de la MCP à ce type de calcul. Les valeurs obtenues à l'aide de la MEF serviront de référence, ce qui permettra d'adapter la MCP à ce type d'application complètement nouveau. Lorsqu'utilisée en mécanique du contact, la MCP offre des vitesses de calcul et des niveaux de précision largement supérieurs à ce que peuvent actuellement offrir les meilleurs algorithmes employés pour la MEF. L'hypothèse justifiant la démarche est donc que la MCP présentera les mêmes avantages lorsqu'elle sera utilisée avec la méthode des contours.

Enfin, l'intensité de bridage sera calculée numériquement à l'aide de modèles d'éléments finis, ce qui a pour but de lier l'intensité de bridage des essais aux niveaux des contraintes résiduelles longitudinales établies, et donc de décrire les relations bridage-amplitudes des contraintes résiduelles.

CHAPITRE 2

APPLICATION DE LA MÉTHODE DES CELLULES DE PRESSION AU CALCUL DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES PAR LA MÉTHODE DES CONTOURS

La méthode des cellules de pression (MCP) se veut une technique numérique permettant de calculer les contraintes de contact entre deux surfaces complexes pressées l'une contre l'autre [24]. La méthode s'appuie sur les fonctions d'influence établies par Love [23] à partir des équations de Boussinesq et Cerruti. Au départ, elle considère donc les corps comme des espaces semi-infinis.

Ce travail propose d'appliquer cette approche à la méthode des contours pour le calcul des contraintes résiduelles de soudage. Afin d'y parvenir, un programme informatique sera développé. La méthode des contours est une approche qui permet de retrouver les contraintes internes d'un corps à partir du champ de déplacements obtenu par mesure d'une surface intérieure du solide. Les mesures peuvent être réalisées avec ou sans contact. Dans le cas présent, elles seront obtenues à l'aide d'une technique sans contact. Puisqu'il est nécessaire d'avoir accès à la surface interne, le solide doit être sectionné. La méthode des contours est par conséquent une méthode destructive.

Les premières sections décriront la MCP. Par la suite, le diagramme de flux de la Figure 2.15 présentera les différentes étapes de l'algorithme de calcul du champ de contraintes. Chacune de ces étapes sera ensuite développée et validée dans le texte.

2.1 Méthode des cellules de pression (MCP)

L'application de la MCP au calcul des contraintes résiduelles de soudage nécessite la résolution d'un système liant le champ de pressions normales d'une surface au champ de déplacements correspondant. Ce lien est assuré par les fonctions régissant l'influence que chacune des cellules d'une surface maillée a avec les autres. La présente section expose la façon dont les fonctions d'influence sont calculées.

2.1.1 Fonction d'influence des cellules de pression

Le cœur de la méthode des cellules de pression réside dans le calcul de l'influence entre chacune des cellules constituant le maillage. Dans un premier temps, rappelons la fonction de base liant le déplacement (D_i) au centre d'une cellule "i" à la pression (P_j) au centre des autres cellules "j" d'une surface.

$$\sum_{j=1}^n \bar{P}_j f_{ij} = \bar{D}_i \quad , \quad i=1,2,\dots,n \quad (2.1)$$

La fonction d'influence f_{ij} se définit comme suit [23] :

$$f_{ij}(\bar{x}, \bar{y}) = \left\{ \frac{1-\nu^2}{\pi E} \right\} \left\{ \begin{array}{l} (\bar{x} + a) \ln \left[\frac{(\bar{y} + b) + \sqrt{(\bar{y} + b)^2 + (\bar{x} + a)^2}}{(\bar{y} - b) + \sqrt{(\bar{y} - b)^2 + (\bar{x} + a)^2}} \right] \\ (\bar{y} + b) \ln \left[\frac{(\bar{x} + a) + \sqrt{(\bar{y} + b)^2 + (\bar{x} + a)^2}}{(\bar{x} - a) + \sqrt{(\bar{y} + b)^2 + (\bar{x} - a)^2}} \right] \\ (\bar{x} - a) \ln \left[\frac{(\bar{y} - b) + \sqrt{(\bar{y} - b)^2 + (\bar{x} - a)^2}}{(\bar{y} + b) + \sqrt{(\bar{y} + b)^2 + (\bar{x} - a)^2}} \right] \\ (\bar{y} - b) \ln \left[\frac{(\bar{x} - a) + \sqrt{(\bar{y} - b)^2 + (\bar{x} - a)^2}}{(\bar{x} + a) + \sqrt{(\bar{y} - b)^2 + (\bar{x} + a)^2}} \right] \end{array} \right\} \quad (2.2)$$

- Où :
- \bar{x}, \bar{y} : coordonnées relatives du centre de la cellule j par rapport à la cellule i
 - ν : coefficient de Poisson
 - E : module de Young
 - a : demi-largeur d'une cellule
 - b : demi-longueur d'une cellule

L'équation (2.2) permet de calculer l'influence d'une pression constante appliquée sur une cellule "j" d'un maillage sur le déplacement au centre des cellules voisines "i". En appliquant

ce calcul à chacune des cellules présentes dans le maillage, on obtient un système de n équations à résoudre.

La relation est cependant limitée à une surface infinie. Elle ne peut donc pas être utilisée sur des surfaces qui présentent des arêtes à proximité ou à l'intérieur de la région étudiée. En effet, l'hypothèse des espaces semi-infinis introduit des contraintes normales (N) et de cisaillement (τ) sur les surfaces libres des corps réels. La Figure 2.1 illustre ces contraintes.

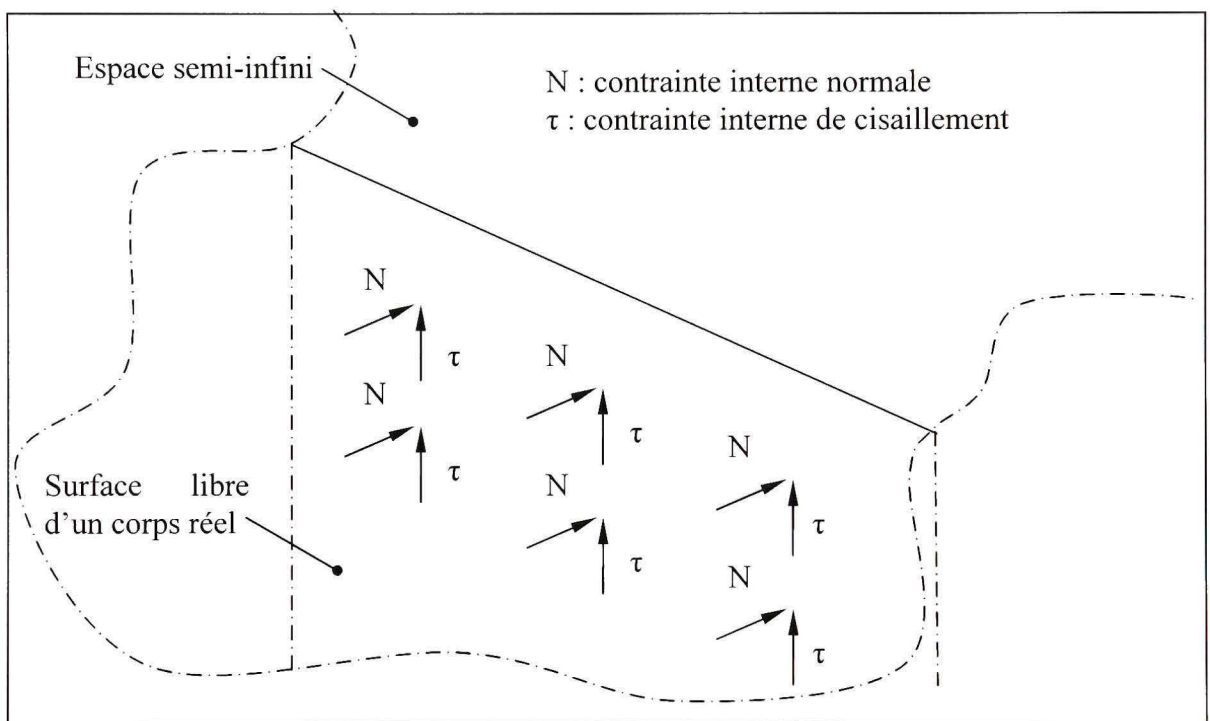


Figure 2.1 Contraintes internes contenues dans un corps réel.

Ces contraintes internes ont pour conséquence d'engendrer une augmentation artificielle de la rigidité aux abords des surfaces libres réelles. Il importe de mentionner que la contrainte de cisaillement présente un effet dominant [26]. Pour palier cette condition, il a été démontré qu'il est possible de simuler l'effet d'un bord par l'ajout d'une cellule miroir [25]. La cellule miroir a pour conséquence de faire disparaître la contrainte de cisaillement interne. La contrainte normale demeure néanmoins. Il existe aussi d'autres méthodes de relâchement complet des

contraintes. Toutefois, ces méthodes nécessitent un processus itératif qui rend la MCP beaucoup moins attrayante. La correction par cellules miroirs n'a pour sa part qu'une influence négligeable sur la vitesse de solution. La Figure 2.2 apporte un éclaircissement à ce sujet.

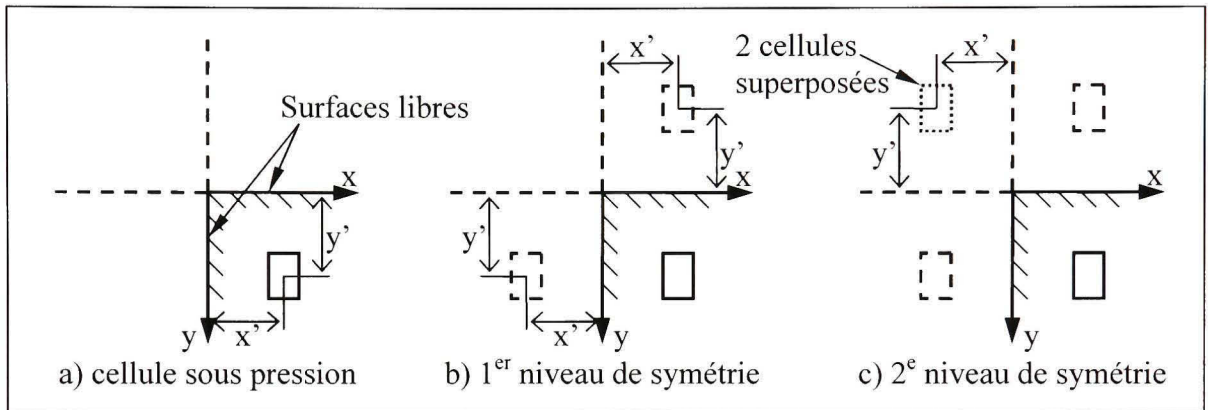


Figure 2.2 Principe utilisé pour l'application de la correction par cellules miroirs. [25]

À la Figure 2.2 a), la cellule sous pression constante est représentée avec les limites de la pièce à étudier. À la Figure 2.2 b), un premier niveau de correction est effectué par cellules miroirs. L'addition de l'influence de ces cellules combinée à la pression de la cellule d'origine simule la perte de rigidité de la géométrie étudiée à ses bords. Enfin, pour avoir un calcul plus précis, il est possible d'ajouter des niveaux de correction. Dans le cas de cette étude, deux niveaux sont utilisés. Comme on peut le voir à la Figure 2.2 c), le 2^e niveau est calculé à partir des réflexions du premier niveau. On obtient alors 2 cellules miroirs superposées. Pour le calcul des contraintes résiduelles dans un joint soudé à l'aide de la méthode des contours, il est important de prendre des mesures sur la totalité de la pièce afin de respecter l'équilibre (somme des contraintes et de moments nuls). Il est donc nécessaire de corriger toutes les frontières libres de la pièce (Figure 2.3).

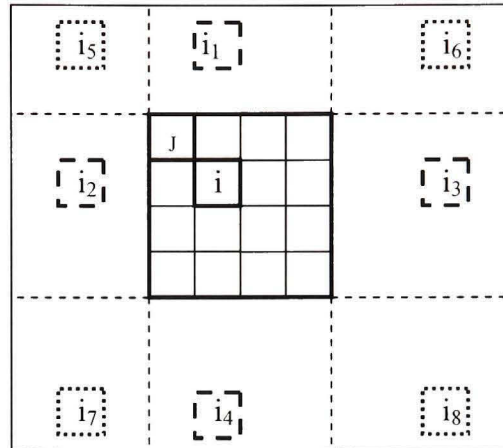


Figure 2.3 Calcul de l'influence totale d'une cellule.

2.1.2 Vérification de la MCP et comparaison avec la MEF

Dans le but d'étudier la précision de la MCP, l'approche est comparée à la méthode des éléments finis. Les deux méthodes sont d'abord comparées à l'aide d'un modèle comportant une discontinuité. Il s'agit d'une plaque sur laquelle une bande centrale est soumise à un déplacement homogène connu de 0.005mm. La Figure 2.4 montre le modèle.

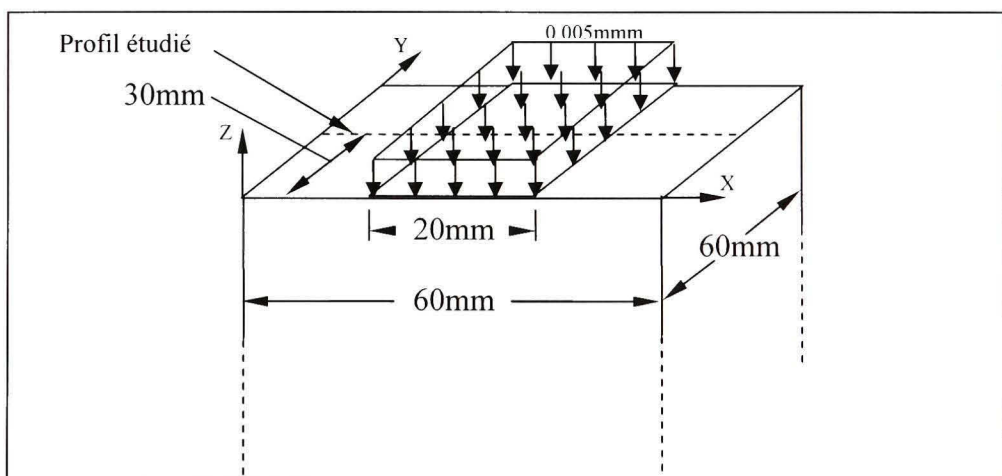


Figure 2.4 Modèle de discontinuité de déplacement.

Il s'agit ici d'établir la distribution de pression qui permet d'obtenir ce déplacement. Le modèle est traité par les deux méthodes. Le critère de convergence utilisé pour établir la validité des modèles est fixé à moins de 1% d'écart sur au moins 95% de la région étudiée. La MEF converge lorsque les éléments quadratiques à 20 nœuds ont une taille de $1/32^{\text{e}}$ de millimètre à proximité de la discontinuité du déplacement imposé. Dans le cas de la MCP, la convergence est obtenue avec des cellules de $1/8^{\text{e}}$ de millimètre. La Figure 2.5 permet d'apprécier les résultats de cette comparaison. Les valeurs au centre de la plaque ($y = 30\text{mm}$), perpendiculairement à la bande de chargement sont sélectionnées. Comme la réponse est symétrique, seule la moitié du spectre est présentée. Il faut ici noter que pour une précision équivalente, la MCP demande une résolution 4 fois moins grande que celle exigée par la MEF, ce qui permet de réduire considérablement le nombre d'équations à traiter.

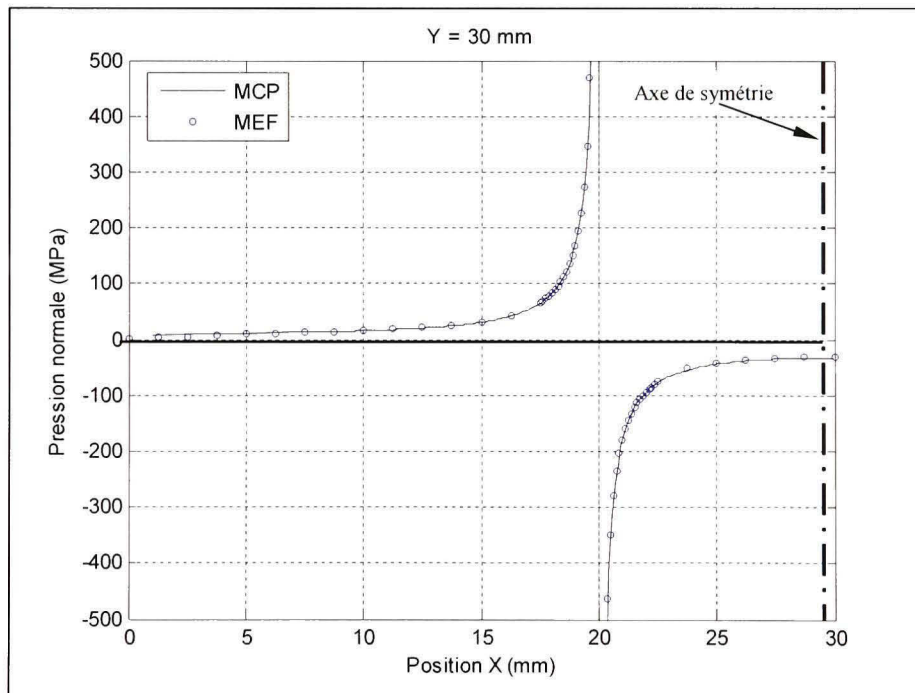


Figure 2.5 Comparaison entre les réactions de la MEF et de la MCP.

Pour le second test de validation, un modèle est généré et solutionné par les deux méthodes de calcul (MEF et MCP). L'essai consiste en une plaque de 5mm X 5mm sur laquelle une distribution de pression fluctuante de manière abrupte est imposée. L'amplitude et

l'arrangement des zones de pression permettent d'obtenir une sommation des pressions et des moments nulle. Cette condition d'équilibre permet d'éliminer l'effet d'écrasement de la poutre, et donc d'isoler le mouvement de la surface chargée. La Figure 2.6 montre l'arrangement du chargement de pression sur le modèle testé.

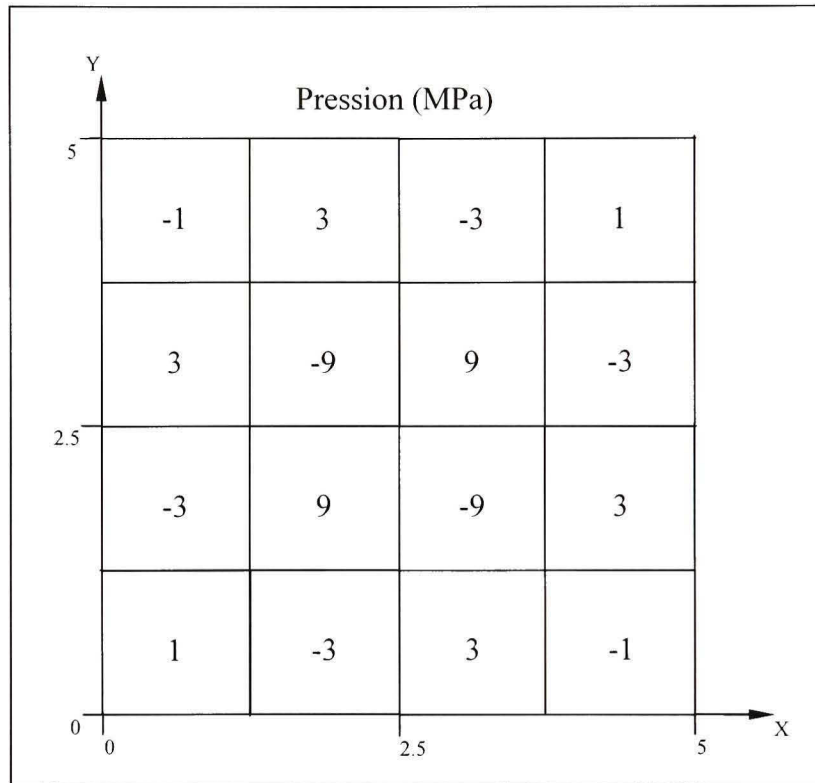


Figure 2.6 Chargement de pression du modèle.

La surface est divisée en 16 régions de 1.25mm X 1.25mm. Chaque région compte 256 cellules de pression. L'amplitude du chargement sur chaque région varie en fonction de sa position sur la surface. Ainsi, les régions au centre sont chargées de ± 9 MPa, les régions des côtés sont soumises à ± 3 MPa alors que celles des coins supportent ± 1 MPa. Comme stipulé plus tôt, leur positionnement et leur charge permet d'obtenir l'équilibre des forces et des moments. La Figure 2.7 compare les réponses obtenues par les deux méthodes de calcul.

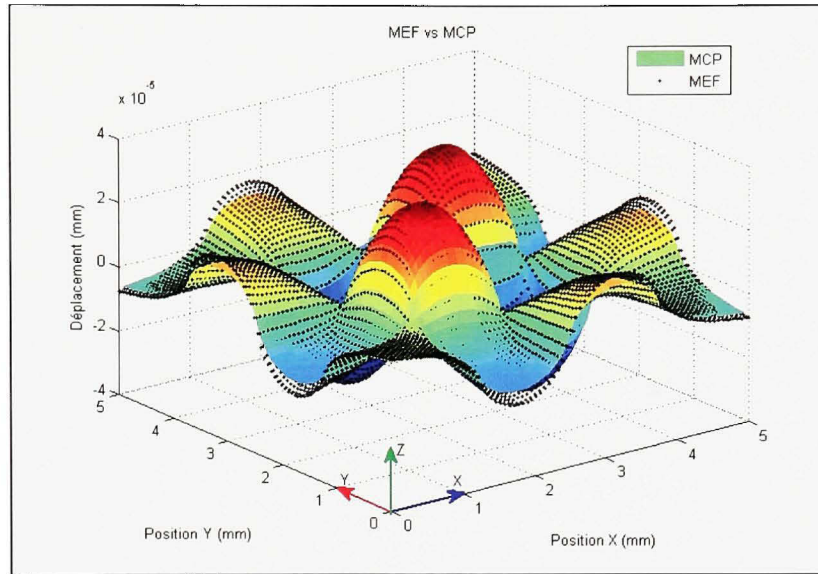


Figure 2.7 Déplacements calculés par la MEF et la MCP.

Il est possible d'observer à partir de la Figure 2.7 que les déplacements des deux méthodes de calcul semblent converger vers des résultats similaires. C'est d'ailleurs ce qu'on remarque en examinant le profil des déplacements passant à l'intérieur du modèle. La Figure 2.8 montre le profil des déplacements calculés par les deux approches en $Y=2\text{mm}$.

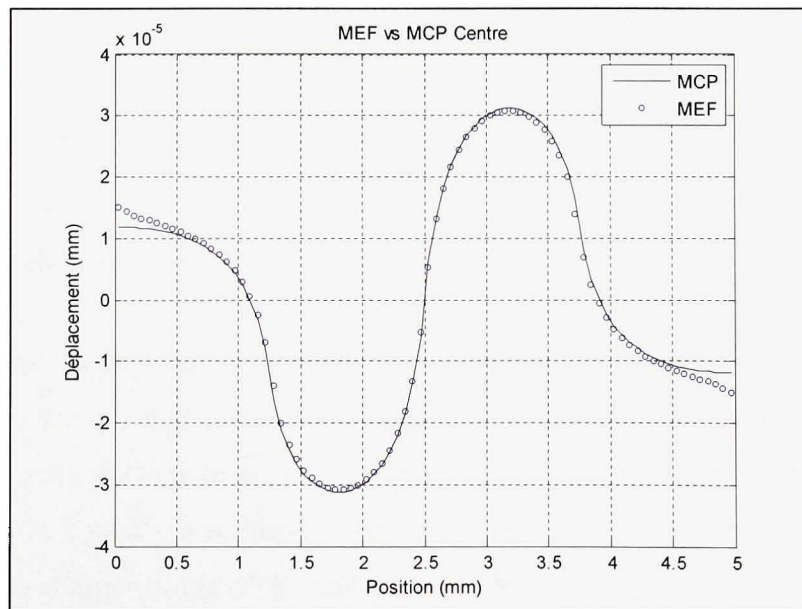


Figure 2.8 Comparaison des déplacements de la MEF et de la MCP à $Y = 2\text{mm}$.

Comme on peut le voir sur la figure précédente, les deux méthodes de calculs donnent des résultats semblables. Par contre, ces résultats divergent légèrement lorsqu'on s'approche du bord de la pièce ($X = 0$ et $X = 5\text{mm}$). La Figure 2.9 présente les mêmes résultats, mais à $Y = 0\text{mm}$. Puisqu'il s'agit cette fois de valeurs prélevées le long d'une arête, les écarts sont maximaux. La différence maximale observée aux points de déplacements maximums est de 22.9%.

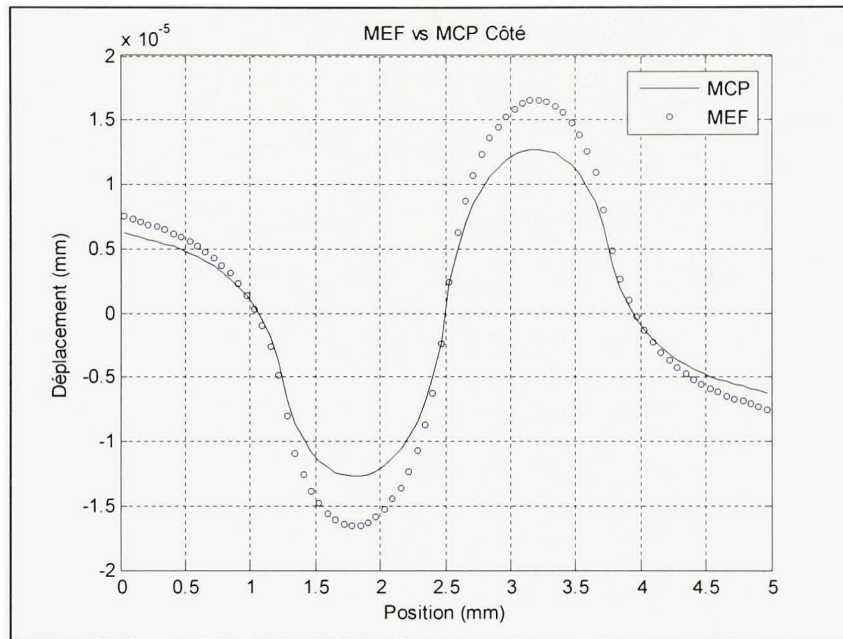


Figure 2.9 Comparaison des déplacements de la MEF et de la MCP à $Y = 0\text{mm}$.

2.1.3 Méthode de correction près des surfaces libres

La différence entre les déplacements affichés à la Figure 2.9 est occasionnée par la présence de la contrainte normale qui demeure sur les surfaces libres après le processus de correction par cellules miroirs. Afin d'éliminer cette différence de déplacement, il devient indispensable de faire disparaître la contrainte normale. Pour ce faire, l'auteur Hetenyi [27, 28] a proposé l'application d'un chargement inverse semblable à celui de la Figure 2.10. En fait, le processus de correction du cisaillement par charges miroirs a pour conséquence de doubler la contrainte normale. L'approche proposée par Hetenyi consiste ainsi à simplement appliquer $-2N_p$ à la

surface libre. L'approche par cellules de pression permet de le faire simplement. Il est alors nécessaire de mailler l'ensemble des surfaces libres et d'imposer aux cellules obtenues une distribution de pression inverse de la contrainte normale interne.

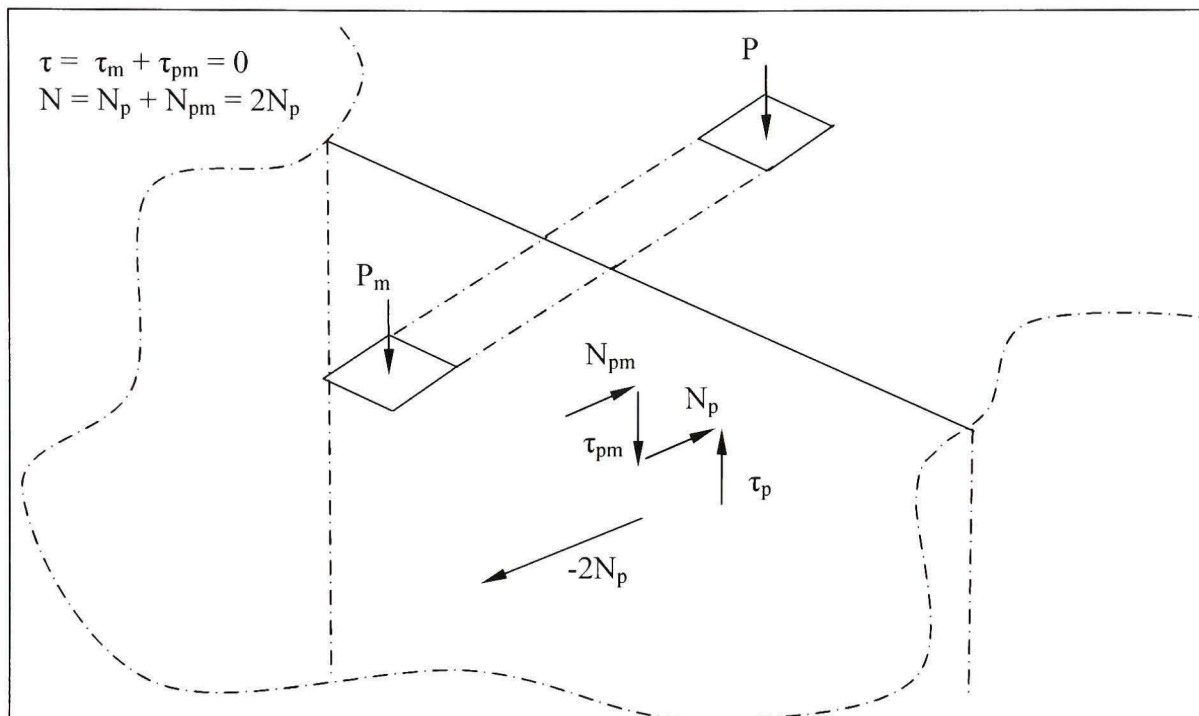


Figure 2.10 Correction des surfaces libres.

Le processus de correction aura cependant pour conséquence de générer à son tour des contraintes internes normales et de cisaillement sur la surface chargée au départ. Les nouvelles contraintes internes pouvant aussi être relâchées par le même procédé, on obtient un système itératif. À chaque itération, l'amplitude des pressions de correction s'ajuste si bien qu'elles viennent à annuler les contraintes normales. Bien que Hetenyi ait montré que le processus conduisait à la solution exacte, il va sans dire que cette technique fait complètement disparaître l'avantage de la vitesse de calcul de la MCP. C'est ainsi pour cette raison que la plupart des auteurs se limitent au procédé par cellules miroirs lorsque l'approche est utilisée en mécanique du contact.

Plus récemment, l'auteur Guilbault [29] a proposé un facteur de correction (ϕ) permettant d'inclure l'effet de la charge normale dans le mécanisme de correction de cisaillement par cellules miroirs. L'équation (2.3) donne l'expression du facteur ϕ .

$$\phi = 1.29 + \left(\frac{1}{1-\mu} \right) (0.17 - 0.25(1-2\mu)) \quad (2.3)$$

Le facteur ϕ est obtenu à partir du procédé de correction complet d'Hetenyi. Le facteur est applicable aux problèmes tridimensionnels. Toutefois, son développement est construit à partir d'une représentation bidimensionnelle, ce qui sous-entend que lors du traitement d'une surface libre, la 3^e dimension du solide est considérée infinie.

Le facteur de correction ϕ amplifie la valeur de la pression appliquée sur les cellules miroirs. Le déplacement obtenu permet donc de corriger approximativement l'augmentation de rigidité résultant de la présence de la contrainte normale inhérente à la méthode. L'auteur montre que le facteur ϕ offre une réduction d'environ 50% de la déviation présente après un relâchement des contraintes de cisaillement uniquement, et ce, sans réduction de la vitesse de calcul.

Le problème de la pression fluctuante est repris en ajoutant le facteur ϕ . La Figure 2.11 et la Figure 2.12 présentent les résultats mesurés à $Y = 2\text{mm}$ et $Y = 0\text{mm}$ respectivement.

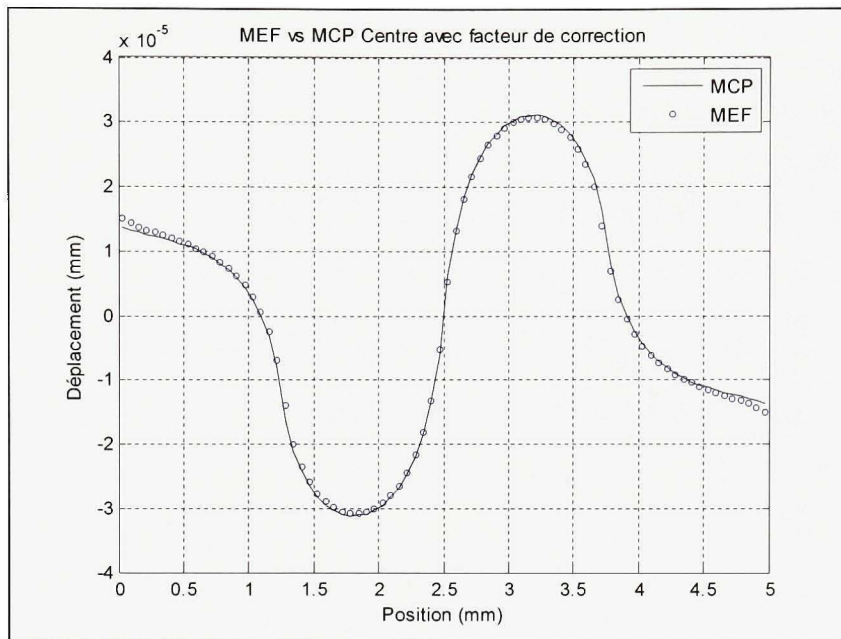


Figure 2.11 Comparaison des déplacements de la MEF et de la MCP corrigée à $Y = 2\text{mm}$.

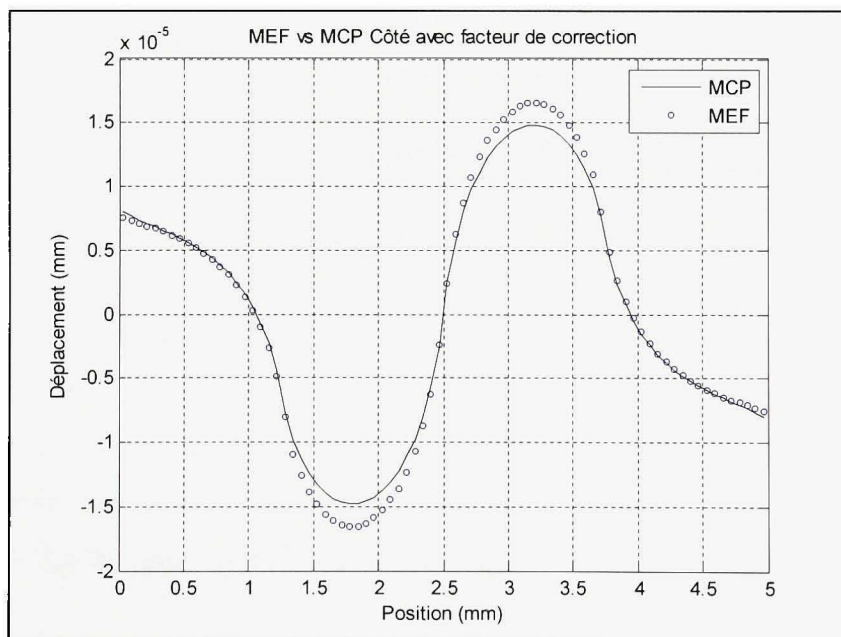


Figure 2.12 Comparaison des déplacements de la MEF et de la MCP corrigée à $Y = 0\text{mm}$.

Les figures montrent maintenant une bien meilleure correspondance. La déviation maximale à l'arête de la surface libre ($Y = 0\text{mm}$) est réduite de 22.9% à 8.4%. La Figure 2.13 affiche les distributions complètes des déplacements obtenus par la MCP et la MEF.

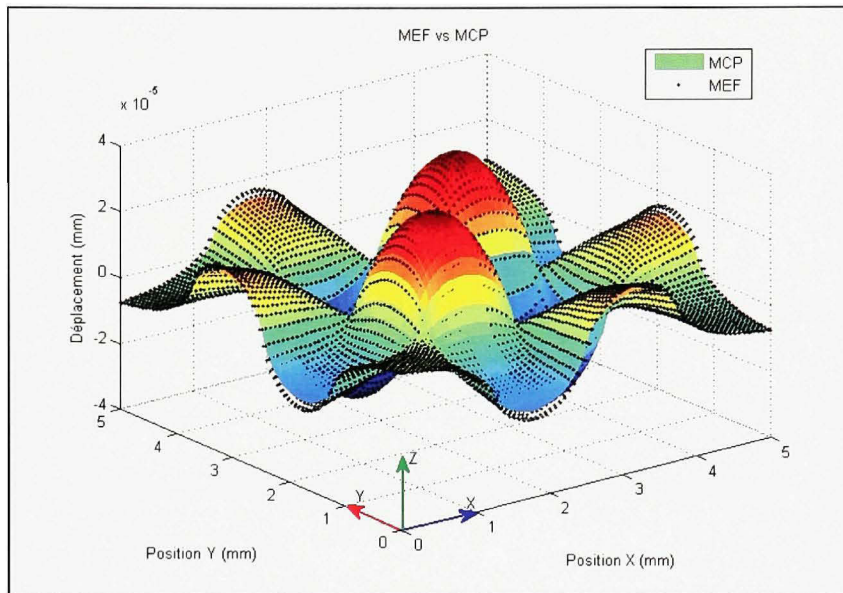


Figure 2.13 Déplacements calculés par la MEF et la MCP corrigée.

En fait, à la Figure 2.13, les écarts maximaux sont enregistrés entre les zones où les pressions changent abruptement. Ceci est explicable par le fait que chacune des méthodes de calcul présente une erreur maximale en raison de la discontinuité du chargement. Bien que la déviation absolue demeure faible, la déviation relative peut apparaître importante puisque l'amplitude des déplacements est presque nulle à ces jonctions. Par ailleurs, la Figure 2.5 indique clairement que sur cet aspect, la MCP est plus précise puisqu'elle converge plus rapidement. Les écarts relatifs calculés pour l'ensemble de la surface sont présentés à la Figure 2.14.

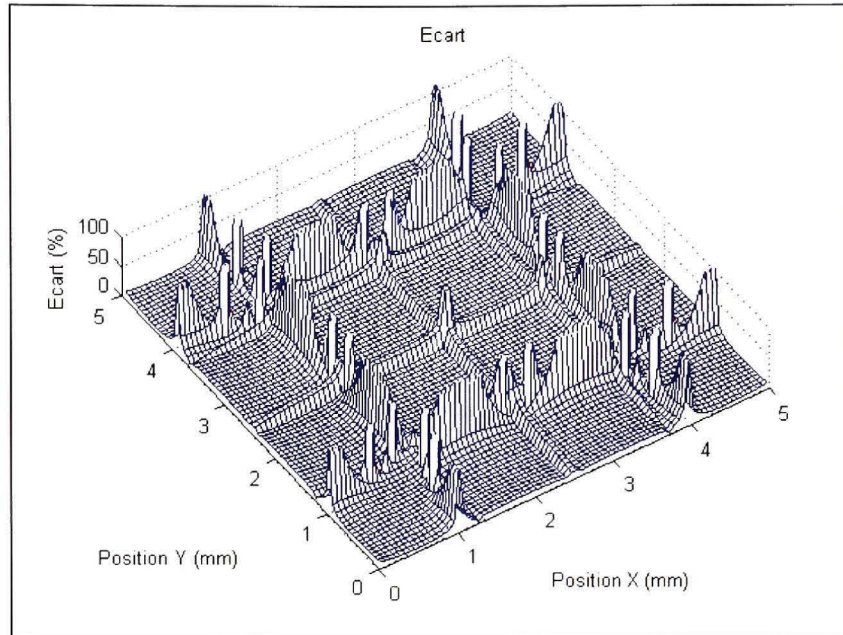


Figure 2.14 Écart entre la MEF et la MCP corrigée.

2.2 Algorithme de calcul des contraintes résiduelles à partir d'un champ de déplacements mesurés

Afin de calculer les contraintes résiduelles, un algorithme a été développé. Un programme informatique en C++ en a résulté. Pour bien répondre aux besoins de la présente étude, l'algorithme doit être en mesure de traiter les données de déplacement générées à partir de la surface à étudier et d'en calculer les contraintes résiduelles associées en utilisant la MCP. Dans un premier temps, le programme doit avoir la capacité de générer un maillage s'ajustant à la géométrie de la surface. Par la suite, le schéma de solution doit être en mesure de calculer et d'imposer le champ de déplacement de départ. Les données brutes ne pouvant être utilisées sans traitement préalable, l'algorithme inclut donc une régression polynomiale sur les points de mesure associés à chaque cellule du maillage. Pour appliquer la MCP, les influences des cellules du maillage sont calculées de la façon décrite précédemment. Enfin, le programme calcule les contraintes résiduelles sur l'étendue du maillage. Comme les systèmes à résoudre sont de taille imposante, une approche itérative est préférée à une méthode directe. La

prochaine section propose une description des étapes énumérées. La Figure 2.15 présente le diagramme de flux de l'algorithme de calcul des contraintes résiduelles.

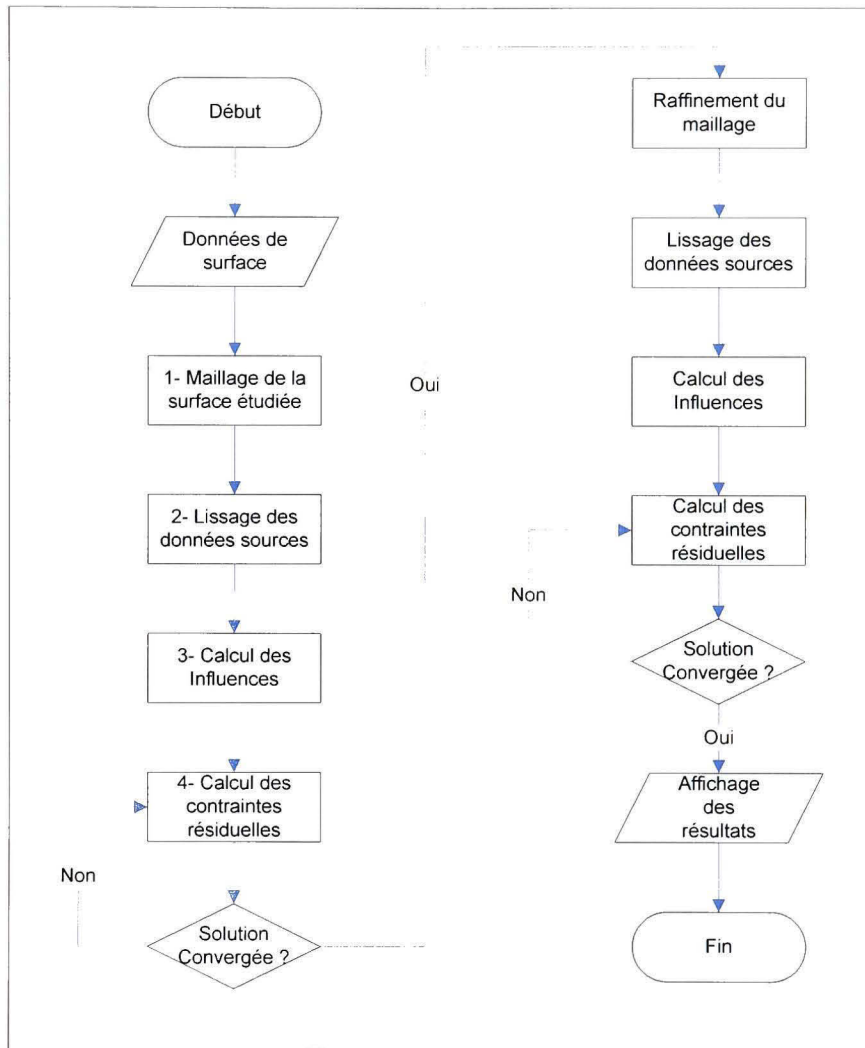


Figure 2.15 Diagramme de flux du programme de calcul des contraintes résiduelles.

2.3 Maillage de la surface étudiée (1)

La construction du maillage couvrant la surface à l'étude est faite de façon à s'ajuster automatiquement aux dimensions de cette dernière. Dans un premier temps, les coordonnées limites de la surface à traiter sont détectées à l'intérieur du nuage de points de mesure des

déplacements. Ensuite, le processus de traitement divise en cellules rectangulaires l'espace contenu entre ces limites. Le nombre de cellules du maillage est préalablement défini par l'utilisateur. Enfin, pour être conservées, les cellules doivent contenir au moins un point de mesure de déplacement, sinon elles sont éliminées. La Figure 2.16 illustre le procédé.

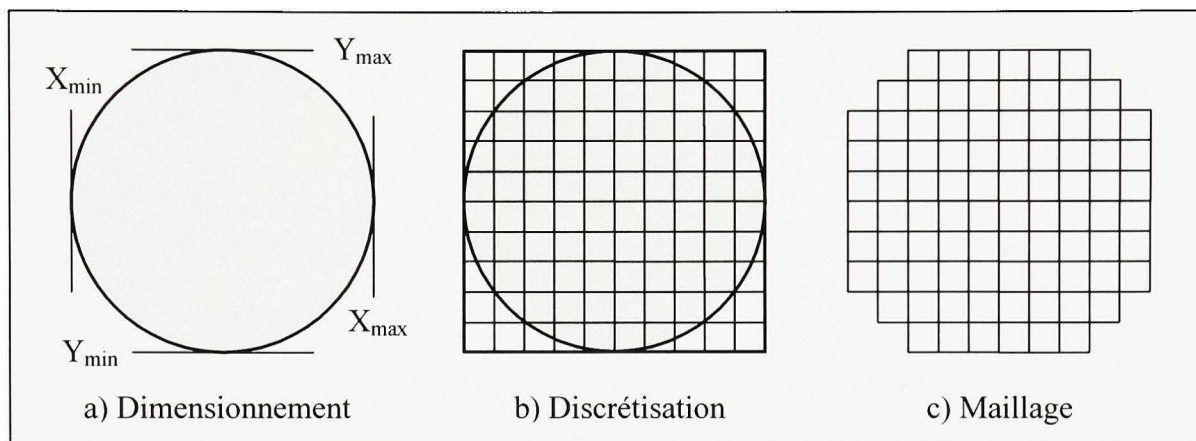


Figure 2.16 Discretisation du maillage sur la surface étudiée.

Une fois le maillage terminé, la valeur du déplacement évaluée au centre de chacune des cellules est calculée à partir d'un polynôme de régression. Par la suite, un premier calcul itératif est effectué afin d'obtenir une première évaluation des contraintes résiduelles de la surface.

Comme c'est le cas avec les contraintes résiduelles de soudage, il peut être intéressant de raffiner une petite section du maillage afin d'obtenir plus de précision. Une deuxième étape de maillage est donc lancée pour combler ce besoin. Dans la région délimitée par l'utilisateur, le programme fractionne chacune des cellules existantes. Le nombre de subdivisions peut aussi être ajusté par l'utilisateur. La Figure 2.17 illustre la démarche.

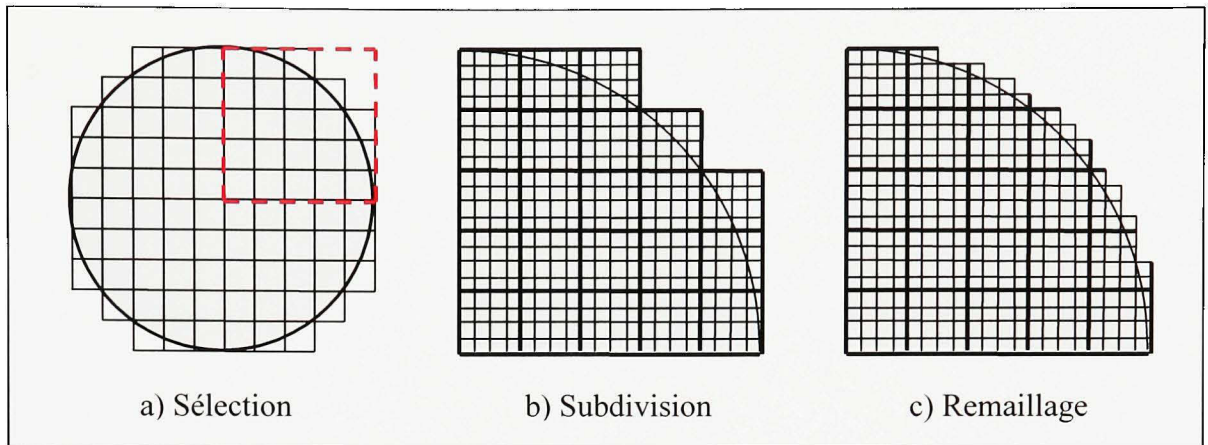


Figure 2.17 Raffinement du maillage d'une portion du maillage.

Afin de conserver les résultats de l'étape de calcul précédant le raffinement du maillage, la contrainte calculée pour une cellule donnée est transférée aux sous-cellules issues de son raffinement. Cette valeur de pression sert de point de départ dans le calcul itératif. La valeur du déplacement au centre des sous-cellules est de nouveau calculée à partir d'un lissage des mesures de déplacement.

2.4 Lissage des données sources (2)

Pour la méthode des contours, le lissage des données de surface assure deux fonctions. Dans un premier temps, il permet d'éliminer le bruit inhérent à la lecture des données. De plus, il permet d'approximer, par calcul, la valeur de déplacement d'un point intermédiaire non mesuré. Il est donc possible d'avoir une résolution de calcul différente de la résolution de lecture. Dans le cas de cette étude, le lissage est obtenu par une régression polynomiale multiple avec une base complète. La régression est réalisée par la méthode des moindres carrés. Cette méthode permet d'ajuster une fonction mathématique ($G(x)$) au nuage de points. Le principe est de minimiser l'écart entre les points de lecture réels et la fonction mathématique tel que présenté à la Figure 2.18.

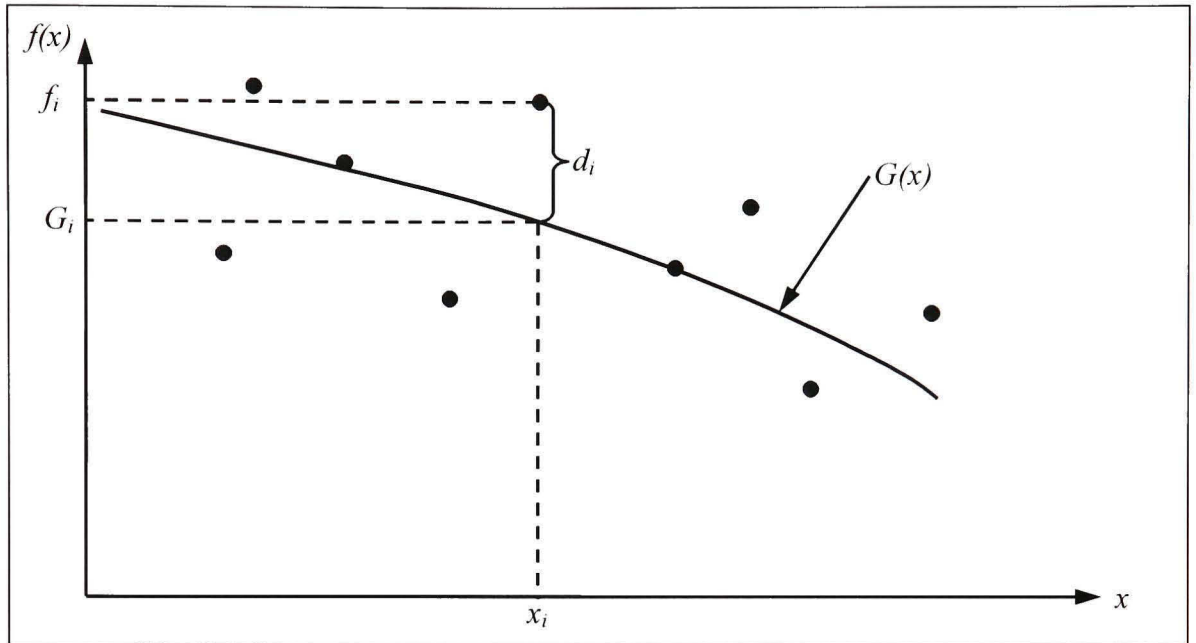


Figure 2.18 Interprétation graphique de la méthode des moindres carrés [30].

La méthode suggère de minimiser une fonction de déviation (D) définie comme suit :

$$D = \sum_{i=1}^N [f(x_i) - G(x_i)]^2 = \sum_{i=1}^N d_i^2 \quad (2.4)$$

$$\text{Où : } G(x) = a_1 g_1(x) + a_2 g_2(x) + \dots + a_m g_m(x) \quad (2.5)$$

Chaque fonction $g_i(x)$ étant déterminée, les valeurs des paramètres a_i sont les variables. En abaissant la valeur des dérivées partielles à zéro, on obtient un système de $m \times m$ équations qui peut être résolu pour les valeurs des inconnus a_i [30].

$$\frac{\partial D}{\partial a_1} = 0; \quad \frac{\partial D}{\partial a_2} = 0 \quad \dots \quad \frac{\partial D}{\partial a_m} = 0 \quad (2.6)$$

Pour obtenir le vecteur de facteurs du système, une méthode directe est employée. La méthode de décomposition triangulaire (LU) est sélectionnée pour sa simplicité et son efficacité.

Le degré de régression polynomiale est déterminé par l'utilisateur. Il faut mentionner ici que le polynôme de régression n'est pas construit sur la surface complète, mais plutôt par zone; un polynôme de régression est calculé pour chacune des cellules du maillage en utilisant les points de lecture se trouvant à proximité de son centre. Une fois le polynôme local défini, le déplacement est calculé avec les coordonnées du centre de la cellule.

2.5 Calcul des contraintes résiduelles (4)

Les contraintes résiduelles sont obtenues en cherchant la distribution de pression qui ramène le champ de déplacements mesurés à une valeur nulle. Plutôt que d'utiliser une méthode directe dans le calcul des contraintes résiduelles avec la MCP, il est préférable d'utiliser un calcul itératif. Il est en effet connu que les méthodes itératives deviennent plus rapides que les méthodes directes avec les systèmes de taille importante. La deuxième méthode de Newton-Raphson modifiée, aussi appelée méthode des tangentes, est préférée pour ce calcul. Cette méthode impose un algorithme légèrement plus complexe que des méthodes plus courantes (Jacobi, Gauss-Seidel), mais permet une convergence plus rapide en plus d'être plus stable [30]. Pour une fonction variant de façon continue sur une région où existe une racine, une série de Taylor peut être écrite pour une valeur initiale de x_k . La valeur de la fonction à un nouveau point x_{k+1} est alors :

$$f(x_{k+1}) = f(x_k) + f'(x_k)h + \frac{f''(x_k)h^2}{2} + \dots \quad (2.7)$$

$$\text{Où : } h = x_{k+1} - x_k \quad (2.8)$$

Évidemment, si l'équation (2.7) converge à une solution, on peut écrire :

$$f(x_k) + f'(x_k)h + \frac{f''(x_k)h^2}{2} \simeq 0 \quad (2.9)$$

En réécrivant (2.9) et en y substituant (2.8), on obtient :

$$x_{k+1} = x_k + \left(\frac{f''(x_k)}{2f'(x_k)} - \frac{f'(x_k)}{f(x_k)} \right)^{-1} \quad (2.10)$$

Pour éviter que l'utilisateur ait à entrer les dérivées d'une fonction donnée, les dérivées sont estimées à l'aide des équations aux différences finies suivantes :

$$f'(x) = \frac{1}{60h} \begin{bmatrix} -f(x-3h) + 9f(x-2h) - 45f(x-h) \\ +45f(x+h) - 9f(x+2h) + f(x+3h) \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

$$f''(x) = \frac{1}{180h^2} \begin{bmatrix} 2f(x-3h) - 27f(x-2h) + 270f(x-h) - 490f(x) \\ +270f(x+h) - 27f(x+2h) + 2f(x+3h) \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

Où h est le pas auquel la racine de la fonction est évaluée. L'erreur générée par le choix de h est d'ordre $(\theta)h^6$ [30]. Dans le cas actuel, la valeur de $h = 0.1$ est acceptable.

Bien que la seconde méthode de Newton-Raphson soit très performante, il est possible d'améliorer son potentiel en y ajoutant un facteur de sur-relaxation (ω). Cette méthode appelée « sur-relaxation successive » permet, en utilisant le facteur d'accélération adéquat, la réduction du nombre d'itérations nécessaires pour la convergence. L'équation (2.10) peut être réécrite comme suit :

$$x_{k+1} = x_k + \omega \left(\frac{f''(x_k)}{2f'(x_k)} - \frac{f'(x_k)}{f(x_k)} \right)^{-1} \quad (2.13)$$

Où : ω : est le facteur de sur-relaxation

Afin de déterminer le facteur ω approprié, plusieurs méthodes sont disponibles. La première suggère de calculer la première valeur propre de la matrice du système à étudier [31]. Il est aussi possible de déterminer le facteur ω en fonction de la dimension en mailles de la région sur laquelle le calcul s'effectue [32, 33]. Pour des raisons de temps de calcul associé à la taille de la matrice en question et de la complexité du calcul des valeurs propres, il est jugé pertinent

de se tourner vers une méthode plus simple. La méthode choisie détermine un facteur de sur-relaxation en fonction du vecteur de déviation entre deux itérations. Le calcul devient alors rapide et permet un réajustement fréquent de ω lors du processus itératif. Cela permet d'avoir le facteur adéquat en tout temps [34]. L'équation (2.14) donne l'expression de ω optimal.

$$\omega_{opt} = \frac{2}{1 + \sqrt{1 - \frac{\|\Delta^n\|}{\|\Delta^{n-1}\|}}} \quad (2.14)$$

$$\text{Où : } \|\Delta\| = \sqrt{\sum_{i=1}^n (\delta_i)^2} \quad (2.15)$$

$\|\Delta\|$ est le module du vecteur de différence

Afin de déterminer à quel intervalle il est préférable de réévaluer le facteur ω , le critère suivant est appliqué:

$$p^* (\omega_{opt} - 1)^{p^*-1} \leq PSP \quad (2.16)$$

Où : p^* : est le le nombre d'itérations avant la réévaluation de ω_{opt}
 PSP : est un paramètre stratégique. $PSP = 0.5$

Dans le but d'alléger les étapes de calcul du nombre d'itérations entre chaque évaluation, des valeurs prédéterminées en fonction du facteur d'accélération sont utilisées. Le

Tableau 2.1 présente les valeurs définies à partir de l'équation(2.16).

Tableau 2.1 Valeurs prédéterminées du nombre d'itérations avant la réévaluation du facteur d'accélération

ω_{opt}	p^*
$1.98 \leq \omega_{opt}$	1000
$1.94 \leq \omega_{opt} < 1.98$	300
$1.90 \leq \omega_{opt} < 1.94$	100
$1.85 \leq \omega_{opt} < 1.90$	50
$1.70 \leq \omega_{opt} < 1.85$	25
$\omega_{opt} < 1.70$	10

Afin d'illustrer l'apport de la méthode de sur-relaxation, l'exercice suivant est réalisé avec et sans ω_{opt} . Le champ de contraintes d'une surface est calculé à partir du champ de déplacements mesurés. La géométrie en question est celle d'un joint en T. Le champ de déplacements mesurés est présenté à la Figure 2.19.

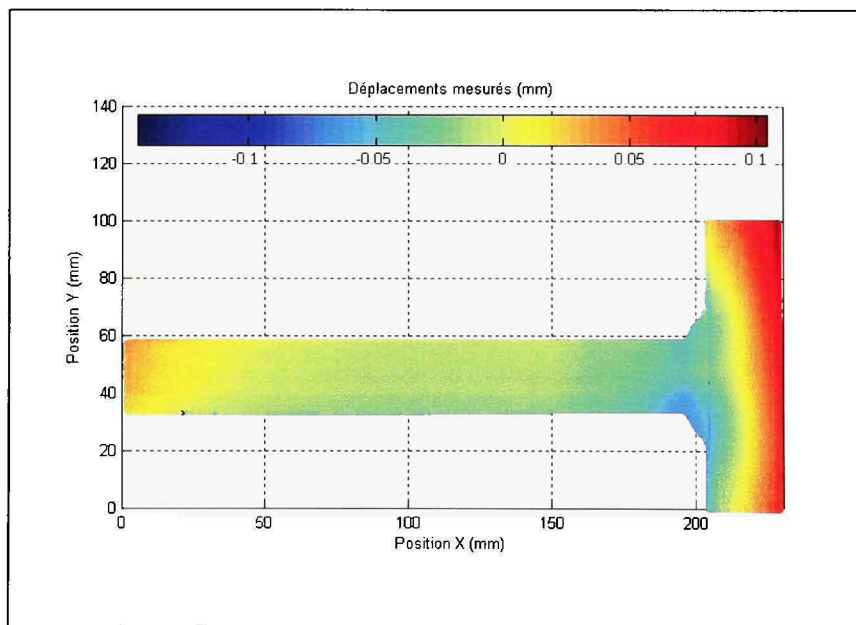


Figure 2.19 Champ de déplacements mesurés pour le test de sur-relaxation.

Un premier maillage contenant 462 cellules est construit. Ce maillage est utilisé pour une première étape de calcul avec et sans la sur-relaxation. Par la suite, une étape de raffinement du maillage est lancée afin d'augmenter la précision des valeurs calculées sur une zone. Le maillage final est constitué de 2020 cellules. Les calculs sont alors repris pour générer la solution finale. La Figure 2.20 montre le champ de contraintes résultant de cet exercice.

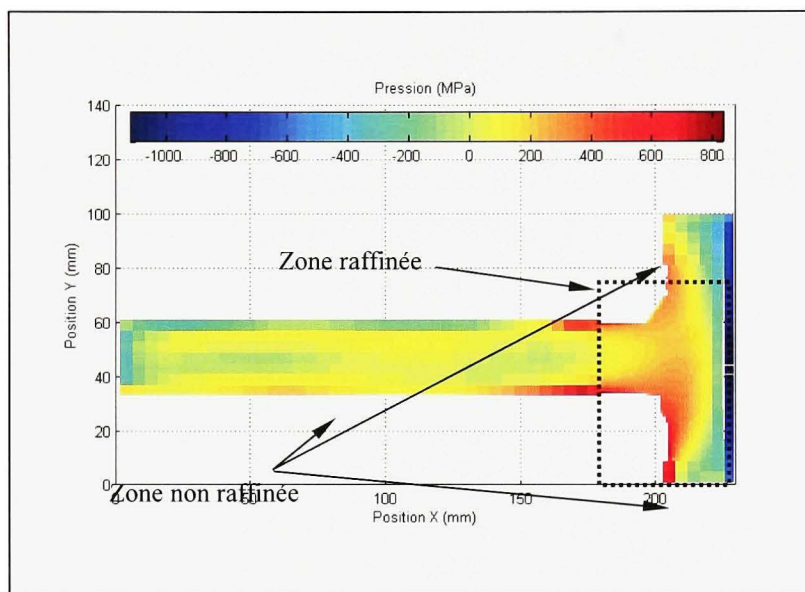


Figure 2.20 Champ de pressions calculées lors du test d'efficacité de la sur-relaxation.

Bien entendu, les résultats des deux simulations sont identiques. Seul le nombre d'itérations et les temps de calcul varient. Ces valeurs sont présentées au Tableau 2.2.

Tableau 2.2 Vérification de l'efficacité de la sur-relaxation successive (SOR)

	Sans ω_{opt}	Avec ω_{opt}	Amélioration entre les 2 approches
Nb de cellules étape 1	462	462	--
Nb d'itérations	510	335	34.3%
Nb de cellules étape 2	2020	2020	--
Nb d'itérations	2702	1549	42.7%
Nb d'itérations total	3212	1884	41.3%
Temps total de calcul (s)	225	165	26.6%

Comme il est possible de le constater, l'utilisation d'un facteur de sur-relaxation est avantageuse. Elle permet de réduire efficacement le nombre d'itérations (41.3%) requises afin de converger vers une solution, et donc d'en diminuer le temps de calcul (26.6%) sans pour autant altérer le résultat.

Afin d'illustrer et de valider l'approche proposée, la méthode complète est utilisée pour un calcul de contraintes résiduelles à partir d'un champ de déplacements obtenu de la littérature. Les données brutes de déplacements d'une étude de Prime [20] sont utilisées. Par ailleurs, l'auteur nous a gracieusement transmis les mesures de déplacements ainsi que le champ de contraintes qu'il a obtenus. L'auteur a aussi réalisé une mesure directe des contraintes par diffraction des neutrons. Les Figure 2.21, 2.22 et 2.23 présentent dans l'ordre le champ de déplacements, la distribution des contraintes obtenues de ces déplacements par l'auteur à l'aide de la MEF, puis la distribution des contraintes normales qu'il a mesurées.

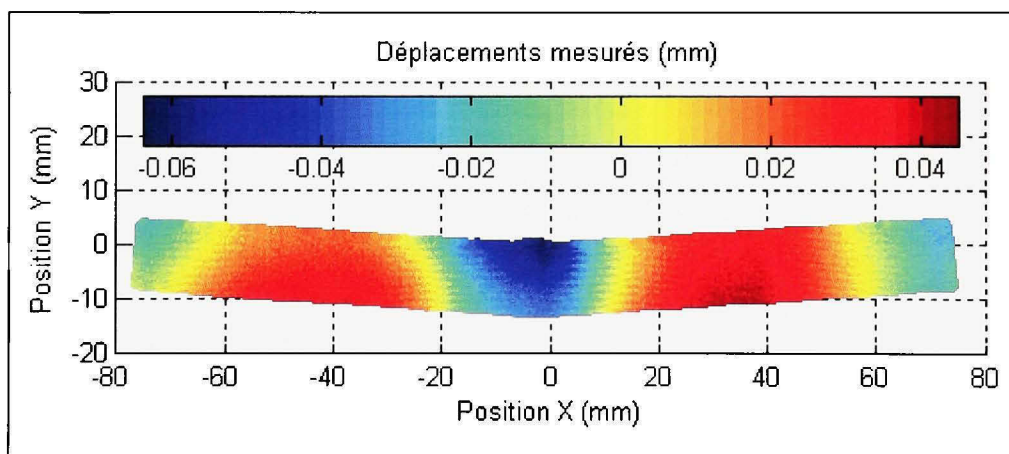


Figure 2.21 Déplacements mesurés par Prime [20].

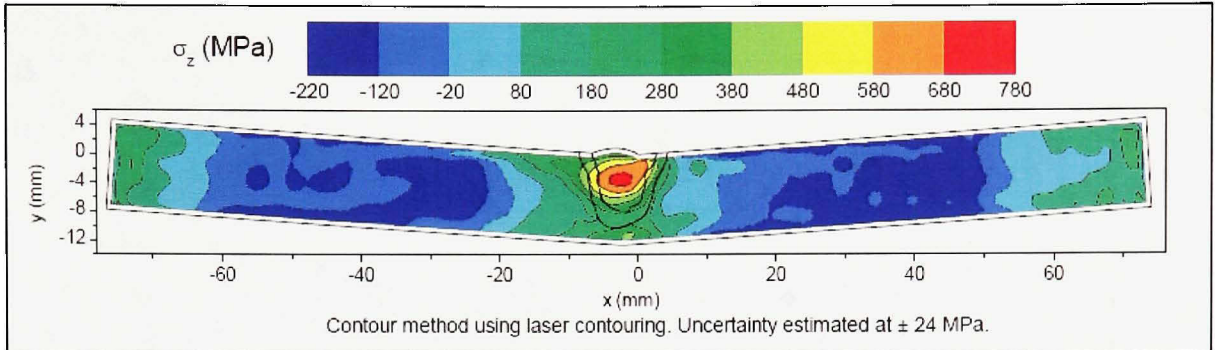


Figure 2.22 Champ de contraintes calculées par la méthode des contours avec la MEF [20].

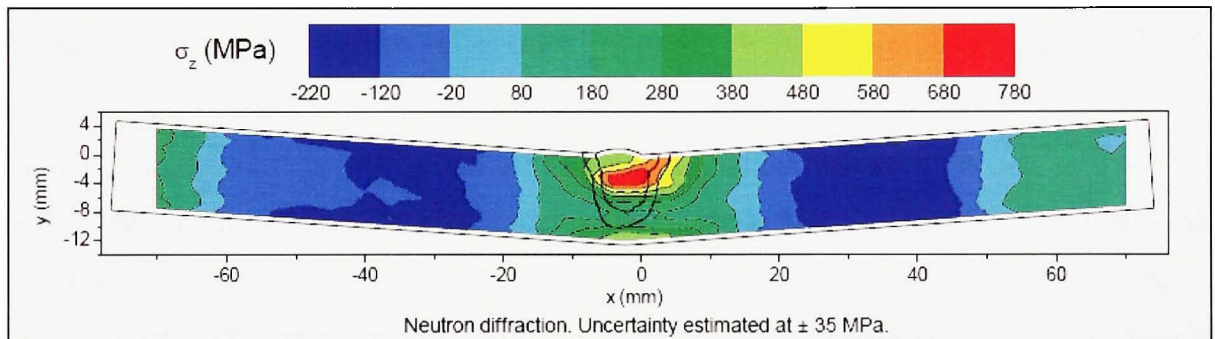


Figure 2.23 Mesure des contraintes résiduelles par la diffraction des neutrons [20].

L'auteur mentionne dans son article la correspondance entre les valeurs maximales de contraintes calculées et mesurées. En effet, bien que les distributions obtenues soient légèrement différentes, elles affichent toutes deux une valeur maximale semblable de 740 MPa pour la MEF avec une précision de ± 24 MPa et 780 MPa pour la diffraction des neutrons avec une précision de ± 35 MPa.

Le champ de déplacements de Prime est aussi traité par l'approche développée dans ce document. La distribution de pressions obtenues est présentée à la Figure 2.24. La valeur maximale calculée est de 752 MPa, ce qui, en tenant compte des marges d'erreurs, correspond bien aux valeurs de simulation publiées par l'auteur et s'approche de la mesure par diffraction des neutrons. Par ailleurs, une comparaison visuelle de ces calculs montre que la distribution obtenue est très près de celle mesurée par l'auteur.

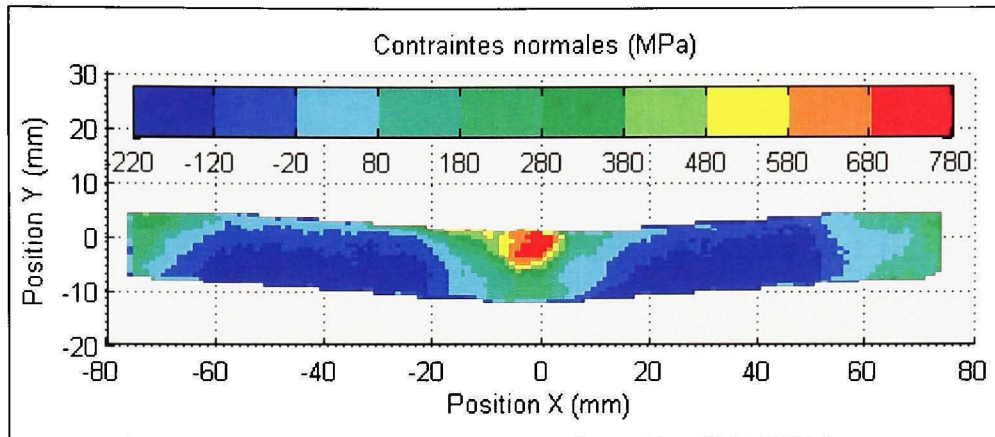


Figure 2.24 Champ de contraintes calculées par la méthode des contours avec la MCP.

Le temps de calcul de la distribution est de 5 minutes. Aussi, afin de mettre en perspective la performance de la méthode, les calculs ont été repris par la MEF. La distribution est présentée à la Figure 2.25. La valeur maximale obtenue est 692 MPa, alors que la distribution semble moins en accord que celle obtenue à partir de la MCP avec le champ de contraintes mesurées. De plus, le temps de calcul a été plus important, soit 25 minutes. La différence de temps de calcul est entre autres due à la taille des systèmes à traiter. Comme il a déjà été mentionné, la MCP permet de converger avec des cellules de taille 4 fois plus petite que les éléments quadratiques à 20 nœuds du maillage d'éléments finis. De plus, le modèle d'éléments finis étant tridimensionnel, il doit être composé de plusieurs couches d'éléments pour être solutionné. Ces calculs ont été réalisés sur le même ordinateur (processeur Intel cadencé à 1.8 GHz et de 4Go de mémoire vive).

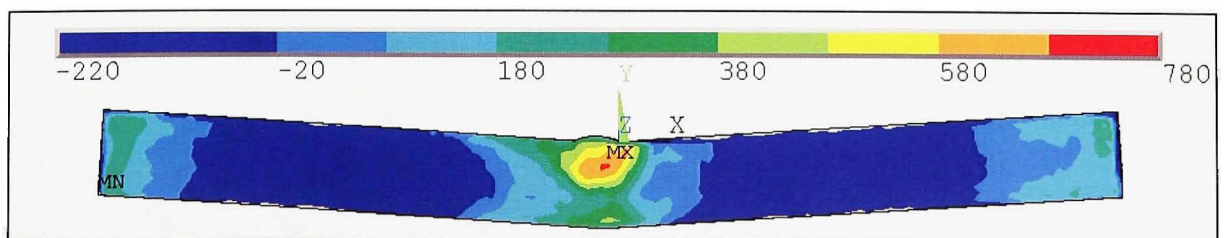


Figure 2.25 Champ de contraintes calculées par la méthode des contours avec la MEF.

Ainsi, à la lumière des résultats précédents, la nouvelle approche proposée dans ce document apparaît beaucoup plus rapide que la MEF tout en offrant une excellente concordance avec les mesures expérimentales. La présente section a donc permis de démontrer l'applicabilité de la MCP au calcul des contraintes résiduelles par la méthode des contours.

CHAPITRE 3

DÉMARCHE EXPÉRIMENTALE

La partie expérimentale a pour objectif de quantifier l'influence de l'intensité du bridage sur le niveau des contraintes résiduelles à la suite d'une opération de soudage. Pour y arriver, il est suggéré dans ce travail de réaliser une série de joints soudés en T sur des plaques de différentes épaisseurs. Les plaques de base du joint soudé sont préalablement jointes à un dispositif de bridage. Aussi, les mêmes paramètres de soudage sont utilisés pour chacun des joints, laissant pour seule variable l'intensité du bridage.

3.1 Matériaux utilisés

Dans le but d'obtenir une étude simple et d'éviter des transformations de phase propres à certains matériaux plus exotiques, le matériau de base utilisé est un acier à bas niveau de carbone laminé à chaud AISI 1020. Pour le choix du métal d'apport, le principal critère est d'avoir un matériau compatible au niveau de la soudabilité et en fil plein afin de limiter les inclusions de laitier. En effet, ces inclusions nuisent à la coupe par électroérosion nécessaire pour la mesure des déplacements utiles à la méthode des contours. Le choix s'est arrêté sur le fil NS-115 de la compagnie National Standard puisqu'il remplit les conditions ci-haut mentionnées. Les propriétés chimiques et mécaniques des deux matériaux sont indiquées au Tableau 3.1. La limite élastique de l'acier AISI 1020 constituant les plaques de base a été déterminée à l'aide d'essais de traction réalisés en laboratoire sur des éprouvettes prélevées dans une plaque de deux pouces d'épaisseur après traitement thermique de relaxation des contraintes.

Tableau 3.1 Propriétés chimiques et mécaniques des matériaux

Code	C	Mn	Si	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Sy (MPa)
AISI 1020	0.15	0.72	0.24	0.01	0.02	0.25	0.08	0.10	0.02	312.5
NS-115	0.09	1.52	0.91	0.01	0.01	0.07	0.06	0.06	0.01	505

3.2 Présentation du dispositif de bridage

Afin de réaliser le programme expérimental, un dispositif de bridage a été conçu (Figure 3.1). De part sa constitution, celui-ci assure un bridage structurel maximal et constant pour chacun des essais. Il a aussi la capacité de se diviser en deux parties permettant ainsi la coupe des plaques soudées par électroérosion (EDM). Les deux moitiés du banc sont maintenues ensemble à l'aide de 4 boulons dans la partie inférieure.

Afin d'assurer le bridage des plaques de base, ces dernières sont soudées directement sur le dispositif. La plaque horizontale est soudée à ses deux extrémités par des joints pratiqués en pas de pèlerin pour limiter la distorsion de la plaque. La plaque verticale est soudée au dispositif par ses deux coins supérieurs. Il est considéré dans ce travail que les zones affectées par les cordons de soudure de fixation des plaques de base aux supports sont suffisamment éloignées des cordons étudiés pour qu'ils n'influencent pas leur comportement. La Figure 3.1 montre le dispositif de bridage et les endroits où les joints de soudure sont déposés.

changement des épaisseurs des plaques de base permet de varier l'intensité de bridage. Le Tableau 3.2 présente les épaisseurs des plaques horizontales (Th) et verticales (Tv) des 5 essais pratiqués.

Tableau 3.2 Épaisseur des plaques des essais

	Th (po)		
Tv (po)	1	2	3
1	X		X
2		X	
3	X		X

L'intensité de bridage de chacun des essais sera calculée à l'aide de modèles d'éléments finis. Par la suite, les mesures des jauges de déformation permettront d'établir les liens existants entre le bridage et les contraintes résiduelles. Les contraintes résiduelles calculées à partir des champs de déplacements et la méthode mise au point dans cette étude seront aussi comparées aux coefficients de bridage calculés.

3.4 Paramètres de soudage

Les paramètres de soudage utilisés lors des mesures sont demeurés constants d'un essai à l'autre. Ils ont permis d'obtenir une taille de cordon de soudure symétrique de 10mm. Bien que les cordons de bridage soient réalisés manuellement, les cordons étudiés sont quant à eux réalisés à l'aide d'un robot soudeur SCOMPI développé par Hydro-Québec. Ce robot permet d'obtenir une soudure parfaite et répétable pour chaque joint. Les paramètres de soudage utilisés sont énumérés dans le Tableau 3.3. Un délai de 7 minutes entre la fin du premier cordon et le début du deuxième a aussi été respecté pour chaque essai.

Tableau 3.3 Paramètres de soudage des essais

Gaz	Diamètre du fil (mm)	Courant (A)	Tension (V)	Vitesse (mm/s)	Énergie lin. (J/mm)	Angle de torche
Argon 8% CO ₂	1.2	303	30.1	5	2027	43°

3.5 Jauges de déformation

À chacun des essais, des jauges de déformation sont installées sur les plaques de base. Ces jauges permettent de prendre des lectures de déformation ponctuelles. La disposition des jauges est choisie de manière à obtenir une lecture sur chaque plaque pour chacun des cordons de soudure. Elles permettent d'acquérir des valeurs réelles qui seront comparées d'un essai à l'autre. Les rosettes WK-06-062RB-350 de la compagnie Vishay sont utilisées. Il s'agit de rosettes à 45° collées pour acier doux composées de grilles de petite taille permettant une prise de lecture sur une région précise. Ce type de rosettes est indispensable puisque, pour des applications de soudage, le gradient de contraintes est élevé. La configuration utilisée permet d'obtenir les déformations nécessaires au calcul de l'amplitude et du sens des contraintes principales. Le matériel constituant le support des jauges peut être chauffé jusqu'à 275°C sans dégradation. C'est d'ailleurs le paramètre qui a fixé l'emplacement des rosettes par rapport au cordon de soudure.

Des essais ont été conduits afin de définir la position adéquate des jauges. L'expérience consistait à mesurer la température à la surface des plaques à divers endroits à l'aide de thermocouples alors qu'un joint de soudure y était déposé. Bien sûr, les paramètres de soudage établis pour les tests réels ont été utilisés. L'épaisseur des plaques pour cet essai a été fixée à 1 po. Ce choix est justifié par le fait qu'il s'agit de la plus petite épaisseur de plaque lors des expérimentations. Or, il est connu que d'ordre général, plus une plaque est mince, moins elle pourra absorber d'énergie et diffuser la chaleur efficacement. En prenant les plaques les plus minces pour fixer la position des rosettes, on s'assure donc de ne pas

dépasser la température limite des jauges sur les essais comportant les plaques plus épaisses. Les Figure 3.2 et 3.3 montrent l'emplacement et les courbes de température obtenues lors du dépôt des deux cordons de soudure nécessaires à la réalisation d'un joint en T. Notons que les températures les plus élevées sont présentes du côté du deuxième cordon de soudure. À la suite de ces essais, il a été possible de définir adéquatement la position des jauges de déformation. Elles ont été positionnées le plus près possible des cordons à des positions où la température n'avait pas excédé 275°C. L'ANNEXE I montre l'emplacement final choisi pour chaque épaisseur de plaque verticale.

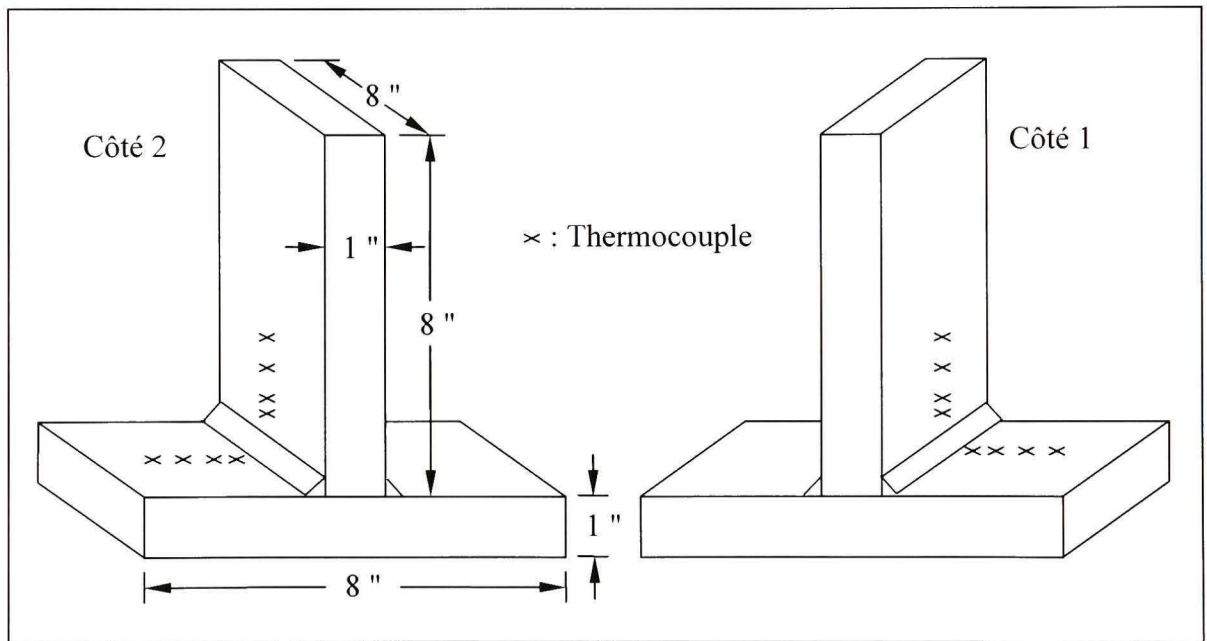


Figure 3.2 Arrangement des thermocouples de l'essai de positionnement des jauges.

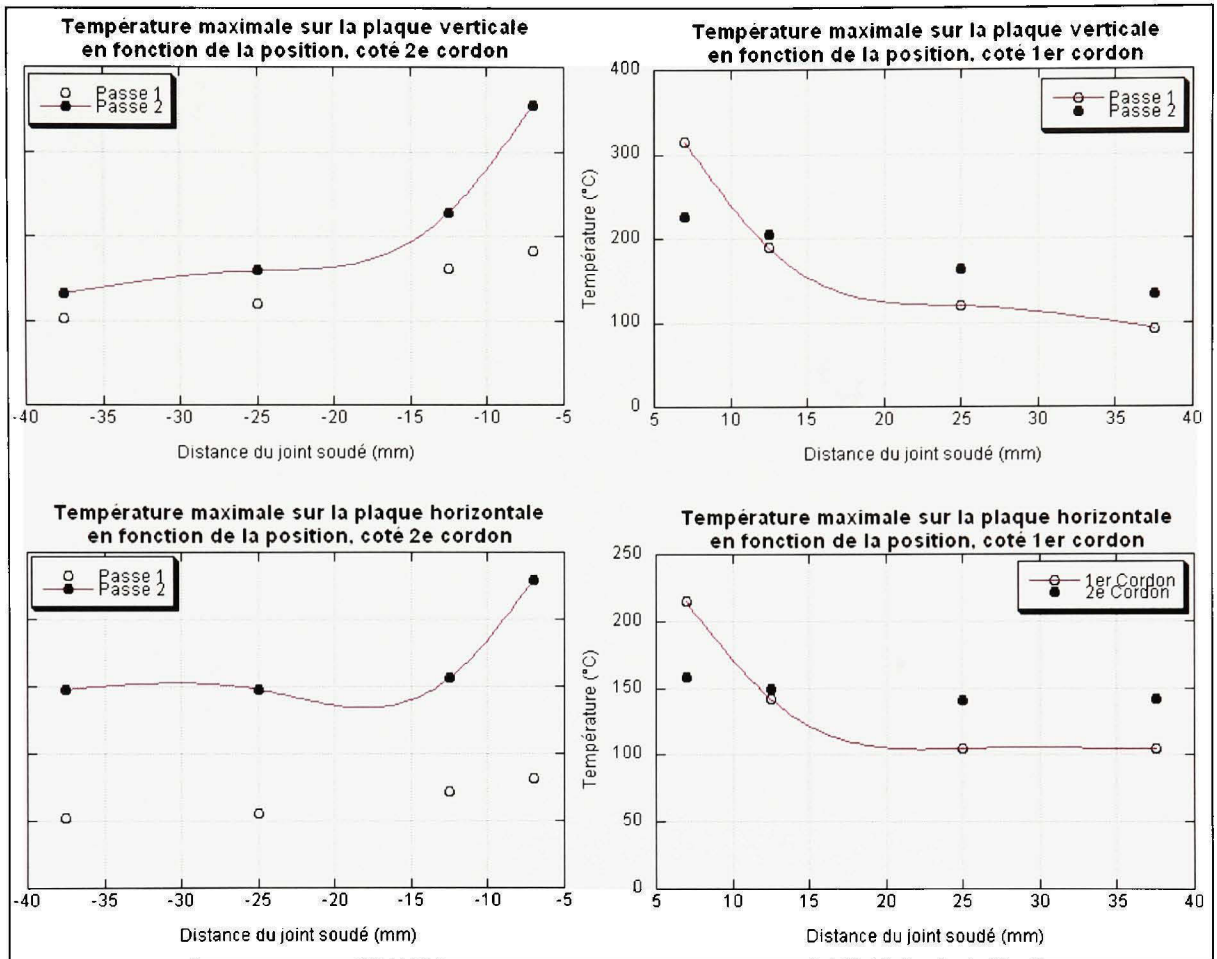


Figure 3.3 Courbes de températures maximales obtenues à l'essai thermique.

Les rosettes ont aussi été protégées lors des essais : d'abord, les connexions des jauges ont été enduites de silicone pour éviter tout court-circuit. Par la suite, un feuillard d'acier a été installé afin d'assurer une protection contre les projections de métal en fusion. Enfin, les fils sont protégés d'une gaine réfractaire et d'un conducteur pour éliminer l'interférence de soudage. La Figure 3.4 montre le montage final.



Figure 3.4 Installation des jauges de déformation avant soudage.

L'acquisition des données de déformation des jauges a été enregistrée à l'aide d'un système 6000 de la compagnie Vishay Micro-Measurements relié à un ordinateur portable. Ce système, complété du logiciel StrainSmart, permet l'acquisition des données et le calcul des contraintes principales. Le dispositif assure aussi la compensation thermique des jauges. Bien que, pour cette étude, seules les lectures finales des déformations soient utiles, l'acquisition a été faite tout au long des étapes de bridage et de soudage.

3.6 Coupe EDM

La coupe des échantillons est réalisée par électro-érosion (EDM). Cette technique permet d'effectuer des opérations d'usinage sans toutefois générer de contraintes résiduelles. Ceci est d'une importance capitale puisque la lecture des profils de déformation en serait faussée.

L'appareil utilisé pour réaliser les coupes est le modèle ALPHA 1iA-CP de la compagnie FANUC.

3.7 Lecture des profils de déformation

La lecture des profils a été réalisée à l'aide d'un microscope confocal. Cet appareil permet d'enregistrer l'empreinte tridimensionnelle d'un objet sous forme d'une image recomposée par ordinateur. Son principe de fonctionnement consiste à balayer la surface étudiée à l'aide d'une source de lumière blanche. La réflexion de cette lumière passant par un filtre permet d'isoler la partie du spectre lumineux ayant la bonne longueur focale. Par la suite, un spectromètre analyse le rayon lumineux afin de déterminer la longueur d'onde de ce dernier. L'appareil utilisé dans le cadre de ce travail a une résolution de $0.280\mu\text{m}$ et permet de faire l'acquisition d'une surface de $300\text{mm} \times 300\text{mm}$ avec une précision latérale de $2\mu\text{m}$.

CHAPITRE 4

CALCUL D'INTENSITÉ DE BRIDAGE DES JOINTS EN T

Comme il a été mentionné plus tôt dans ce document, l'intensité de bridage de chacun des joints doit être déterminée à l'aide de la MEF. Il sera par la suite possible de définir les liens unissant les contraintes résiduelles de soudage des joints en T à l'intensité de bridage de ces derniers. Cette section suggère premièrement d'effectuer un retour sur les travaux de Boellinghaus et al. [22] concernant le calcul de l'intensité de bridage par la MEF. Les résultats de cette étude seront répétés, d'abord pour la géométrie des essais de TEKKEN, et par la suite pour les joints soudés en T. Enfin, les intensités de bridage propres aux essais réalisés dans cette étude seront calculées.

4.1 Calcul de l'intensité de bridage sur les essais de TEKKEN

Les auteurs Boellinghaus et al. [22] ont réalisé une étude comparant les résultats de mesures expérimentales de l'intensité de bridage à des résultats de simulations par éléments finis. L'objectif de cette étude était, entre autres, de déterminer l'applicabilité de la MEF au calcul de l'intensité de bridage. Pour générer les mesures expérimentales, les auteurs ont utilisé un dispositif d'écartement. Celui-ci permettait d'appliquer un effort sur les parois à être soudées. Sous charge, la déformation maximale de l'échantillon pouvait être mesurée et ainsi permettre le calcul de l'intensité de bridage. La Figure 4.1 montre le dispositif à pince conçu par les chercheurs.

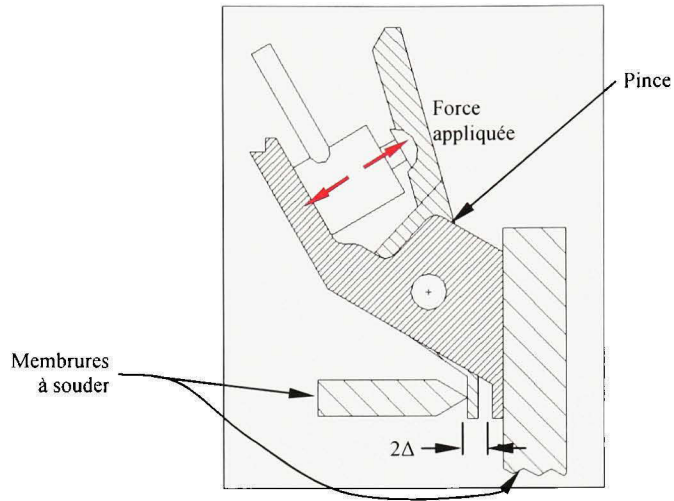


Figure 4.1 Pince d'écartement utilisée en laboratoire par Boellinghaus et al. [22].

Dans le présent document, les simulations de la référence [22] sont reprises afin de s'assurer de la justesse de l'approche proposée. La Figure 4.2 montre le modèle utilisé pour le calcul de l'intensité de bridage des essais de TEKKEEN, tandis que le Tableau 4.1 expose les dimensions des plaques testées par les chercheurs.

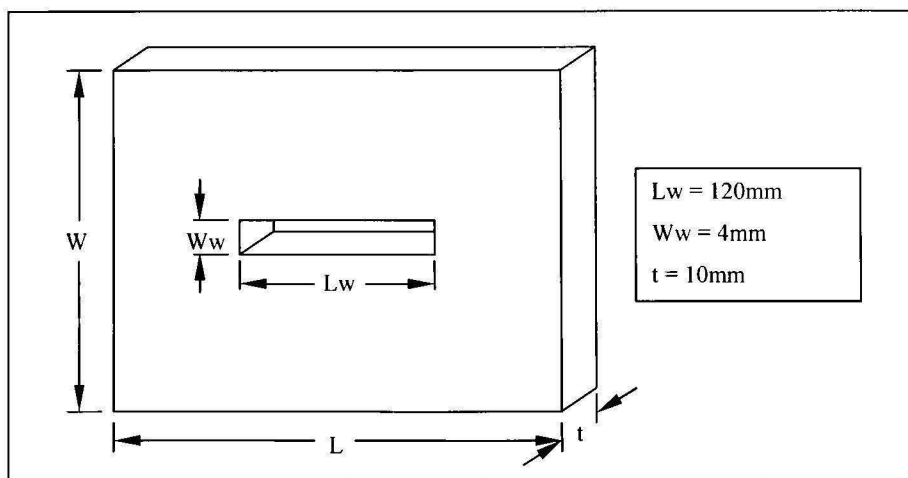


Figure 4.2 Modèle utilisé pour le calcul de l'intensité de bridage sur un essai TEKKEEN.

Tableau 4.1 Dimensions des essais TEKKEN

TYPE	L (mm)	W (mm)
1	200	150
2	300	225
3	450	338
4	675	507
5	1013	760
6	1520	1140

L'intensité de bridage est une interprétation de la rigidité d'un assemblage. Elle définit la relation entre l'application d'une charge et la déformation maximale qu'elle engendre, et donc la résistance à la déformation qu'offrira l'assemblage lors de la soudure. Dans le cas présent, la variation du bridage étudiée s'opère par le changement de dimensions des plaques. Toutefois, l'épaisseur demeure constante. L'intensité de bridage pour les essais de TEKKEN présentés est calculée en traction. On mesure donc le déplacement maximal au centre de l'ouverture (2Δ) prévue pour la soudure, alors que cette dernière est soumise à un chargement linéaire continu (F). L'équation (4.1) est utilisée pour le calcul du bridage des essais de TEKKEN.

$$R = \frac{F}{2\Delta} \quad \left[\frac{kN}{mm \times mm} \right] \quad (4.1)$$

Une fois les simulations générées, l'intensité de bridage de chaque type est calculée. Les résultats obtenus sont présentés à la Figure 4.3. Cette figure reproduit aussi les mesures expérimentales ainsi que les calculs réalisés par les chercheurs.

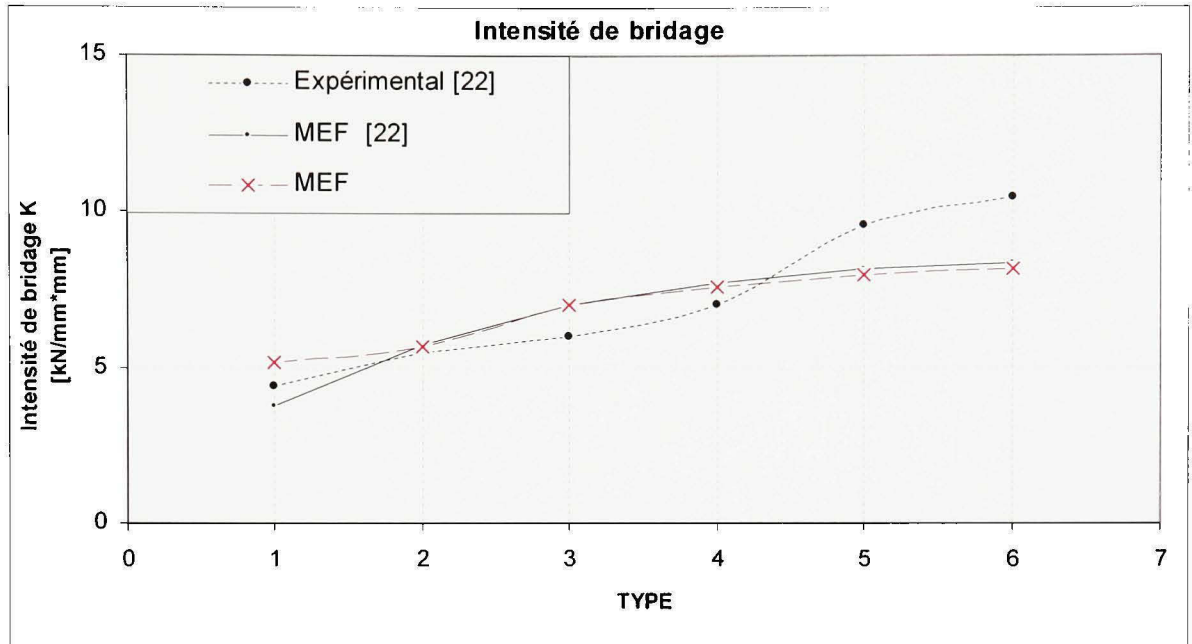


Figure 4.3 Intensité de bridage des essais TEKKEK.

On constate que les simulations faites mènent aux mêmes résultats que les simulations présentées par les auteurs. Bien que pour le type 1, la valeur publiée soit inférieure à celle du présent document, la déviation avec la mesure expérimentale est du même ordre. Les éléments utilisés sont quadratiques de type brique à 20 nœuds.

4.2 Calcul de l'intensité de bridage sur les joints en T

L'intensité de bridage pour les joints en T est aussi étudiée dans les travaux de Boellinghaus et al. [22]. Comme pour le cas des essais de TEKKEK, les simulations par éléments finis des joints en T sont refaites dans ce travail. La Figure 4.4 montre le modèle généré et le Tableau 4.2, les dimensions des plaques testées par les auteurs.

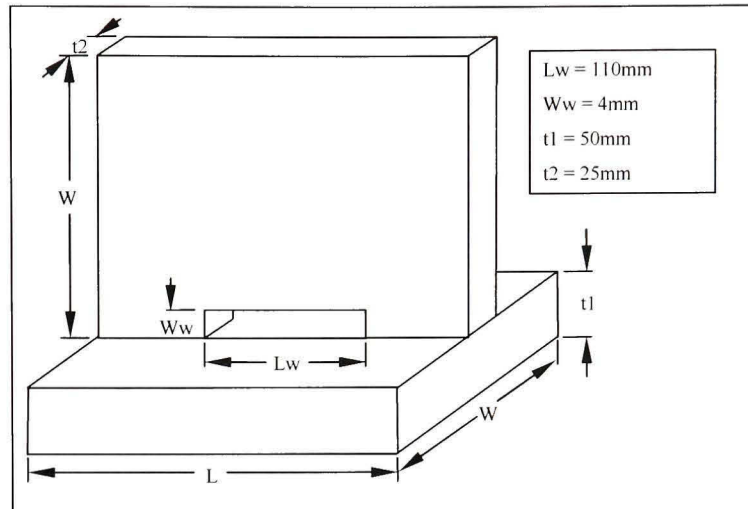


Figure 4.4 Modèle utilisé pour le calcul de l'intensité de bridage sur un joint en T.

Tableau 4.2 Dimensions des joints en T

TYPE	L (mm)	W (mm)
1	200	150
2	300	225
3	450	338
4	675	507
5	1013	760
6	1520	1140

Le calcul de l'intensité de bridage des joints en T se fait de façon analogue aux essais de TEKKEN. Cependant, comme il n'y a plus de symétrie du modèle de part et d'autre de la fente de chargement, le déplacement maximal est mesuré sur les plaques horizontale et verticale séparément. L'équation (4.1) devient donc :

$$R = \frac{F}{(\Delta_v + \Delta_h)} \left[\frac{kN}{mm \times mm} \right] \quad (4.2)$$

Où : F = Charge appliquée (kN/mm)

Δ_v = déplacement perpendiculaire à la soudure sur la plaque verticale (mm)

Δ_h = déplacement perpendiculaire à la soudure sur la plaque horizontale (mm)

Dans l'article, les valeurs de Δ_v et Δ_h sont évaluées à 25mm du centre de la fente puisque c'est à cet endroit que la pince permet de prendre une mesure. D'autre part, les surfaces d'appui de la pince ne traduisent pas exactement l'effort fourni par un cordon de soudure. Il n'est pas possible avec cet équipement de répartir la charge sur la totalité de l'ouverture. La Figure 4.5 montre une vue du bout de la pince, les endroits des prises de mesure et les appuis de la pince.

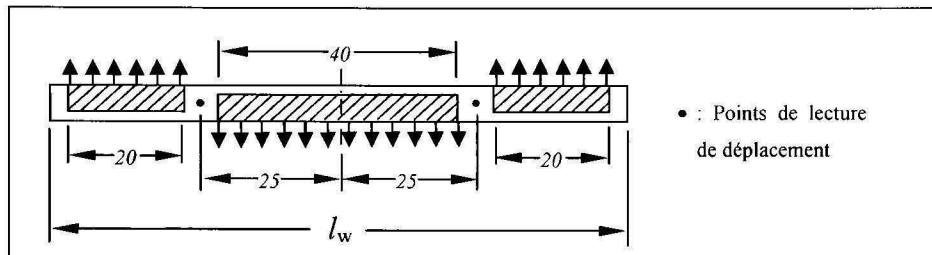


Figure 4.5 Emplacements de points de mesure de déplacements expérimentaux [22].

Les résultats obtenus pour chaque type sont présentés à la Figure 4.6. Encore une fois, la figure reproduit les valeurs expérimentales et numériques obtenues de la publication.

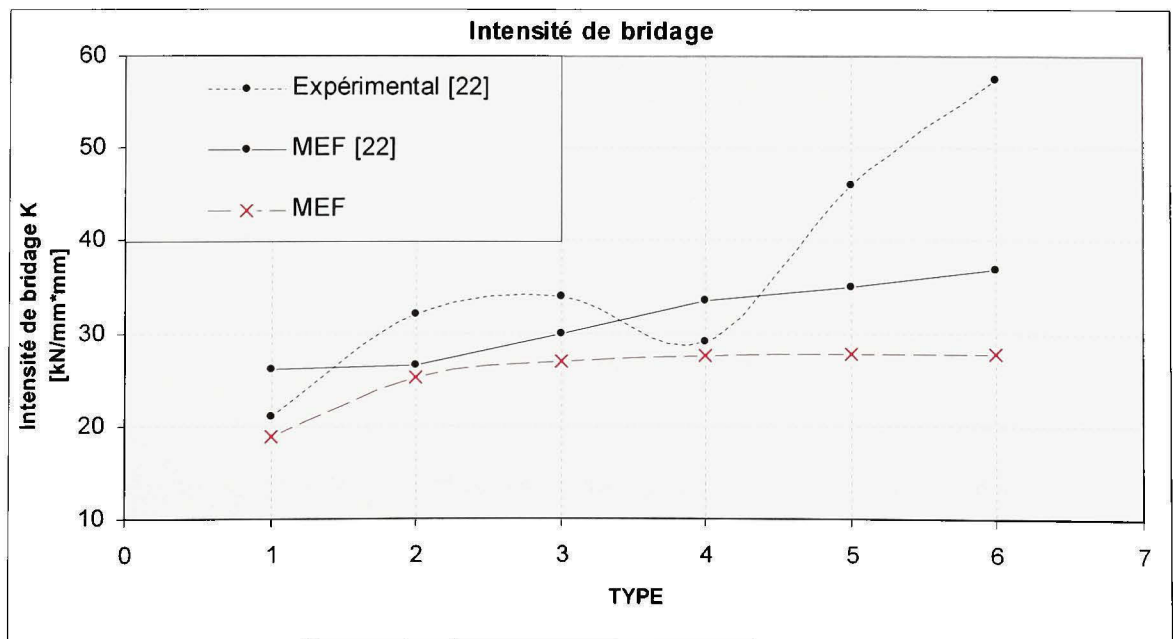


Figure 4.6 Intensité de bridage des joints en T.

On constate sur la figure précédente que les résultats des simulations divergent de ceux publiés tant au niveau des simulations que des mesures expérimentales. Afin d'expliquer les raisons menant à un tel écart, le modèle est repris avec des éléments linéaires brique à huit nœuds. Ce type d'éléments est celui utilisé par les auteurs et permet un calcul plus rapide au détriment de la précision. En augmentant le nombre d'éléments, on obtient une réponse plus précise. C'est d'ailleurs ce qui est proposé ici. Deux simulations supplémentaires avec ce type d'éléments sont effectuées : la première utilise un maillage semblable à celui des auteurs, la seconde emploie un maillage plus fin. Les résultats de l'article et ceux effectuées avec ces éléments sont présentés à la Figure 4.7.

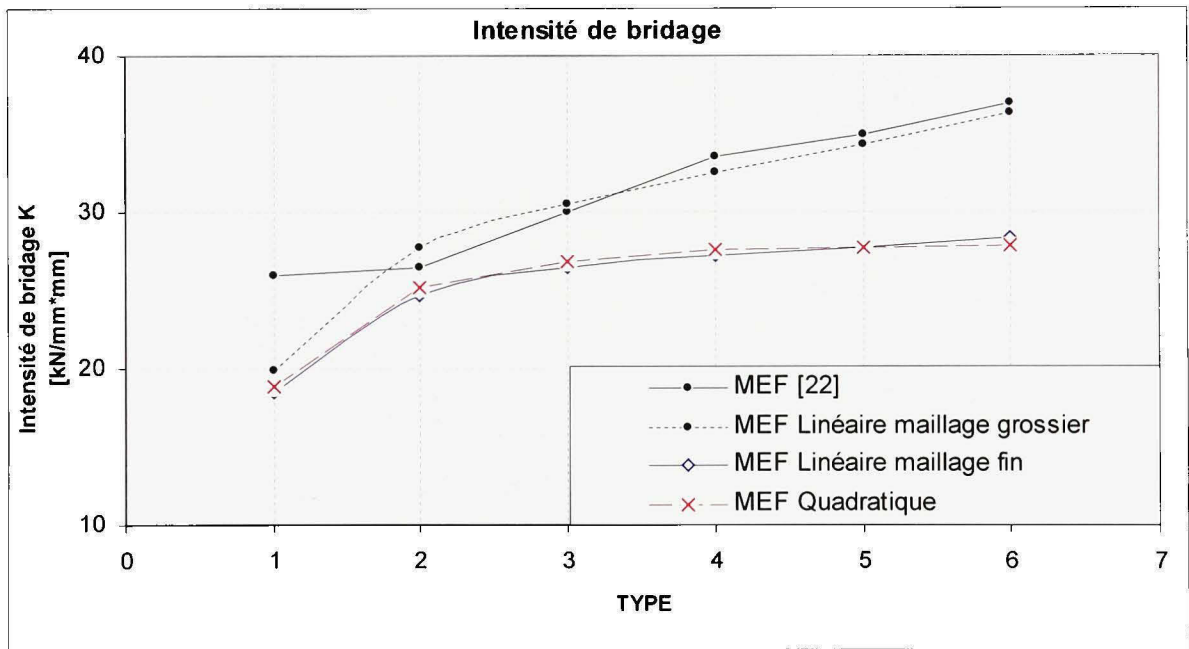


Figure 4.7 Simulation de l'intensité de bridage des joints en T.

En considérant les résultats obtenus, on peut déduire que les valeurs publiées ont été obtenues de maillages n'ayant pas convergé, puisqu'en utilisant le même nombre d'éléments linéaires que la publication, on retrouve ses résultats avec un très faible écart. En augmentant le nombre d'éléments, les solutions de ces simulations tendent vers les mêmes résultats que les calculs effectués avec des éléments quadratiques. Toutefois, cette démonstration

n'explique pas la déviation avec les mesures expérimentales. Ainsi, dans le but de valider ces mesures, d'autres simulations sont réalisées. Celles-ci présentent non seulement une modélisation des plaques constituant les joints en T, mais aussi la pince d'écartement utilisée par les auteurs. Le modèle est présenté à la Figure 4.8.

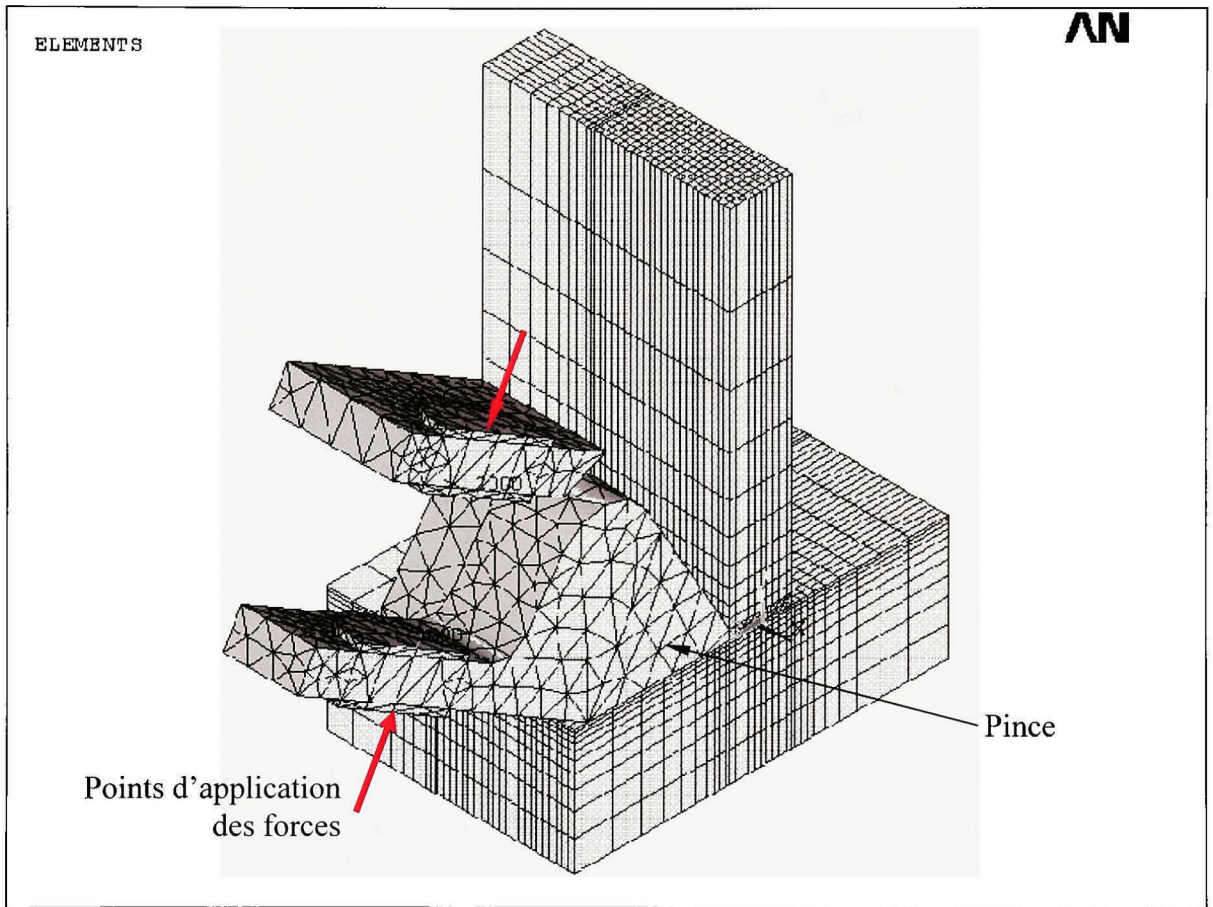


Figure 4.8 Modèle d'éléments finis présentant la pince d'écartement.

Une série de simulations par éléments finis impliquant la pince d'écartement est donc nécessaire afin de simuler la portion expérimentale de l'étude. Ces calculs permettront de mettre en perspective la justesse des mesures expérimentales. La Figure 4.9 présente les résultats des simulations avec la pince d'écartement. Les mesures de déplacement nécessaires au calcul de l'intensité de bridage sont enregistrées à 25mm du centre des parois. Les calculs

réalisés précédemment ainsi que les mesures expérimentales de la référence [22] sont aussi ajoutés au graphique.

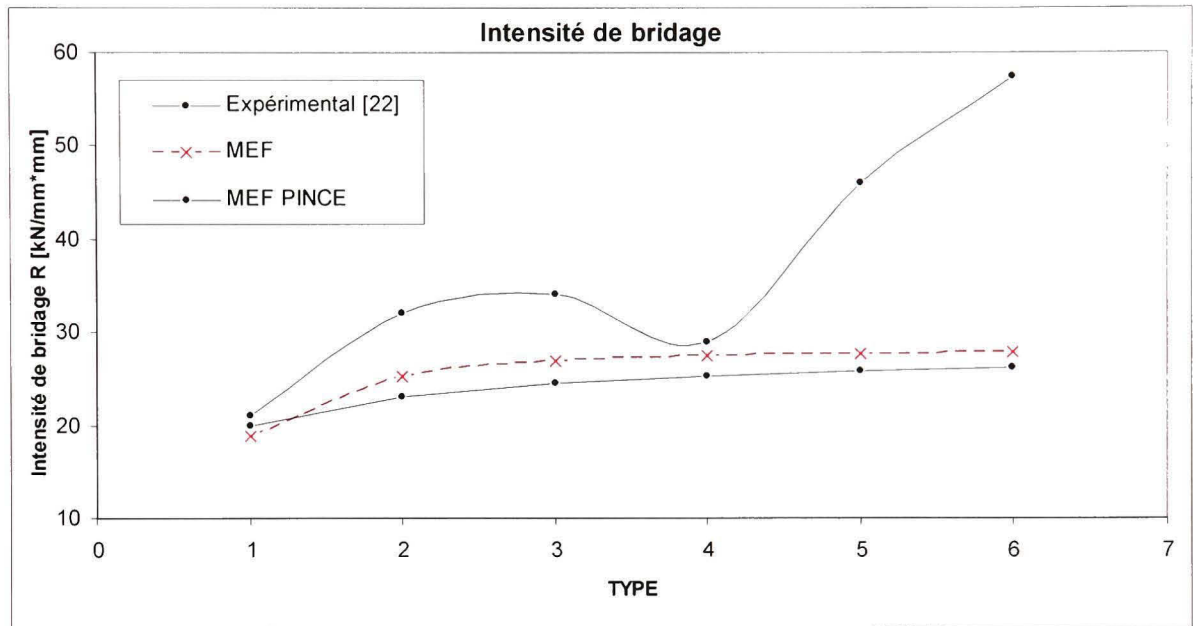


Figure 4.9 Simulation de l'intensité de bridage des joints en T avec la pince d'écartement.

Les mesures de rigidité de la publication ne semblent pas concorder avec les résultats des simulations incluant la pince. Par ailleurs, l'allure de la courbe générée expérimentalement est difficilement explicable. Comme dans le cas des essais TEKKEN, une augmentation des dimensions des plaques devrait inévitablement mener à une hausse de l'intensité de bridage jusqu'à l'atteinte d'un plateau de saturation. Ce plateau apparaît lorsque les dimensions des plaques sont suffisamment grandes. Les simulations avec la pince correspondent cependant très bien aux calculs de bridage effectués précédemment. La déviation entre les deux courbes est attribuable à la prise d'une partie de la déformation par la pince et à la non-uniformité du chargement sur les parois de l'ouverture entre les membrures.

À la lumière de ces simulations, il est possible de conclure que l'intensité du bridage peut être obtenue par calcul du déplacement des surfaces à souder sous l'action d'une pression

d'écartement comme le proposent Boellinghaus et al. [22]. L'approche de calcul de l'intensité du bridage par la MEF est donc jugée fiable et sera utilisée dans le reste du document. Toutefois, tant les mesures expérimentales que les valeurs obtenues des simulations qui ont été publiées semblent présenter un niveau d'imprécision important et ne seront pas considérées.

4.3 Calcul de l'intensité de bridage des essais expérimentaux

Dans le but d'unir l'intensité de bridage au niveau des contraintes résiduelles mesurées expérimentalement dans les joints soudés, les calculs suivant sont effectués. Ils permettent de déterminer par la MEF l'intensité de bridage propre à chaque essai. Contrairement aux essais précédents [22], la longueur du joint soudé est égale à la largeur de la plaque. De ce fait, l'intensité de bridage calculée diminue. L'assemblage est en effet moins rigide. Le Tableau 4.3 donne les valeurs d'intensité de bridage calculées pour les différentes épaisseurs de plaques lors du dépôt du premier cordon de soudure.

Tableau 4.3 Intensité de bridage du premier cordon des essais de soudage

TH (po)	TV (po)		
	1	2	3
K (kN/mm*mm)			
1	2,3	3,0	3,8
2	5,5	9,2	12,5
3	6,4	11,6	15,4

Lors du dépôt du second cordon de soudure, il faut tenir compte de la présence du premier cordon dans le calcul de l'intensité de bridage. Le modèle doit donc être ajusté pour correspondre à la géométrie des essais expérimentaux au 2^e cordon. La Figure 4.10 illustre l'ajout du premier cordon au modèle précédent.

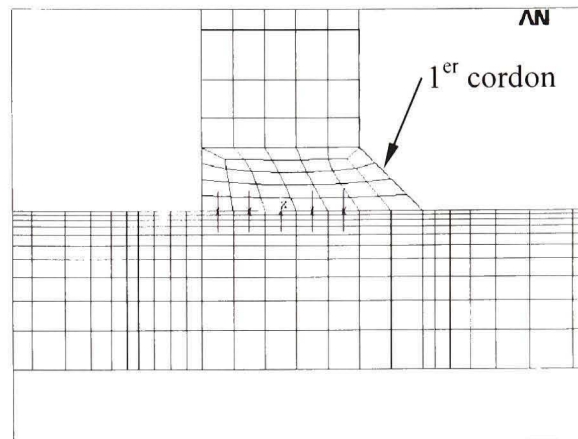


Figure 4.10 Ajout du premier cordon au modèle MEF.

Les valeurs d'intensité de bridage obtenues pour le deuxième cordon sont présentées au Tableau 4.4.

Tableau 4.4 Intensité de bridage du deuxième cordon des essais de soudage

TH (po)	TV (po)		
	1	2	3
K (kN/mm*mm)			
1	11,4	10,6	9,1
2	14,7	20,0	22,0
3	13,4	22,8	26,6

Bien que les simulations précédentes aient permis de calculer l'intensité de bridage tel que proposé par la référence [22], il demeure possible que cette approche ne soit pas parfaitement représentative des phénomènes associés au soudage des essais de cette étude. En effet, la charge uniformément répartie aux parois de l'ouverture proposée correspond sans doute à l'effort transmis aux plaques d'un joint bout à bout pourvue d'une préparation adéquate. Cependant, dans le cas présent, aucune préparation des plaques n'est effectuée empêchant une pénétration complète du cordon de soudure. Afin d'analyser plus adéquatement le

comportement des plaques lors du retrait thermique du cordon de soudure, il est proposé de simuler cet effet.

L'analyse est faite par la MEF et permet de simuler le refroidissement des matériaux. L'objectif est de décrire le mouvement réel de l'assemblage lors du refroidissement de manière qualitative seulement. Ceci permet d'identifier la direction du bridage qui gouverne l'amplitude des contraintes résiduelles propre à une géométrie de joint en T. Le modèle est composé de deux matériaux ayant des coefficients de dilatation thermique (α) différents. En fait, seul le matériau constituant le cordon de soudure est pourvu d'un coefficient de dilatation thermique non nul. Lors d'un refroidissement, le chargement thermique généré par le cordon de soudure s'applique au modèle entier. Il est opportun de noter que cette simulation comporte les conditions frontières propres aux essais de soudage de l'étude en cours. Le modèle déformé de cette simulation est présenté à la Figure 4.11 b) et c), alors que le modèle sans déformation est présenté à la figure a). Lors de la simulation, le modèle subit une baisse de température de 200°C. Le matériau 1 du cordon de soudure a un coefficient $\alpha = 12e-6$ m/(m°C) correspondant à un acier à faible teneur en carbone, alors que le matériau 2 utilisé pour les plaques présente un coefficient α nul.

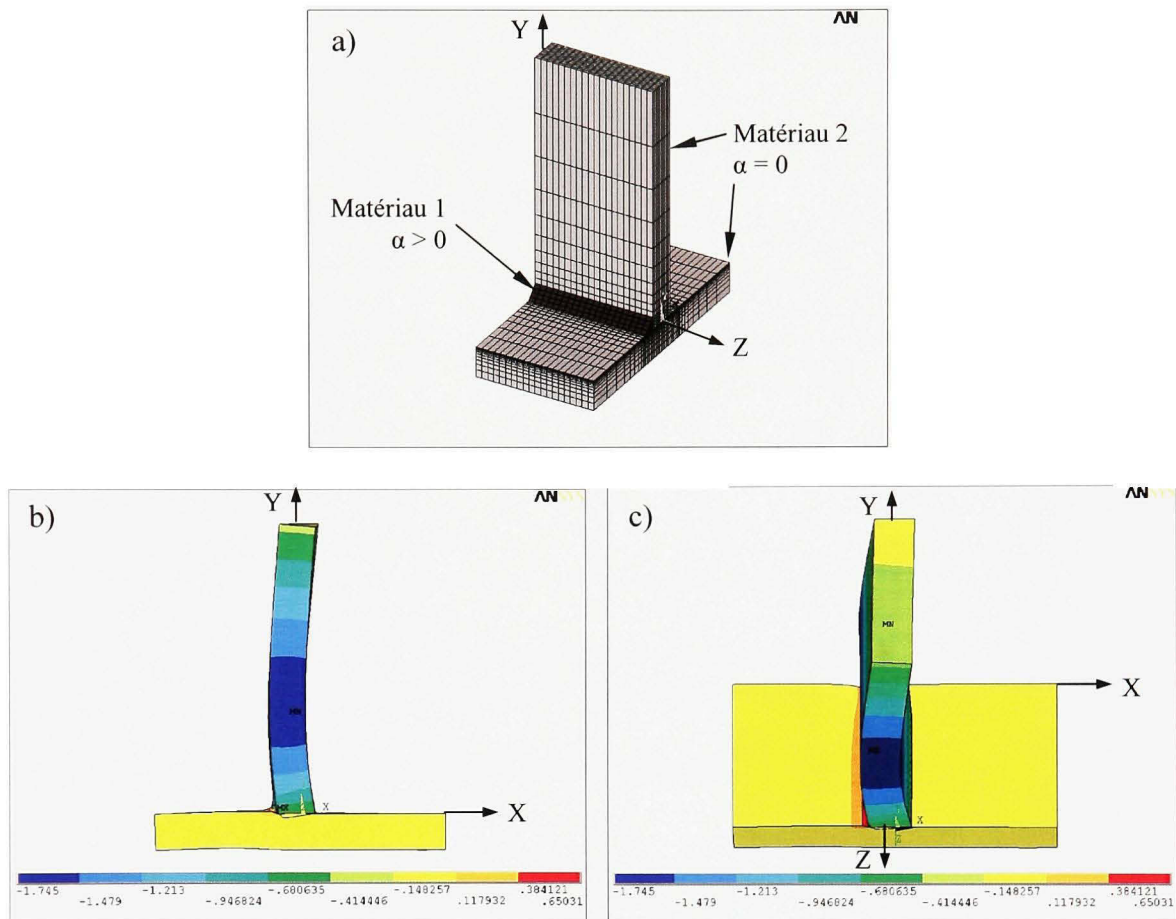


Figure 4.11 Simulation des distorsions dues au retrait d'un cordon de soudage.

En étudiant les figures précédentes, on remarque que deux effets sont identifiables. L'effet dominant consiste en une flexion des plaques autour du cordon de soudure, soit l'axe Z. La plaque verticale étant plus longue et n'étant retenue que par ses coins supérieurs, son épaisseur présente une importance plus grande sur l'intensité de bridage. Le second effet perceptible de la simulation présenté à la Figure 4.11 est une flexion autour d'un axe vertical Y. Celui-ci est présenté schématiquement à la Figure 4.12.

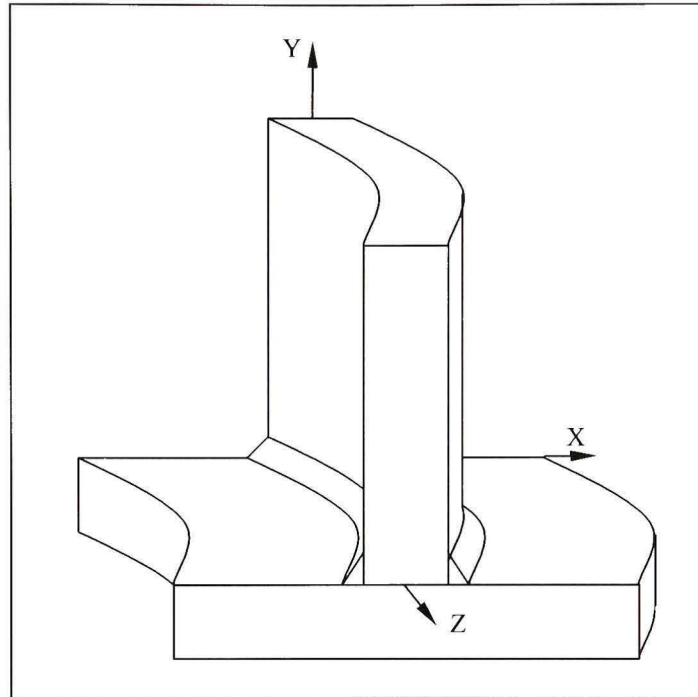


Figure 4.12 Flexion autour d'un axe vertical (axe Y).

De nouveaux coefficients d'intensité de bridage doivent donc être calculés pour ces mouvements des plaques. Le modèle MEF utilisé pour établir l'intensité de bridage en flexion autour de l'axe Z est illustré à la Figure 4.13. Il est constitué des mêmes plaques que pour les essais expérimentaux. Les mêmes conditions frontières sont aussi respectées. Le chargement est cependant différent. Il consiste en l'application d'une charge variable répartie à l'interface entre les deux plaques. Ce chargement produit un moment de part et d'autre des parois de la fissure, forçant ainsi les plaques à fléchir dans le plan XY par rapport à l'horizontale.

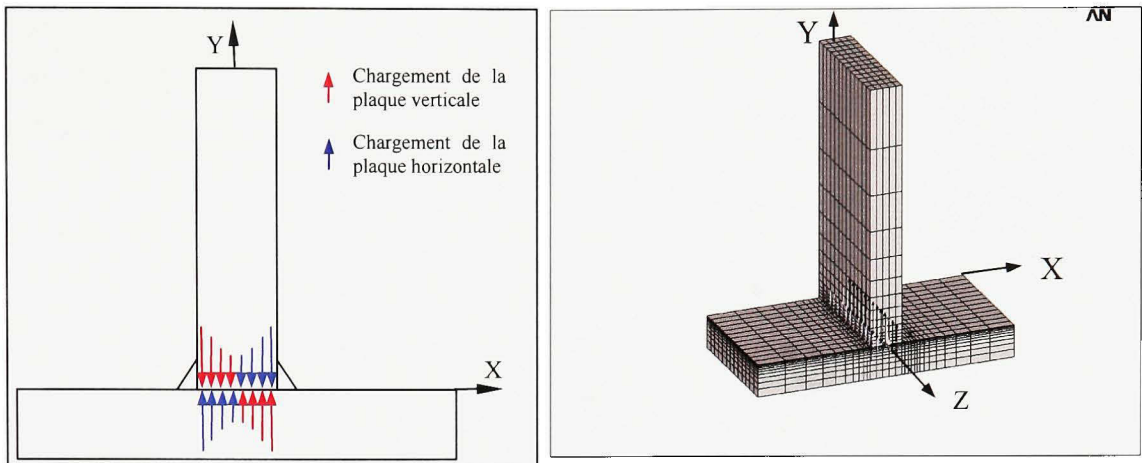


Figure 4.13 Modèle de simulation du bridage en flexion autour du cordon de soudure.

Les résultats des calculs de l'intensité de bridage en flexion autour de l'axe Z (cordon de soudure) sont présentés dans les Tableaux 4.5 et 4.6. L'équation (4.3) formule l'approche de calcul et la Figure 4.14 montre l'emplacement des angles mesurés.

$$K = \frac{M}{\theta_h + \theta_v} \quad (4.3)$$

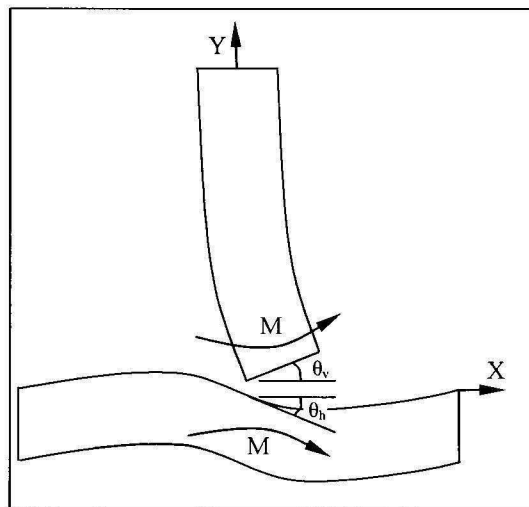


Figure 4.14 Angles servant au calcul du bridage en flexion.

Aussi, comme expliqué précédemment, le calcul de l'intensité de bridage réelle lors du dépôt du deuxième cordon doit considérer le premier cordon.

Tableau 4.5 Intensité de bridage du premier cordon en flexion autour de l'axe Z

TH (po)	TV (po)		
	1	2	3
	K (kN/deg)		
1	4,0	---	69,9
2	---	29,7	---
3	4,1	---	96,3

Tableau 4.6 Intensité de bridage du deuxième cordon en flexion autour de l'axe Z

TH (po)	TV (po)		
	1	2	3
	K (kN/deg)		
1	33,7	---	198,4
2	---	250,8	---
3	49,9	---	708,0

Comme on peut le constater à partir des tableaux précédents, l'épaisseur de la plaque verticale influence fortement l'intensité de bridage en flexion autour du cordon de soudure. Ainsi, sur les essais comportant une plaque verticale plus mince, les rosettes qui y sont fixées à l'opposé du cordon déposé devraient témoigner d'une augmentation de la composante transversale. Cet effet devrait néanmoins s'estomper avec l'augmentation de l'épaisseur de cette plaque.

L'intensité de bridage associée au second mode de déformation (flexion autour de l'axe Y) est aussi calculée à l'aide de la MEF. Le modèle utilisé est présenté à la Figure 4.15. Encore

une fois, les conditions aux frontières correspondent aux conditions des essais. Le chargement est réparti sur la totalité de la surface verticale afin de respecter les règles émises quant au calcul du bridage en flexion.

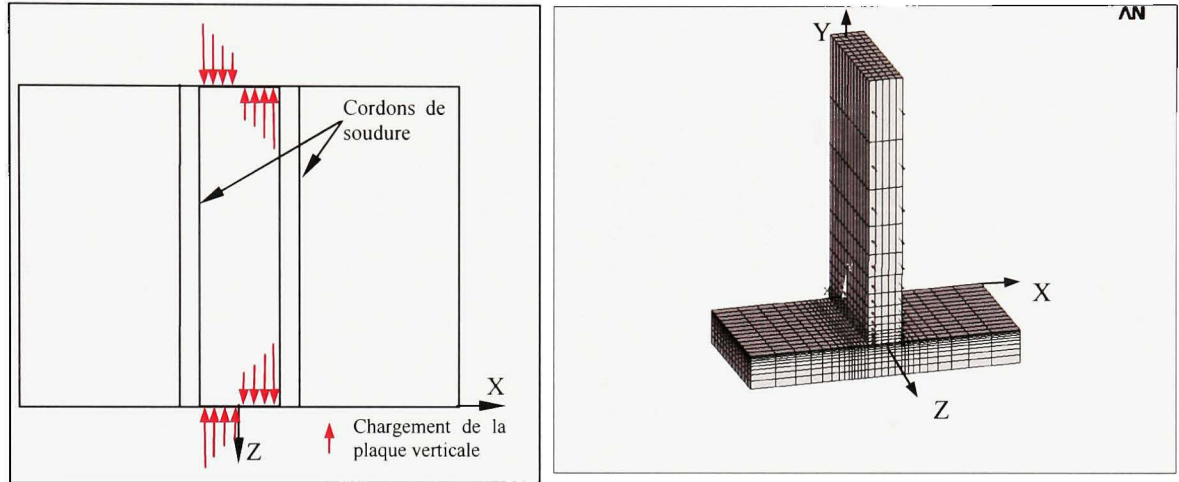


Figure 4.15 Modèle de simulation du bridage en flexion autour d'un axe vertical.

Les résultats des calculs d'intensité de bridage en flexion autour de l'axe vertical sont présentés aux Tableau 4.7 et 4.8 pour le premier et le second cordon respectivement.

Tableau 4.7 Intensité de bridage du premier cordon en flexion autour de l'axe Y

TH (po)	TV (po)		
	1	2	3
	K (kN/deg)		
1	23,2	---	619,8
2	---	184,6	---
3	23,2	---	619,8

Tableau 4.8 Intensité de bridage du deuxième cordon en flexion autour de l'axe Y

TV (po)	TH (po)		
	1	2	3
	K (kN/deg)		
1	86,5	---	1174,6
2	---	427,8	---
3	89,5	---	1212,8

Une fois de plus, l'impact de l'épaisseur de la plaque verticale sur l'intensité de bridage est très important. Il est possible de prédire le comportement des contraintes qui seront lues par les rosettes lors des essais de soudage. En effet, les rosettes du côté opposé au cordon de soudage devraient enregistrer une augmentation du niveau de contraintes de tension longitudinale (direction Z). L'accroissement de l'intensité de bridage devrait amoindrir cet effet.

Il est important d'observer que l'intensité du bridage en flexion autour d'un axe vertical présente des amplitudes plusieurs fois supérieures aux valeurs calculées pour le bridage en flexion autour de l'axe horizontal. Ainsi, on pourra s'attendre à observer plus facilement l'effet des variations de l'intensité de bridage autour de l'axe horizontal.

Les trois méthodes de calcul de l'intensité de bridage proposées dans ce chapitre servent à définir la relation entre l'intensité de bridage et le niveau de contraintes résiduelles des joints soudés en T. L'analyse des signaux de jauges recueillis durant les essais et les contraintes calculées par la méthode des contours permettent de déterminer le mode déterminant du bridage de cet arrangement. En règle générale, l'augmentation de l'intensité de bridage devrait conduire à l'augmentation du niveau de contraintes résiduelles dues au soudage.

CHAPITRE 5

RÉSULTATS EXPÉRIMENTAUX

La campagne d'essais a permis de générer des données dans le but de lier l'intensité de bridage au niveau de contraintes résiduelles des joints de soudage en T. Les plaques ont été instrumentées de jauges de déformation avant le soudage et ont été sectionnées de façon à permettre l'étude des contraintes internes par la méthode des contours. Le présent chapitre portera principalement sur la présentation de ces contraintes mesurées et calculées à l'aide de la méthode des cellules de pression constante (MCP). Toutefois, les résultats obtenus avec les jauges de déformation sont d'abord présentés. Par la suite, les valeurs obtenues par la MCP seront exposées. Finalement, le lien entre l'intensité de bridage et le niveau des contraintes résiduelles de soudage d'un joint en T sera illustré.

5.1 Résultats expérimentaux des jauges de déformation

La Figure 5.1 montre la désignation employée pour décrire les essais. Il faut aussi rappeler que chacune des rosettes a été associée à un thermocouple permettant la mesure de la température maximale subie par cette dernière et la réalisation de la compensation thermique. La position des rosettes est détaillée à l'ANNEXE I.

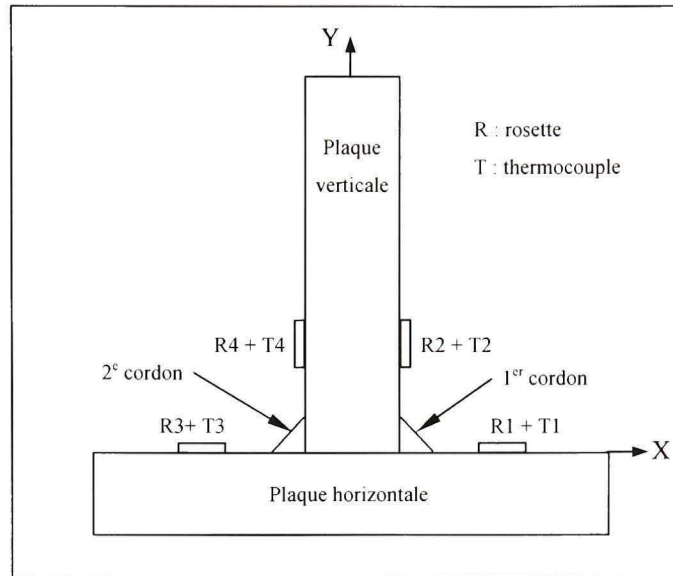


Figure 5.1 Disposition générale des rosettes.

Avant de présenter les mesures de jauges, certaines observations générales peuvent être formulées à partir des signaux obtenus en cours de soudage.

Dans un premier temps, les effets discutés au chapitre précédent quant aux mouvements de flexion de l'assemblage en réaction à l'opération de soudage sont perceptibles sur les lectures des contraintes. L'épaisseur de la plaque verticale présente un effet observable sur la flexion autour de l'axe (Y) (Figure 4.12). Le retrait longitudinal des cordons de soudure est à l'origine de ce type de distorsion. En refroidissant, le coefficient d'expansion thermique du matériau entraîne une diminution de volume. Ce changement se traduit entre autres par une zone de tension longitudinale (direction Z) parcourant le cordon de soudure. Cette zone de tension incite l'assemblage à se tordre. Les mesures de contraintes obtenues à partir des jauges de déformation témoignent de ce phénomène. Lors du dépôt du deuxième cordon, l'augmentation de température provoque la relaxation des contraintes induites par le premier cordon. Cet effet n'est donc perceptible que sur les rosettes R1 et R2 situées du côté du premier cordon. À titre d'exemple, la Figure 5.2 montre les courbes des contraintes longitudinales durant le soudage de l'essai TH3_TV1 (plaque horizontale de 3 po d'épaisseur et plaque verticale de 1 po d'épaisseur). Les températures perçues par les jauges sont aussi

affichées sur le graphique. On remarque que la rosette R1 subit une hausse de température nettement inférieure à celle de la rosette R2. Inversement, le niveau de contrainte longitudinale de la rosette R1 demeure plus élevé.

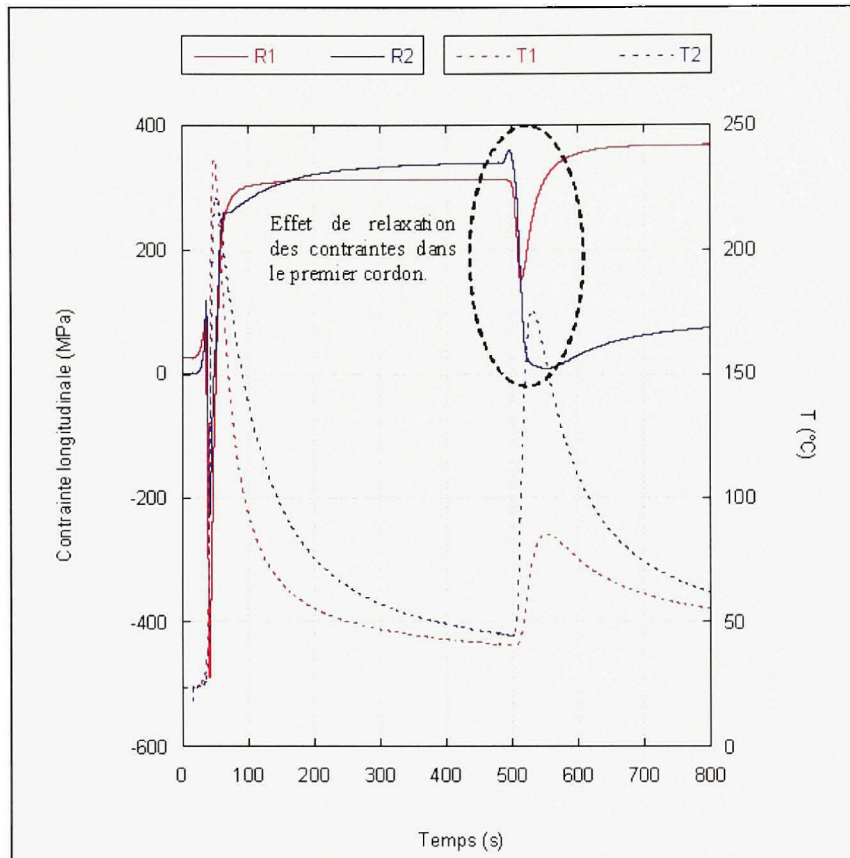


Figure 5.2 Contraintes longitudinales des rosettes R1 et R2 durant le soudage.

Enfin, le refroidissement du deuxième cordon engendre une contrainte de tension dans le montage. L'augmentation subséquente des contraintes est donc produite par la flexion des plaques autour d'un axe vertical (Y). En raison des dimensions des plaques et de leur disposition, l'effet est de moindre importance sur la rosette 2. Ainsi, le niveau de contrainte final des rosettes situées du côté du premier cordon est la somme des contraintes non relaxées par la chaleur générée lors de l'application du deuxième cordon et de l'ajout des contraintes produites au retrait longitudinal de ce deuxième cordon.

Un autre effet discuté précédemment peut être observé par les mesures de contraintes obtenues des jauges de déformation. En observant les composantes transversales des mêmes rosettes R1 et R2, on peut déduire la présence d'une flexion des plaques autour du cordon de soudure (axe Z). La Figure 5.3 illustre le type de distorsion dont il est question.

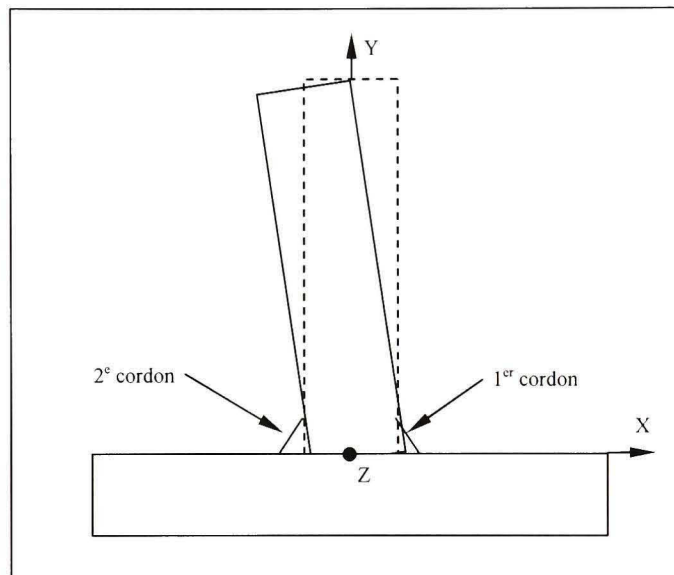


Figure 5.3 Flexion autour du cordon de soudure.

L'effort résultant du retrait du matériau du second joint lors de son refroidissement est à l'origine d'une augmentation des contraintes résiduelles transversales (direction X et Y) dans la région du premier cordon de l'assemblage. Le retrait thermique de la première passe de soudage (cordon 1) génère un champ de contraintes transversales en tension. Suite au relâchement des contraintes produites par l'augmentation de la température, le retrait du deuxième cordon ramène, dans une certaine mesure, la plaque verticale, générant à son tour une contrainte de tension qui s'additionne à la contrainte du premier cordon. Le niveau de contrainte obtenu pour le premier cordon en est donc amplifié. La Figure 5.4 montre clairement ces phénomènes. En fait, cette figure montre que la contrainte transversale de la rosette R2 se retrouve momentanément en compression. La superposition de l'effet de relaxation et de la contrainte de compression engendre ce phénomène. Par la suite, le

mouvement de flexion de la plaque autour de l'axe Z provoque le retour de la contrainte de tension.

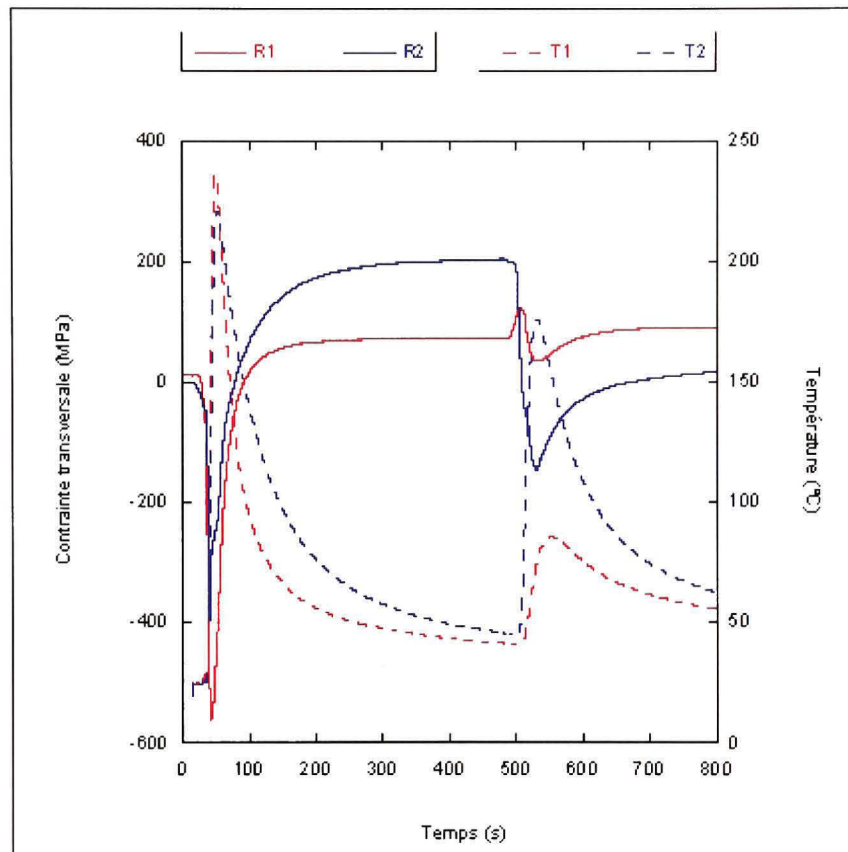
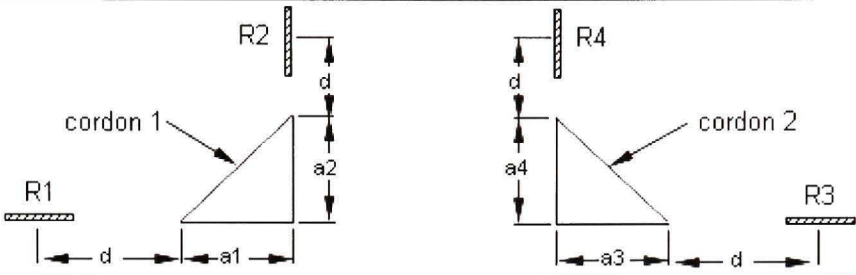


Figure 5.4 Contrainte transversale des rosettes R1 et R2 durant le soudage.

Afin de démontrer l'effet du bridage sur le niveau des contraintes résiduelles de soudage et de déterminer quel type de bridage contrôle vraiment ces dernières dans un joint en T, il est opportun de présenter les lectures des jauges prélevées au cours des essais. Les dimensions finales des joints de soudure, les distances entre les rosettes et les cordons et les températures maximales perçues sont affichées au Tableau 5.1.

Tableau 5.1 Paramètres finaux des cordons de soudure et du positionnement des rosettes



TH1 TV1						
	a1 (mm)	a2 (mm)	a3 (mm)	a4 (mm)	d (mm)	Tmax (°C)
R1	9.0	8.0	10.0	8.0	8.5	234
R2					12.0	218
R3					7.5	265
R4					12.0	231
TH1 TV3						
	a1 (mm)	a2 (mm)	a3 (mm)	a4 (mm)	d (mm)	Tmax (°C)
R1	9.0	8.0	9.0	8.0	8.5	261
R2					12.0	198
R3					8.5	237
R4					12.0	194
TH2 TV2						
	a1 (mm)	a2 (mm)	a3 (mm)	a4 (mm)	d (mm)	Tmax (°C)
R1	11.0	8.0	9.0	8.0	6.5	321
R2					12.0	222
R3					9.5	220
R4					12.0	240
TH3 TV1						
	a1 (mm)	a2 (mm)	a3 (mm)	a4 (mm)	d (mm)	Tmax (°C)
R1	8.0	9.0	8.0	9.0	9.5	236
R2					11.0	220
R3					8.5	197
R4					11.0	261
TH3 TV3						
	a1 (mm)	a2 (mm)	a3 (mm)	a4 (mm)	d (mm)	Tmax (°C)
R1	9.0	8.0	9.0	8.0	8.5	247
R2					12.0	216
R3					8.5	226
R4					12.0	231

Le Tableau 5.1 permet de constater que la rosette R1 de l'essai TH2_TV2 a été soumise à une température trop élevée. Le matériau constituant le support de jauge ne pouvant pas subir une température supérieure à 275°C, la rosette a été endommagée lors de l'essai. En effet, en observant les distances entre les joints de soudure et les rosettes, on remarque que la rosette

R1 n'était qu'à 6.5mm du cordon. Ceci a probablement été provoqué par un déplacement de la plaque verticale lors de l'essai. La taille du cordon de soudure a aussi dépassé les dimensions désirées. Les lectures de cette rosette ne peuvent donc pas être utilisées.

L'analyse des contraintes résiduelles découlant des mesures de l'ensemble des jauges est basée sur les résultats présentés au Tableau 5.2. Les résultats des contraintes ont été dépouillés à l'aide des équations d'usage, permettant le calcul des déformations principales et, par la suite, le calcul des contraintes principales. [35] Dans ce tableau, les contraintes des rosettes R1 et R2, (côté premier cordon) sont les valeurs enregistrées avant le deuxième cordon. Ces mesures sont utilisées afin d'éliminer les effets thermiques du dépôt du second cordon et d'isoler l'effet du bridage structurel.

Tableau 5.2 Contraintes résiduelles mesurées par les jauges de déformation

TH1_TV1						
	Tmax (°C)	S1 (MPa)	S2 (MPa)	θ (°)	SL (MPa)	ST (MPa)
R1	234	298,0	78,0	-56,4	297,2	78,8
R2	218	252,7	119,6	55,0	163,4	208,8
R3	265	388,6	134,8	49,7	241,1	282,3
R4	231	195,0	85,0	73,8	93,5	186,5
TH1_TV3						
	Tmax (°C)	S1 (MPa)	S2 (MPa)	θ (°)	SL (MPa)	ST (MPa)
R1	261	275,7	139,8	-3,2	275,3	140,2
R2	198	213,6	26,1	-3,2	213,0	26,7
R3	237	323,6	154,1	-3,4	323,0	154,7
R4	194	274,1	31,6	8,8	268,4	37,3
TH2_TV2						
	Tmax (°C)	S1 (MPa)	S2 (MPa)	θ (°)	SL (MPa)	ST (MPa)
R1	321	590,1	197,6	8,8	581,0	206,7
R2	222	316,6	117,1	7,4	313,3	120,4
R3	220	345,8	104,2	-6,0	343,1	106,9
R4	240	373,6	30,4	11,4	360,2	43,8
TH3_TV1						
	Tmax (°C)	S1 (MPa)	S2 (MPa)	θ (°)	SL (MPa)	ST (MPa)
R1	236	285,3	58,7	17,9	263,8	80,2
R2	220	338,4	205,6	14,2	330,5	213,5
R3	197	282,4	62,4	-9,2	276,8	68,0
R4	261	364,8	60,0	7,1	360,2	64,7
TH3_TV3						
	Tmax (°C)	S1 (MPa)	S2 (MPa)	θ (°)	SL (MPa)	ST (MPa)
R1	247	257,8	138,5	3,7	257,3	139,0
R2	216	277,0	67,0	-3,5	276,2	67,8
R3	226	349,7	96,3	-11,6	339,4	106,6
R4	231	15,1	-348,0	-74,9	-323,4	-9,4

Dans le tableau précédant, les valeurs S1 et S2 représentent les contraintes principales déduites à partir des rosettes. Les contraintes SL et ST sont respectivement les contraintes longitudinales (direction Z) et transversales au cordon de soudure (direction X - rosettes 1 et 3, direction Y - rosettes 2 et 4). Enfin, la valeur θ est l'angle entre la contrainte longitudinale et la première contrainte principale.

La rosette R4 de l'essai TH3_TV3 semble aussi donner des valeurs incohérentes. En effet, cette rosette est la seule à présenter des contraintes de compression. De plus, l'analyse des signaux au cours de l'expérimentation laisse croire à un décollement ou à un endommagement. Pour ces raisons, la rosette R4 de l'essai TH3_TV3 est aussi retirée de l'étude.

Le quatrième chapitre a révélé que la méthode de calcul du bridage proposée par Boellinghaus et al. [22] n'était peut-être pas adéquate pour une géométrie de joint en T. Néanmoins, les Figures 5.5 et 5.6 montrent les contraintes longitudinales et transversales en fonction de l'intensité de bridage calculée selon la méthode proposée par Boellinghaus et al. Les contraintes sont regroupées selon leur position respective, soit la plaque horizontale ou la plaque verticale. Ainsi, les rosettes R1 et R3 situées sur la plaque horizontale sont présentées sur une seule courbe. Il en va de même pour les rosettes R2 et R4, installées sur la plaque verticale. Cette façon de présenter les contraintes permet de dissocier les contraintes longitudinales et transversales tout en regroupant les rosettes qui sont à des positions similaires. La nomenclature utilisée pour les contraintes longitudinales des rosettes R1, R3 et R2, R4 est respectivement R1R3L et R2R4L alors que pour les contraintes transversales, elles sont identifiées R1R3T pour les rosettes R1 et R3 et R2R4T pour les rosettes R2 et R4. De plus, les droites de régression linéaire sont présentées sur chacun des graphiques avec leur coefficient de corrélation (R^2) et leur pente (m). Une pente positive de la droite de corrélation témoignerait d'une relation entre les mesures des contraintes résiduelles et l'intensité de bridage.

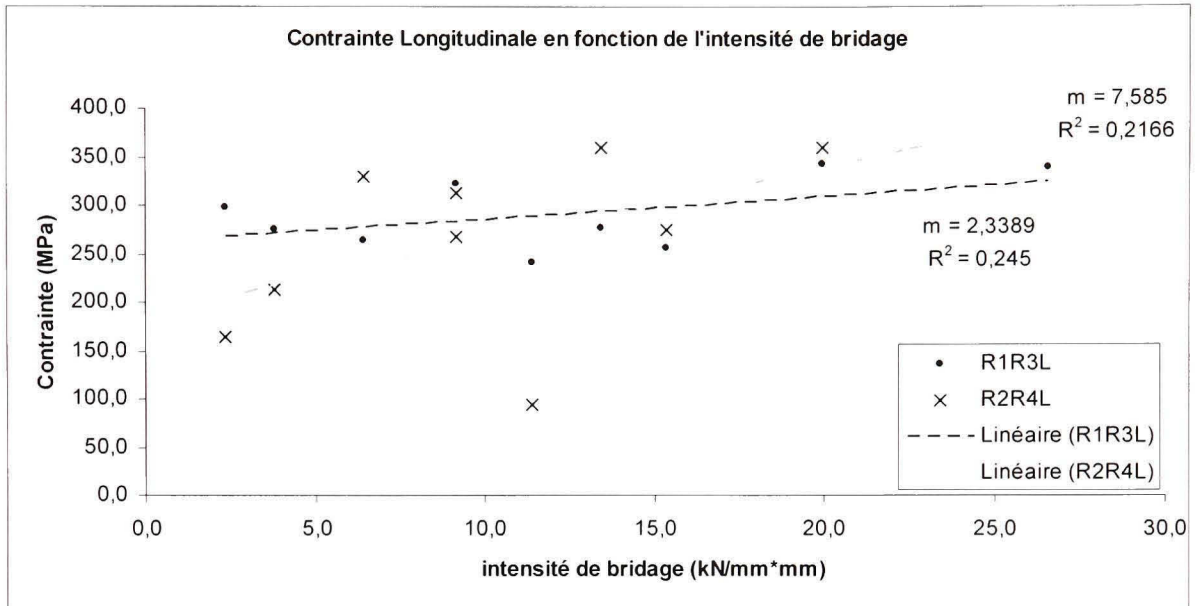


Figure 5.5 Relation entre les contraintes longitudinales et l'intensité de bridage calculée selon [22].

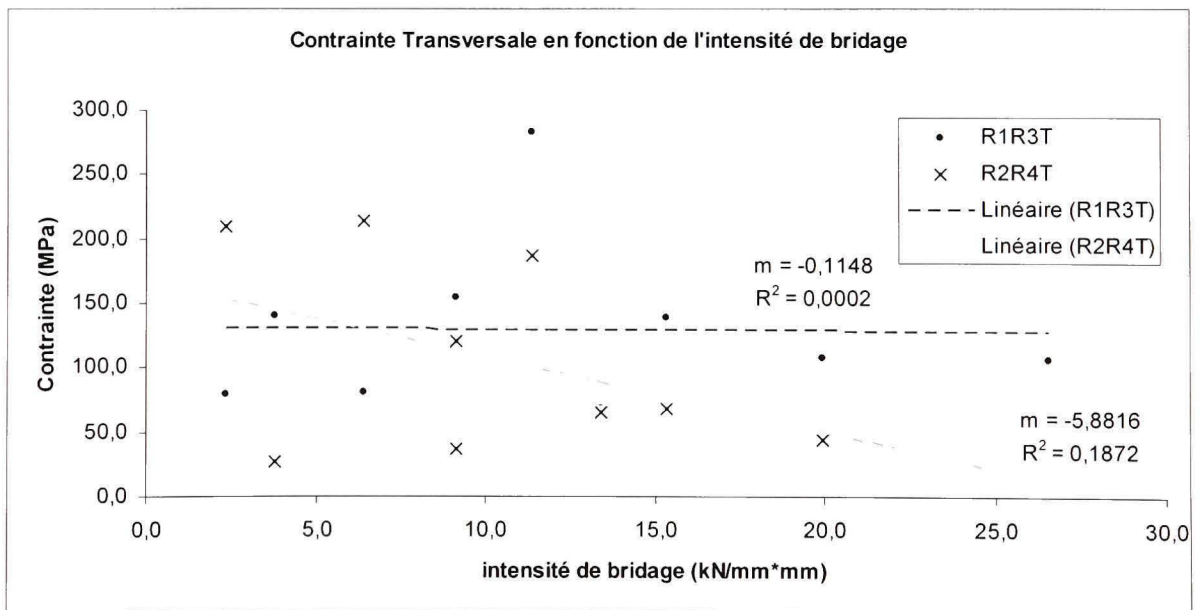


Figure 5.6 Relation entre les contraintes transversales et l'intensité de bridage calculée selon [22].

Comme on peut le constater, il est possible d'observer un lien entre l'augmentation de l'intensité de bridage proposée par les auteurs de la référence [22] et le niveau de contrainte longitudinale résiduel. Le lien demeure cependant faible. Les droites de régression des mesures de contraintes longitudinales montrent une augmentation de leur niveau en fonction de l'augmentation du niveau de bridage ($m = 7.585$ et $m = 2.3389$). Les coefficients de corrélation demeurent cependant faibles ($R^2 = 0.2166$ et $R^2 = 0.245$) pour définir cette relation. Par ailleurs, l'effet du bridage occasionne un comportement différent des contraintes transversales. Par exemple, l'augmentation du niveau de bridage conduit à une diminution des contraintes transversales sur la plaque verticale.

Les Figures 5.7 et 5.8 présentent les mêmes contraintes (longitudinales et transversales regroupées selon la position de la rosette) mais en fonction de l'intensité de bridage en flexion autour d'un axe vertical (Y). Les droites de régression ainsi que leur coefficient de corrélation accompagnent les résultats.

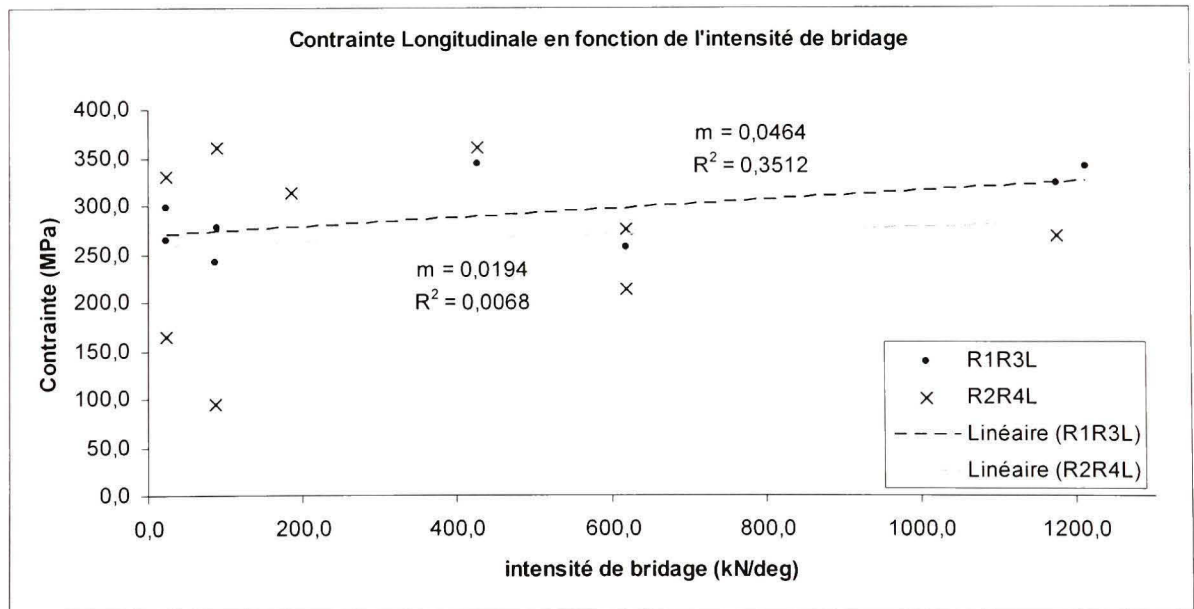


Figure 5.7 Relation entre les contraintes longitudinales et l'intensité de bridage selon l'axe vertical (Y).

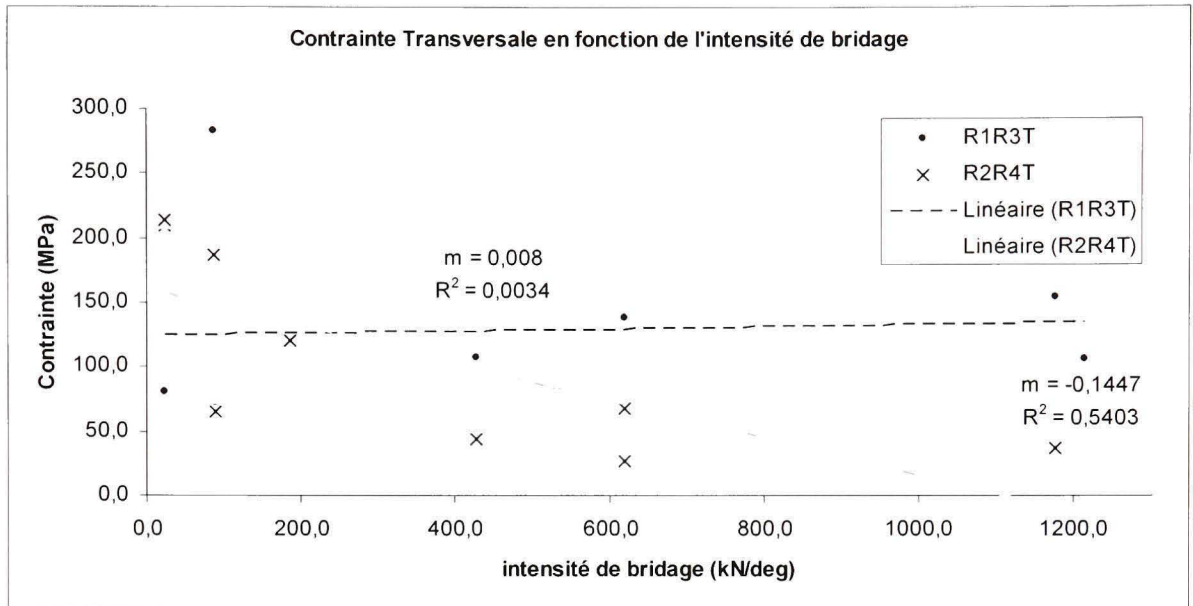


Figure 5.8 Relation entre les contraintes transversales et l'intensité de bridage selon l'axe vertical (Y).

Les contraintes longitudinales R1R3L montrent une très faible relation ($m = 0.0464$) alors que l'influence de l'intensité du bridage sur les contraintes R2R4L est encore plus légère ($m = 0.0154$). On peut remarquer une meilleure corrélation ($R^2 = 0.5403$), mais encore trop faible, entre les points de mesure des contraintes résiduelles transversales (R2R4T) et la droite de régression pour lier le niveau de ces contraintes au niveau du bridage. Il est donc difficile d'établir une relation claire entre le niveau des contraintes transversales et cette façon de déterminer l'intensité du bridage (flexion autour de l'axe Y). Le niveau d'intensité de bridage calculé de cette façon correspond moins bien au comportement des contraintes résiduelles mesurées expérimentalement que celui calculé selon l'approche de Boellinghaus et al. ($m = 0.008$).

Enfin, les Figures 5.9 et 5.10 tracent les contraintes mesurées en fonction du coefficient d'intensité de bridage calculées en flexion autour de l'axe Z (parallèle au cordon de soudure).

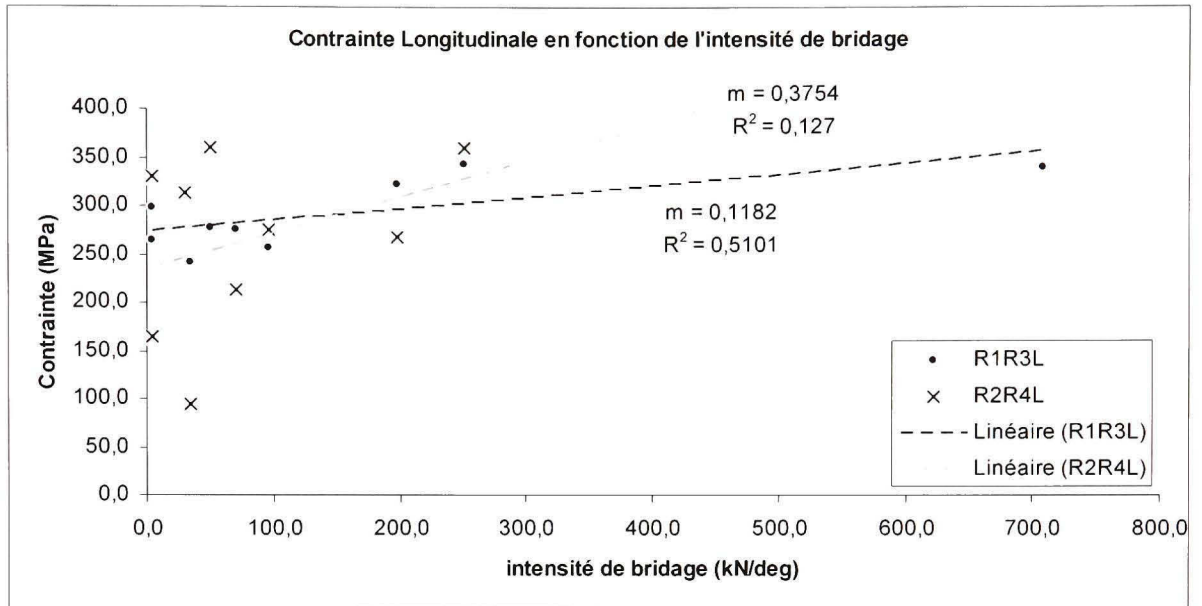


Figure 5.9 Relation entre les contraintes longitudinales et l'intensité de bridage selon l'axe horizontal (Z).

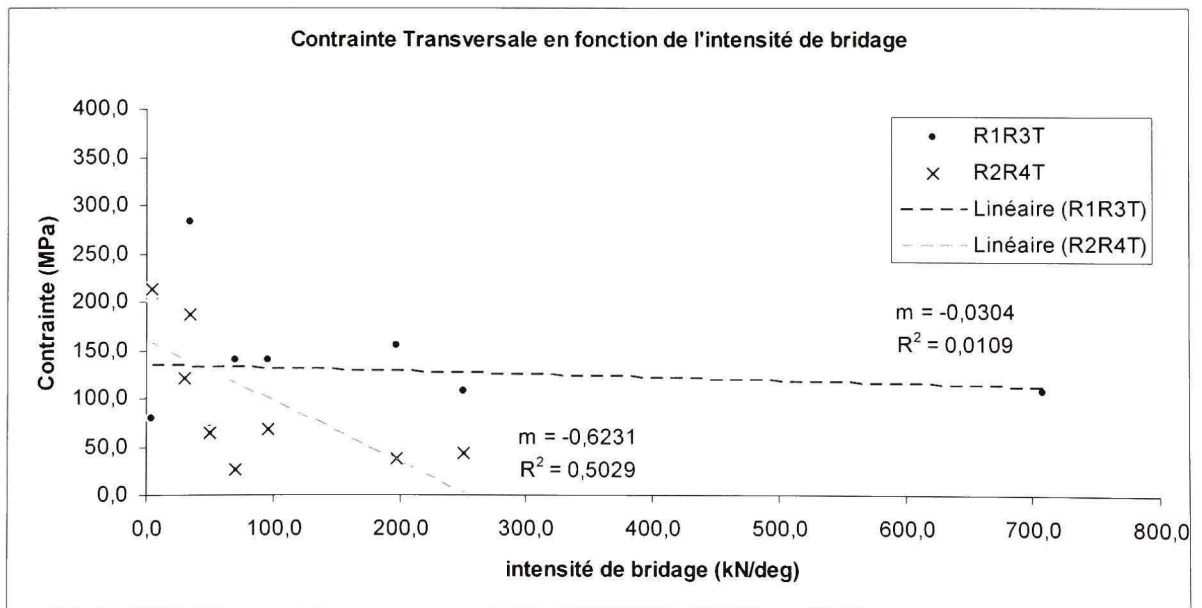


Figure 5.10 Relation entre les contraintes transversales et l'intensité de bridage selon l'axe horizontal (Z).

Pour ce troisième cas, les droites de régression obtenues montrent une correspondance avec les points de mesure comparable à celles des figures précédentes. Par exemple, sur la Figure 5.9, R^2 est 0.5101 et 0.127 pour les droites R1R3L et R2R4L respectivement. La pente de ces droites indique aussi, comme dans les cas précédents, qu'une augmentation de l'intensité du bridage conduit à un accroissement du niveau des contraintes longitudinales mesurées ($m_{R1R3L} = 0.1182$ et $m_{R2R4L} = 0.3754$). Toutefois, la relation est moins marquée que dans le premier cas (Figure 5.5). Enfin, la Figure 5.10 indique, comme les figures précédentes, qu'aucune relation évidente n'apparaît entre ces contraintes transversales et l'intensité du bridage, si ce n'est qu'une faible relation inverse.

Il faut donc en conclure que le niveau des contraintes mesurées à la position des jauges est possiblement influencé par d'autres paramètres. Par exemple, les deux points les plus à gauche des graphiques des Figures 5.5 et 5.10 correspondent à l'épaisseur de plaque verticale la plus faible. Il est permis de penser que le niveau d'énergie de soudage et leur capacité moins grande à évacuer la chaleur contribuent à hausser la température de ces essais, et donc à influencer la valeur finale des contraintes générées.

En somme, les mesures expérimentales obtenues ne peuvent prouver l'existence d'un lien entre l'intensité de bridage d'un assemblage en T soudé et le niveau de contraintes résiduelles. Toutefois, la contribution d'autres phénomènes (thermique notamment) à l'augmentation ou à la diminution des contraintes résiduelles à la position des jauges lors des mesures demeure à définir. Par exemple, la séquence de soudage serait un élément à étudier.

5.2 Résultats expérimentaux pour la méthode des contours

La méthode des contours est une approche qui permet de calculer les contraintes internes d'un corps à partir du champ de déplacement mesuré sur une surface intérieure du solide. Après avoir sectionné le volume à étudier, les contraintes internes relâchées induisent un champ de déplacements mesurables et directement proportionnel à celles-ci.

5.2.1 Comparaison des résultats de simulation par la MEF et la MCP

Afin d'illustrer davantage l'utilisation de la MCP pour le calcul des contraintes résiduelles par la méthode des contours, les résultats du premier essai (plaques horizontale et verticale de 1 po d'épaisseur chacune TH1TV1) seront aussi traités par la MEF.

Le programme développé pour appliquer la MCP ne permet pas d'inclure une fissure interne. Dans le cas présent, en raison d'une pénétration partielle de la soudure dans le joint en T, une fissure subsiste entre les plaques jointes. Il est donc nécessaire de poser l'hypothèse que cette fissure a un effet mineur sur la distribution des contraintes résiduelles de soudage dans les régions d'amplitude maximale. L'hypothèse est par ailleurs vérifiée à l'aide de simulations MEF. La Figure 5.11 montre les simulations par la MEF réalisées pour les cas avec et sans fissure entre les plaques jointes.

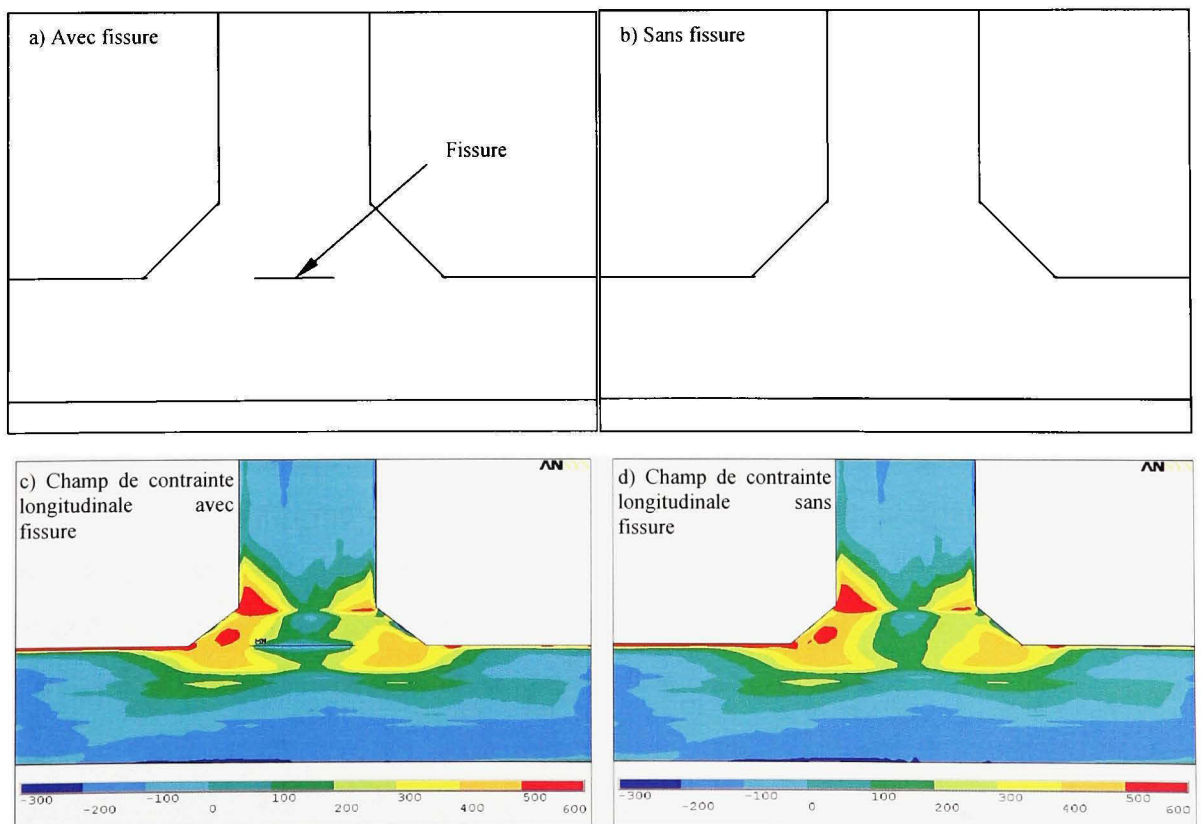


Figure 5.11 Usage d'un modèle d'éléments finis sans fissure.

Comme on peut le voir, la fissure n'a qu'un effet local sur les contraintes calculées et demeure sans conséquence dans les zones de valeur maximale. Il est alors permis de comparer le modèle MEF comportant une fissure au modèle de simulation MCP sans cette fissure. Le même champ de déplacements est ainsi traité à l'aide de la MCP. La Figure 5.12 permet d'apprécier le résultat du calcul par la méthode décrite dans ce document. Les distributions ainsi que les amplitudes des champs de contraintes normales sont comparables entre la MEF et la MCP.

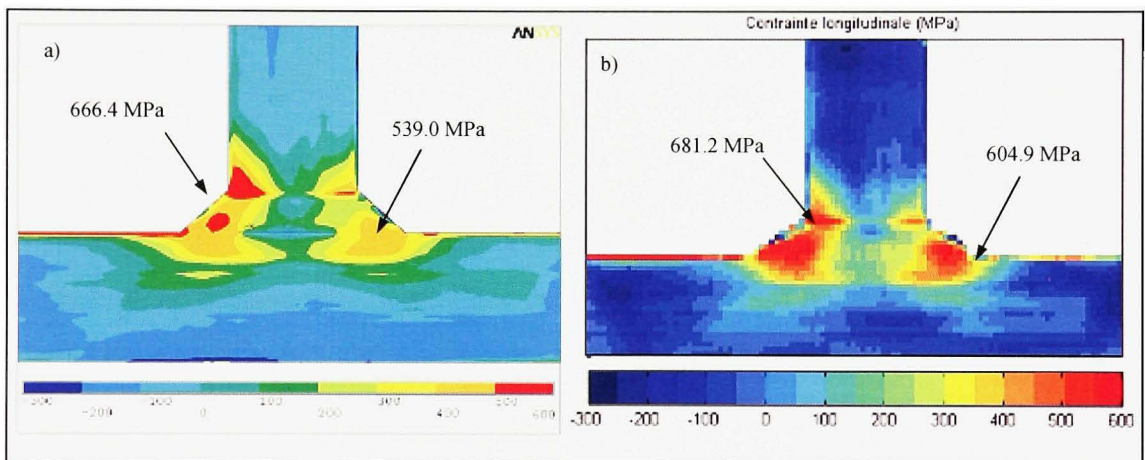


Figure 5.12 Champ de contraintes calculées par MEF

(a) et par MCP (b) pour l'essai 1 ($t_h = 1\text{po.}$ $t_v = 1\text{po.}$)

Cette comparaison des résultats des deux méthodes de calcul démontre clairement que la MCP est tout aussi adaptée que la MEF pour le calcul des contraintes internes par la méthode des contours et ce, même en présence d'une fissure importante. De plus, comme il a été spécifié plus tôt, le temps de calcul nécessaire pour solutionner le système demeure un avantage. Ainsi, pour ce dernier exemple, les temps de calcul ont été de 77 minutes pour la MEF et de 40 minutes pour la MCP, ce qui représente un gain de 48%.

5.2.2 Présentation des résultats de simulation par la MCP

Calculs des contraintes résiduelles

Cette section du document présente les résultats des calculs des contraintes résiduelles de tous les essais effectués. Comme ces champs de contraintes résiduelles sont obtenus à partir de la méthode des contours, il s'agit de contraintes normales au plan de coupe, donc de contraintes longitudinales (direction Z parallèle au cordon de soudure). Les Figures 5.13 à 5.18 sont des vues rapprochées et centrées de la jonction entre les 2 plaques. Les images complètes comprenant les zones non raffinées du maillage sont présentées aux Annexes II à VI.

La Figure 5.14 montre le champ de contraintes calculées par la MCP sur l'essai constitué d'une plaque horizontale de 1 po et d'une plaque verticale de 3 po. À la position $Y = 32\text{mm}$, on remarque une discontinuité importante dans le champ de contraintes. Afin d'identifier l'origine de cette perturbation, le calcul est repris avec la MEF. La Figure 5.15 présente donc les résultats obtenus pour le même champ de déplacements. On peut voir que la distribution des contraintes résiduelles de soudage calculées par la MEF s'apparente aux résultats obtenus par la MCP. En conséquence, il devient difficile de cerner la source de cette perturbation. Les résultats de cet essai, bien que conservés dans l'étude, seront considérés avec un niveau de fiabilité plus faible.

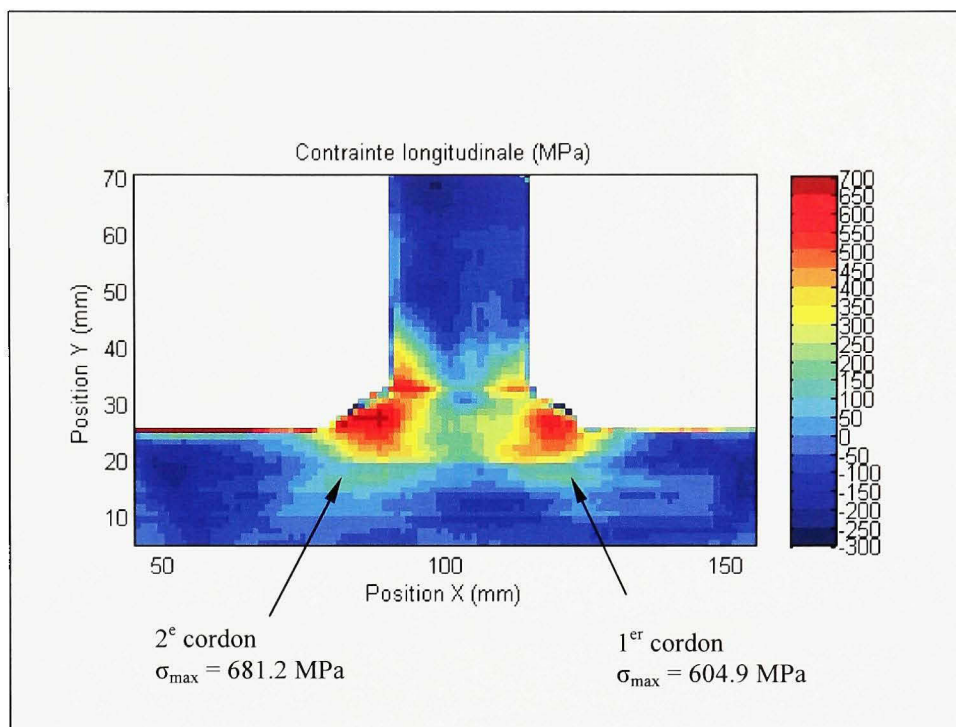


Figure 5.13 Champ de contraintes calculées par la MCP pour l'essai 1 (th = 1po. tv = 1po.)

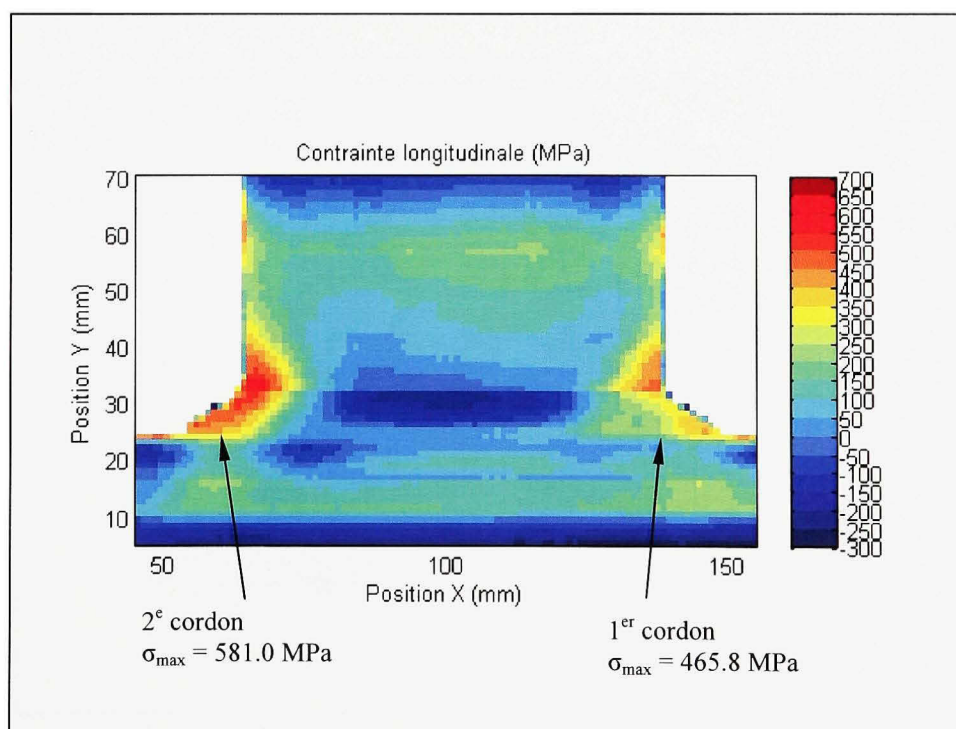


Figure 5.14 Champ de contraintes calculées par la MCP pour l'essai 2 (th = 1po. tv = 3po.)

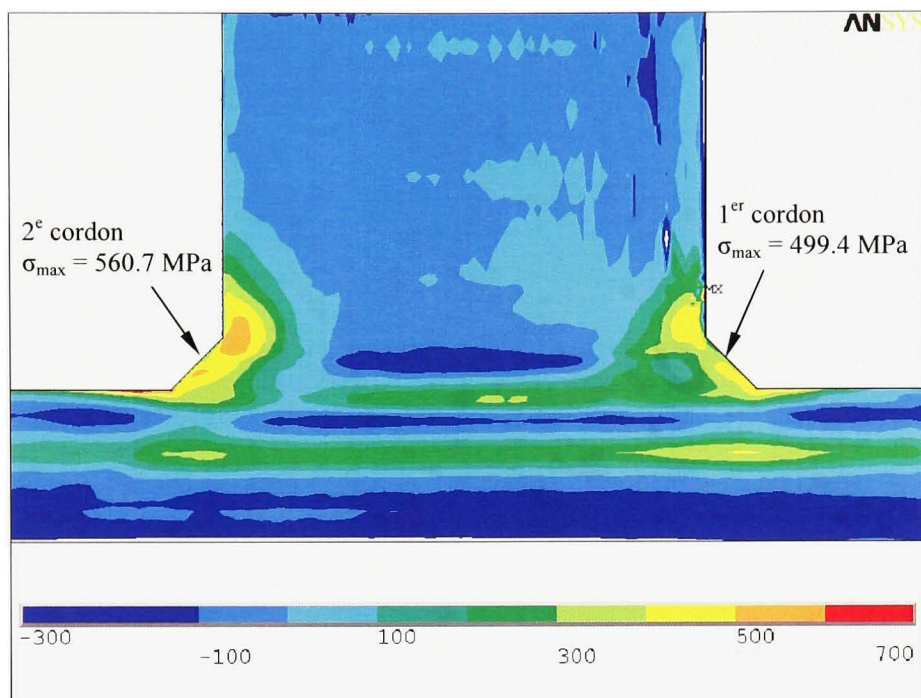


Figure 5.15 Champ de contraintes obtenues par la MEF pour l'essai 2 (th = 1po. tv = 3po.)

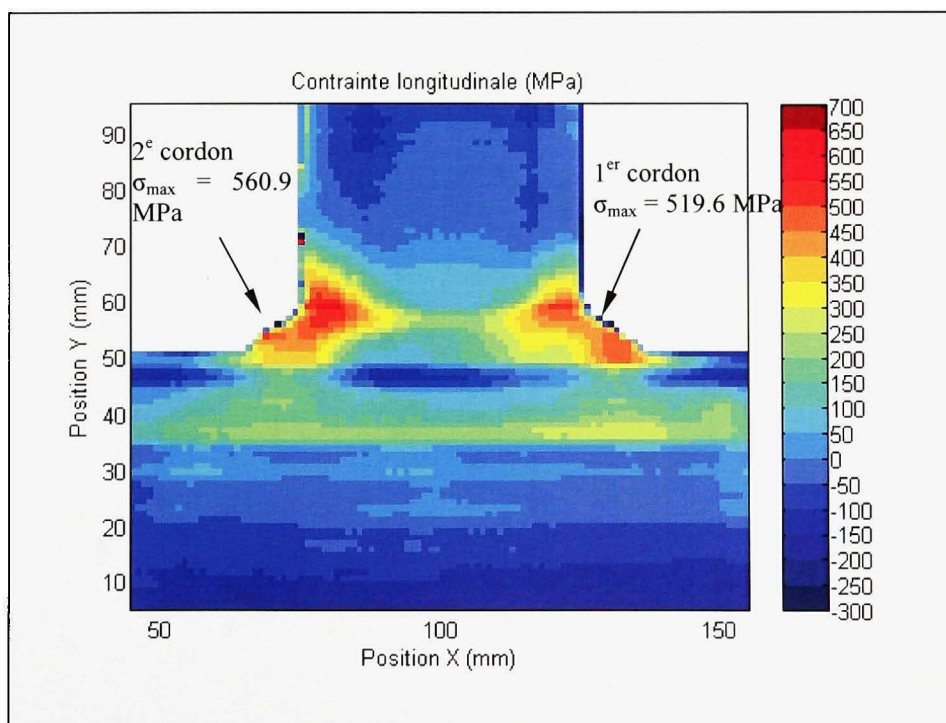


Figure 5.16 Champ de contraintes calculées par la MCP pour l'essai 3 (th = 2po. tv = 2po.)

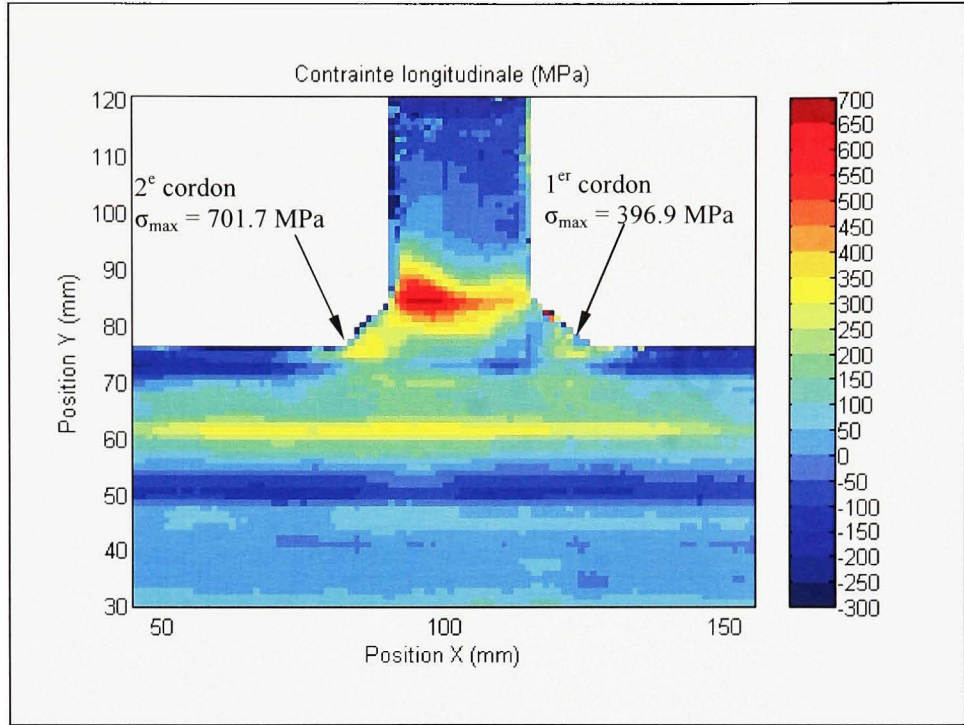


Figure 5.17 Champ de contraintes calculées par la MCP pour l'essai 4 (th = 3po. tv = 1po.)

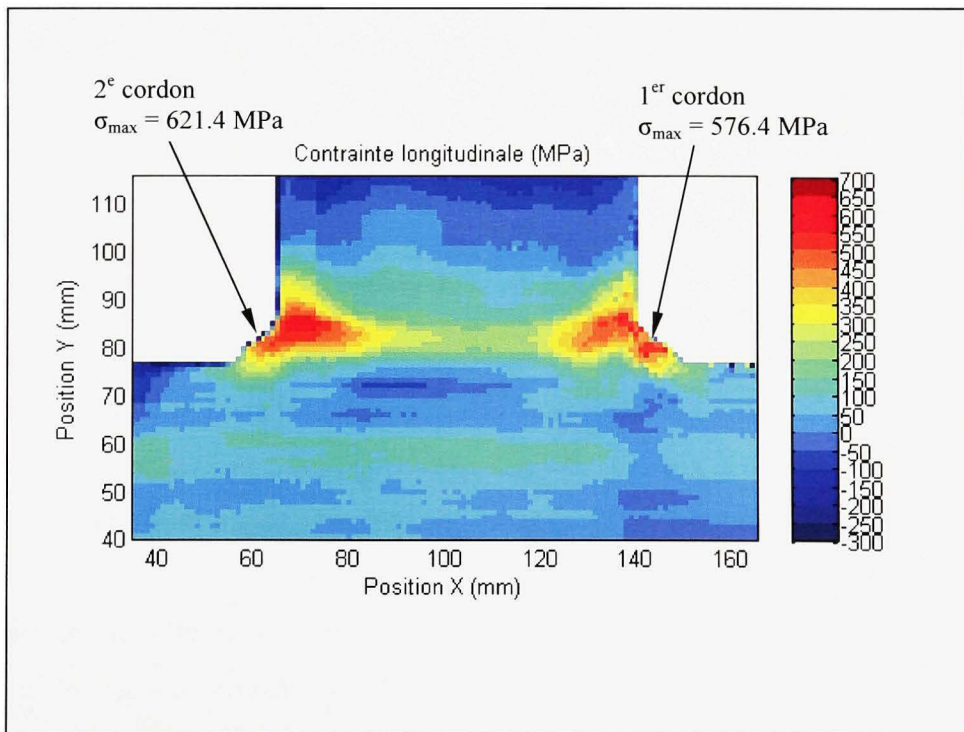


Figure 5.18 Champ de contraintes calculées par la MCP pour l'essai 5 (th = 3po. tv = 3po.)

Les Figures 5.11 à 5.18 montrent que le champ des contraintes se concentre près des coins du cordon déposé. Il est donc légitime de croire que de par sa géométrie, ce type de joint est prédisposé à une concentration de contraintes. La simulation par éléments finis présentée à la Figure 5.19 a été réalisée dans le but d'illustrer la présence du concentrateur de contraintes. Un effort en flexion autour de l'axe Z (cordon) ($M = 13.7 \text{ N}\cdot\text{m}$) a été appliqué à la plaque verticale du montage. Les dimensions employées sont montrées sur la figure. Les résultats montrent bien l'effet de la présence des concentrateurs de contraintes (c.c.) dans les coins du joint. L'ampleur de la concentration de contraintes est par ailleurs influencée par les dimensions des plaques relativement aux dimensions du cordon de soudure.

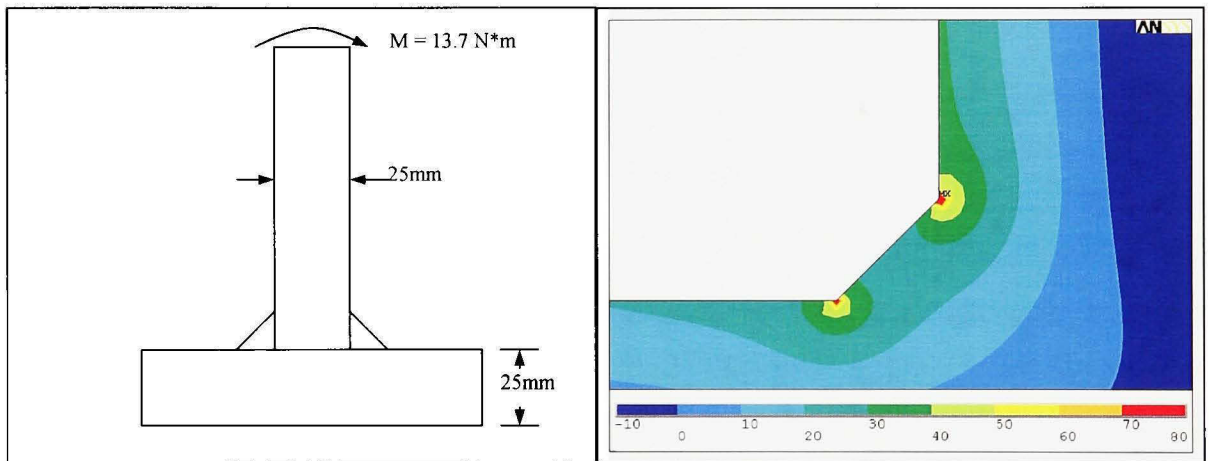


Figure 5.19 Effet sur la contrainte longitudinale des concentrateurs de contraintes d'un joint en T.

La géométrie finale du joint influence ainsi la répartition des contraintes longitudinales de soudage. Cette contribution se superpose aux effets thermiques et d'intensité du bridage pour définir le champ de contraintes obtenues par la méthode des contours.

Les contraintes longitudinales maximales calculées par la méthode des contours pour le premier et le second cordon de chacun des essais sont compilées au Tableau 5.3. Contrairement aux lectures de jauges de déformation présentées plus tôt (où les contraintes des rosettes R1 et R2 étaient mesurées avant la deuxième passe de soudage), l'état de

contraintes calculées par la méthode des contours est l'état final. Le relâchement thermique des contraintes du premier cordon lors du soudage du second cordon ne peut donc pas être dissocié; les plaques ont été sectionnées à la fin de chaque test.

Tableau 5.3 Contraintes longitudinales maximales calculées par la méthode des contours pour chacun des essais

	Contraintes longitudinales maximales [Mpa]				
	TH1_TV1	TH1_TV3	TH2_TV2	TH3_TV1	TH3_TV3
1^{er} cordon	604,9	465,8	519,6	396,9	576,4
2^e cordon	681,2	581,0	560,9	701,7	621,4

Il est possible d'observer à partir des contraintes calculées par la méthode des contours et présentées au Tableau 5.3 que l'augmentation de l'intensité de bridage entre les cordons 1 et 2 combinée aux effets thermiques énoncés plus tôt favorise des contraintes résiduelles dans le deuxième cordon de soudure par rapport au premier. Les coefficients de bridage calculés précédemment montrent clairement que l'ajout de matière joignant les plaques de base lors du soudage du premier cordon augmente la rigidité de l'assemblage. Par ailleurs, les mesures des contraintes résiduelles ont conduit, dans tous les cas, à des valeurs plus élevées dans les seconds cordons. La Figure 5.20 montre ce phénomène en reliant par une droite distincte pour chaque essai l'amplitude des contraintes maximales dans le cordon 1 et le cordon 2. Le graphique est tracé uniquement pour l'intensité du bridage calculé selon la méthode de Boellinghaus et al. [22]. Toutefois, il demeure que ce graphique est à considérer avec réserve, puisque la contribution des divers phénomènes en présence ne peut être distinguée, les mesures réalisées dans le cordon 1 représentant l'état final.

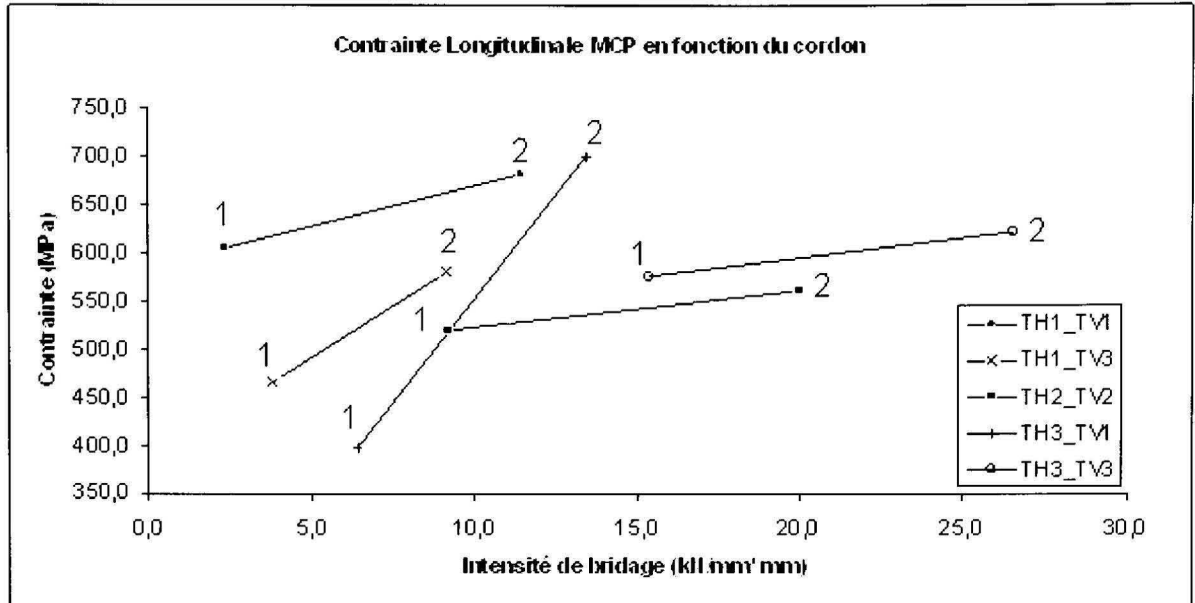


Figure 5.20 Correspondance entre l'intensité de bridage et la contrainte longitudinale des deux cordons.

L'effet du bridage illustré à la figure précédente n'était pas perceptible à partir des données recueillies des jauges de déformation, leur distance du cordon ne permettant pas de décrire avec précision l'état de contrainte réel dans la zone critique. La Figure 5.21 illustre la discussion en montrant la position réelle des rosettes par rapport au champ de contraintes longitudinales calculées par la méthode des contours pour les cas TH1_TV1 et TH3_TV3.

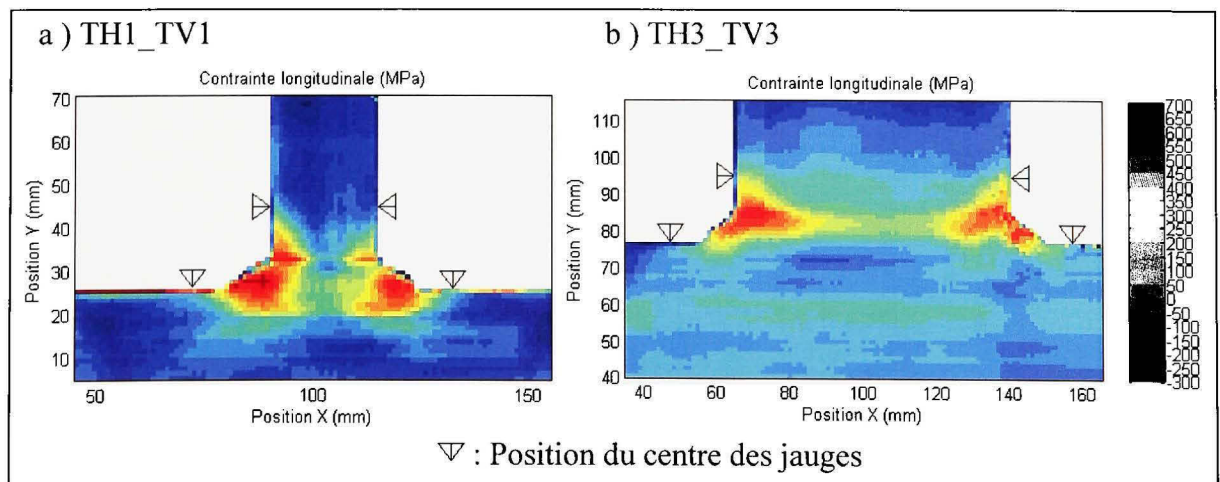


Figure 5.21 Position des jauges et contraintes calculées par la méthode des contours.

Dans plusieurs cas, les contraintes maximales présentées au Tableau 5.3 surpassent la limite élastique du métal de base et du métal d'apport ($S_{y\text{métal de base}} = 312.5 \text{ MPa}$, $S_{y\text{ métal d'apport}} = 505 \text{ MPa}$). La méthode des contours considère le champ de déplacements produit lors de la coupe élastique. Or, il est tout à fait probable que l'historique thermique lié à l'opération de soudage modifie les limites élastique et ultime du matériau par un changement de microstructure ou une déformation plastique, ce qui redéfinit le domaine élastique du matériau. Afin d'établir les propriétés des zones affectées, des mesures de microdureté ont été réalisées sur l'essai TH3_TV1. Celui-ci affiche la contrainte maximale la plus élevée. La section suivante présente l'évaluation des propriétés des matériaux utilisés.

Évaluation des propriétés des matériaux

Une des surfaces créées lors de la coupe EDM a été sectionnée de façon à isoler les deux cordons de soudure et une partie des plaques de base. La Figure 5.22 présente les sections sur lesquelles les mesures ont été effectuées. Une attaque au nital 2% permet de voir les cordons de soudure ainsi que les zones affectées thermiquement. Ces régions ont été mises en évidence à l'aide de traits de couleur. On y voit aussi l'arrangement des indentations réalisées.

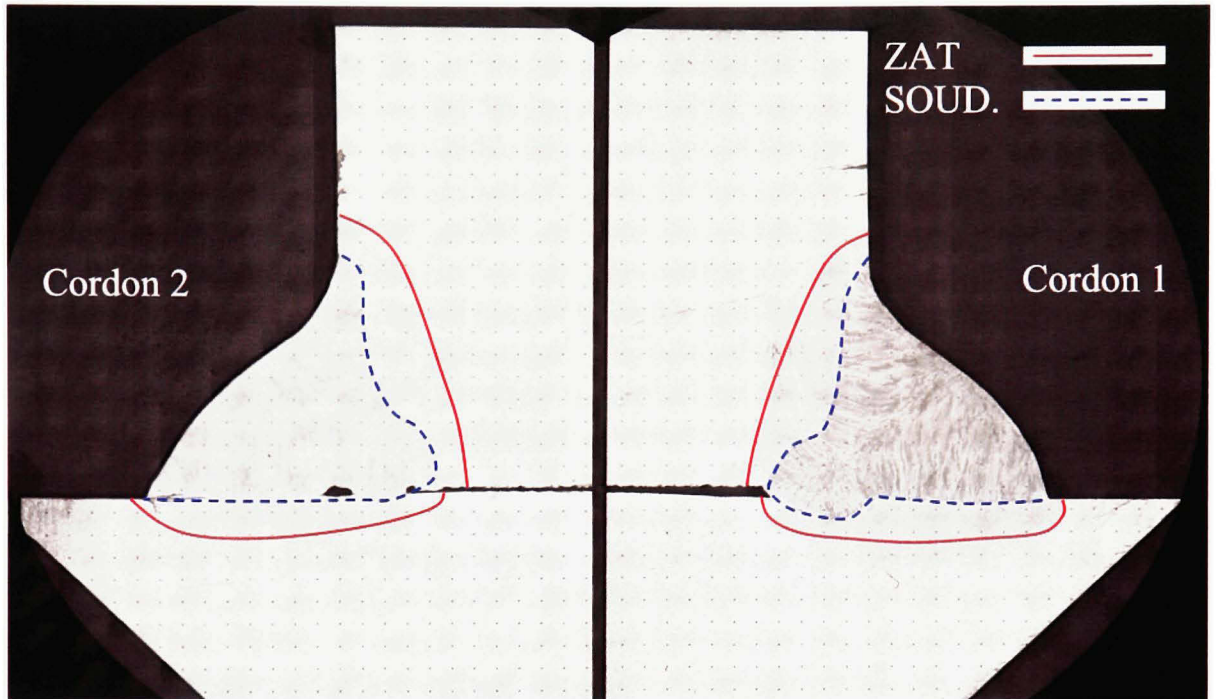


Figure 5.22 Cordons de soudure et disposition des mesures de dureté (attaque nital 2%).

Les mesures de microdureté ont été réalisées à l'aide d'un appareil Clemex MMT-X7. Les indentations de la figure précédente ont été pratiquées avec une charge de 300 grammes et sont espacées de 1000 μm , totalisant 925 mesures. Les résultats de ces mesures de microdureté sont présentés à la Figure 5.23.

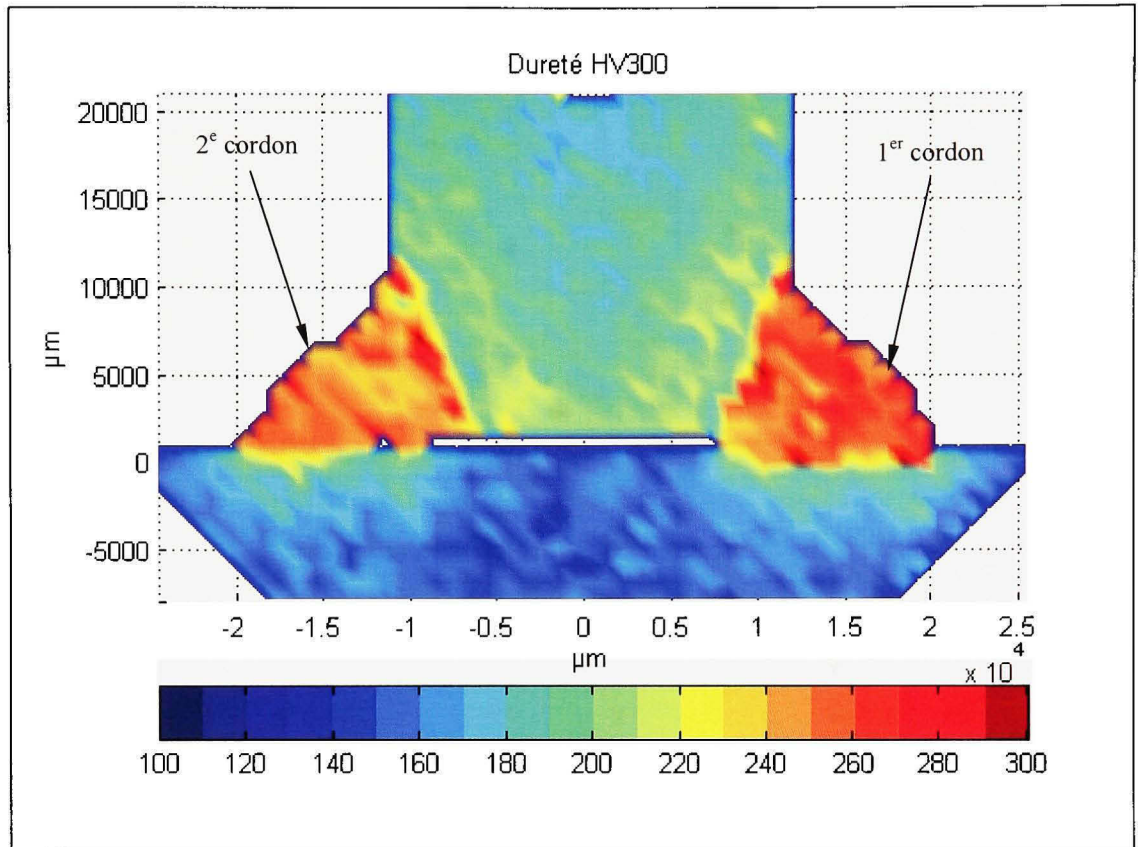


Figure 5.23 Mesures de microdureté sur la surface de l'essai TH3_TV1

La Figure 5.23, montre que les duretés maximales sont situées dans les cordons de soudure et les zones affectées thermiquement. On y observe aussi une dureté plus importante dans la plaque verticale. En effet, des duretés dépassant 220 Vickers sont enregistrées dans cette plaque, et ce, même à l'extérieur des zones affectées par les soudures. D'autres mesures de dureté effectuées plus loin sur la plaque verticale indiquent qu'il s'agit d'un durcissement localisé. En effet, les mesures de dureté à l'autre extrémité de la plaque verticale indiquent 87 HRB. Cette dernière valeur est toutefois plus élevée que la dureté normale d'un acier AISI 1020. Les plaques de 2 et 3 po ont quant à elles affichées des duretés de 80 et 79.5 HRB respectivement. Il y a donc une variation importante de dureté entre les plaques de base de dimensions différentes. Des métallographies des aciers constituant les plaques de 1 po et 3 po sont présentées à la Figure 5.24.

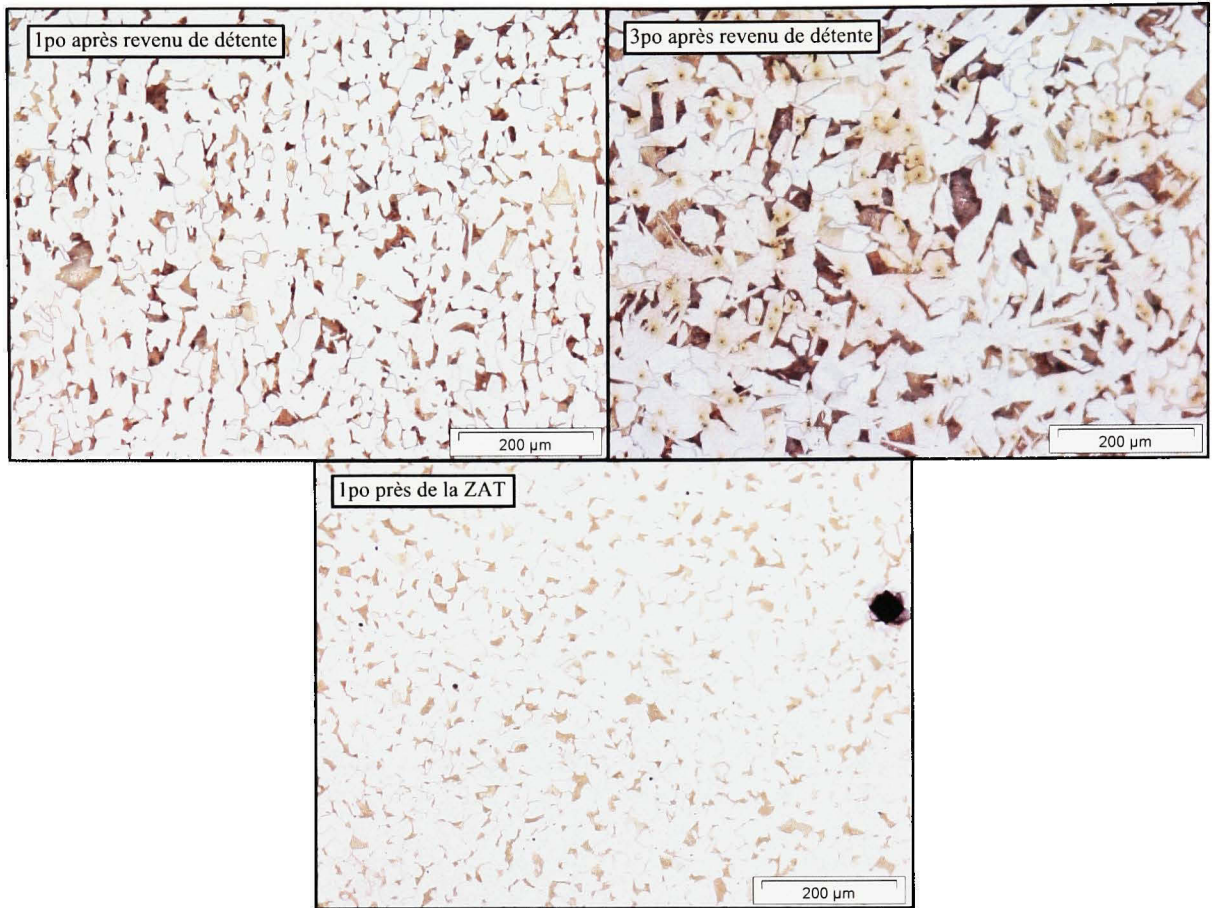


Figure 5.24 Métallographies avec un grossissement de 100X des plaques étudiées selon le plan transversal.

On observe sur la figure précédente que la taille des grains est différente entre la plaque de 1 po et celle de 3 po. En effet, la mesure de la taille des grains révèle une taille moyenne de $20\mu\text{m}$ sur la plaque d'un pouce après le traitement thermique de relaxation des contraintes, de $18\mu\text{m}$ sur la même plaque près de la zone affectée thermiquement après le soudage et de $33\mu\text{m}$ sur la plaque de 3 po près de la ZAT. Bien entendu, la taille des grains d'un acier est un facteur à considérer en ce qui concerne ses propriétés mécaniques. Les joints de grains plus nombreux bloquent le déplacement des dislocations, ce qui augmente les limites élastique et ultime du matériau ainsi que sa résilience. C'est ce qui est traduit par la relation de Hall-Petch liant la limite élastique à la taille des grains. En ce sens, les plaques de 1 po ont nécessairement une limite élastique plus élevée. Des essais de traction sont conduits sur le

matériau constituant les plaques de 1 po. La Figure 5.25 montre la courbe résultant de ces essais ainsi que la courbe des plaques de 2 po.

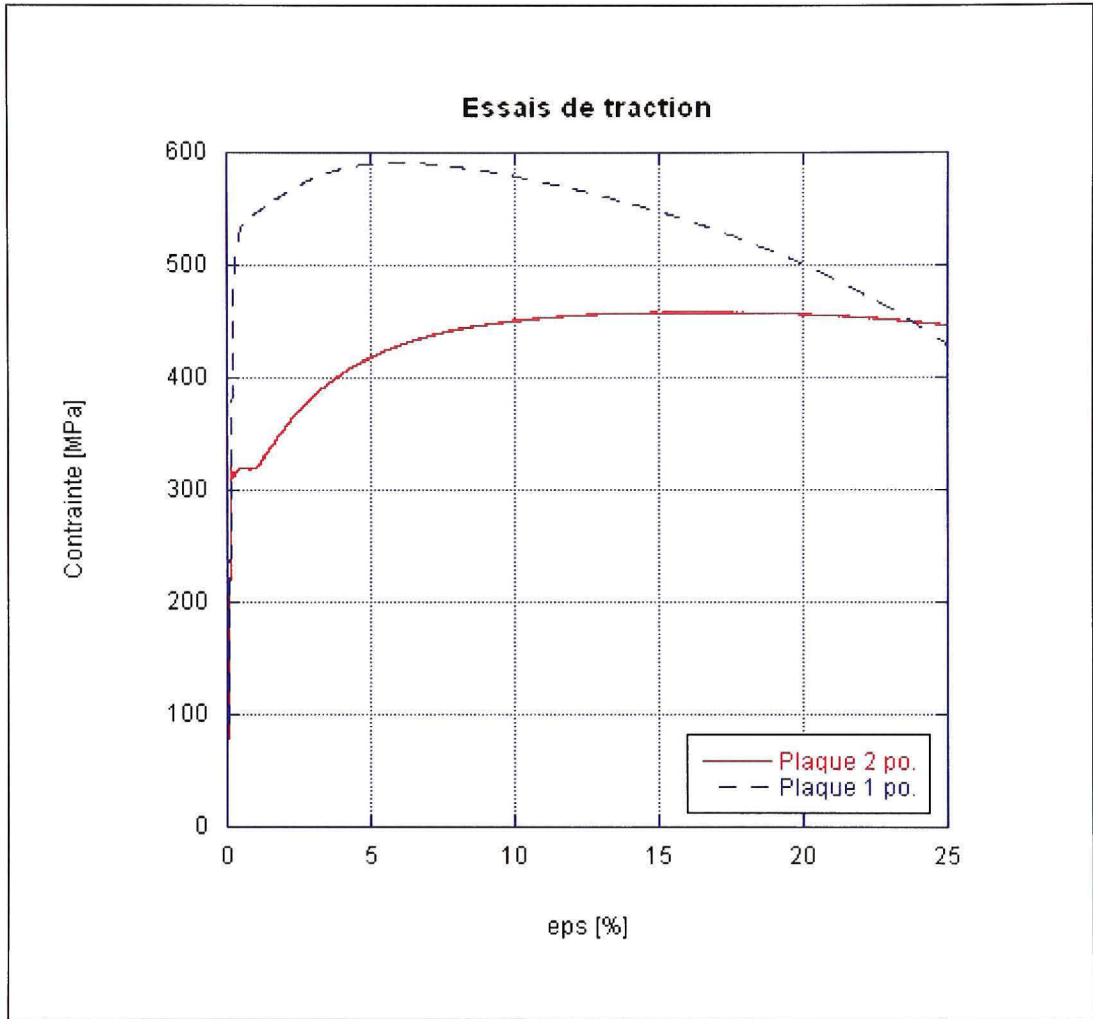


Figure 5.25 Courbe des essais de traction réalisés sur le matériau des plaques de 1 po. et de 2po.

On constate sur la figure précédente que le matériau des plaques d'un pouce montre des propriétés mécaniques beaucoup plus grandes. On observe des limites élastique et plastique de 503 MPa et 569 MPa respectivement pour les plaques de 1 po. Les plaques de 2 pouces présentent quant à elles une limite élastique de 312 MPa et une limite ultime de 455 MPa.

À partir des mesures de microdureté présentées à la Figure 5.23, il est possible d'évaluer la limite ultime du matériau. Une étude de Pavlina et al. [36] établit une relation linéaire entre la dureté Vickers (HV) et la limite ultime (UTS) d'un matériau. Ceci permet de calculer en chaque point de la surface la limite ultime correspondant à la mesure de dureté. L'équation (5.1) donne cette relation, alors que la Figure 5.26 présente la répartition des limites ultimes dans la surface étudiée.

$$UTS = -99.8 + 3.734(HV) \quad (5.1)$$

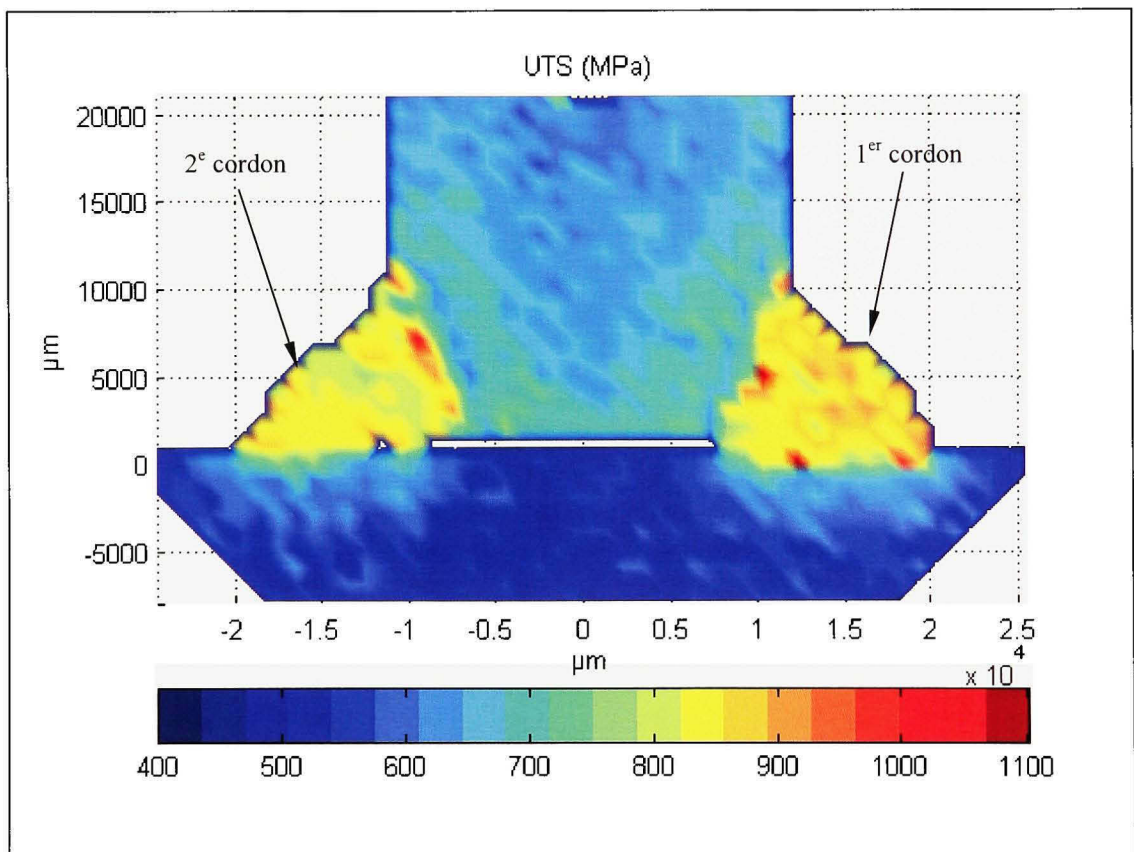


Figure 5.26 Limite ultime des matériaux sur la surface de l'essai TH3_TV1

La figure précédente montre que la limite ultime du matériau de la plaque verticale de 1 po est supérieure à celle définie lors des essais de traction sur le métal de base discuté plus tôt. À l'endroit où la contrainte maximale est calculée, la limite ultime se situe à 720 MPa, permettant au matériau de soutenir la contrainte maximale calculée par la méthode des

contours. Enfin, on peut aussi observer sur la Figure 5.26 que le revenu réalisé sur le premier cordon par le dépôt du deuxième n'influence pas les propriétés du matériau bien qu'il ait affecté le niveau des contraintes résiduelles. En effet, les mesures de microdureté témoignent d'un matériau dont les propriétés mécaniques ont évolué, alors que le niveau de contraintes calculées par la méthode des contours pour le premier cordon demeure inférieur à la nouvelle limite ultime du matériau. Rappelons que les mesures de déformation des jauges en cours de soudage témoignaient d'un revenu de détente des contraintes résiduelles dans le premier cordon.

Il est aussi pertinent de vérifier si cet effet se répète dans l'autre essai comportant des plaques de 1 po. d'épaisseur, et s'il est visible lorsque des plaques verticales de plus grandes dimensions sont utilisées. Les Figures 5.27 et 5.28 présentent les mesures de microdureté effectuées sur les essais TH1_TV1 et TH3_TV3 respectivement.

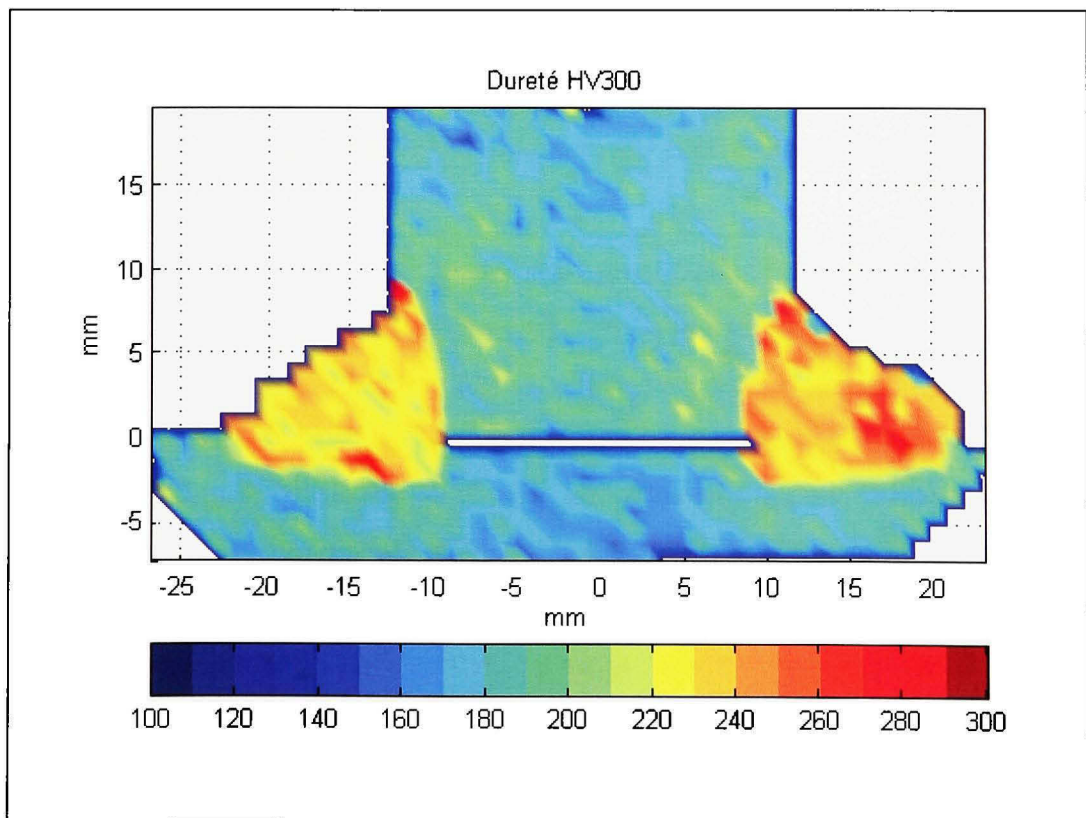


Figure 5.27 Mesures de microdureté sur la surface de l'essai TH1_TV1

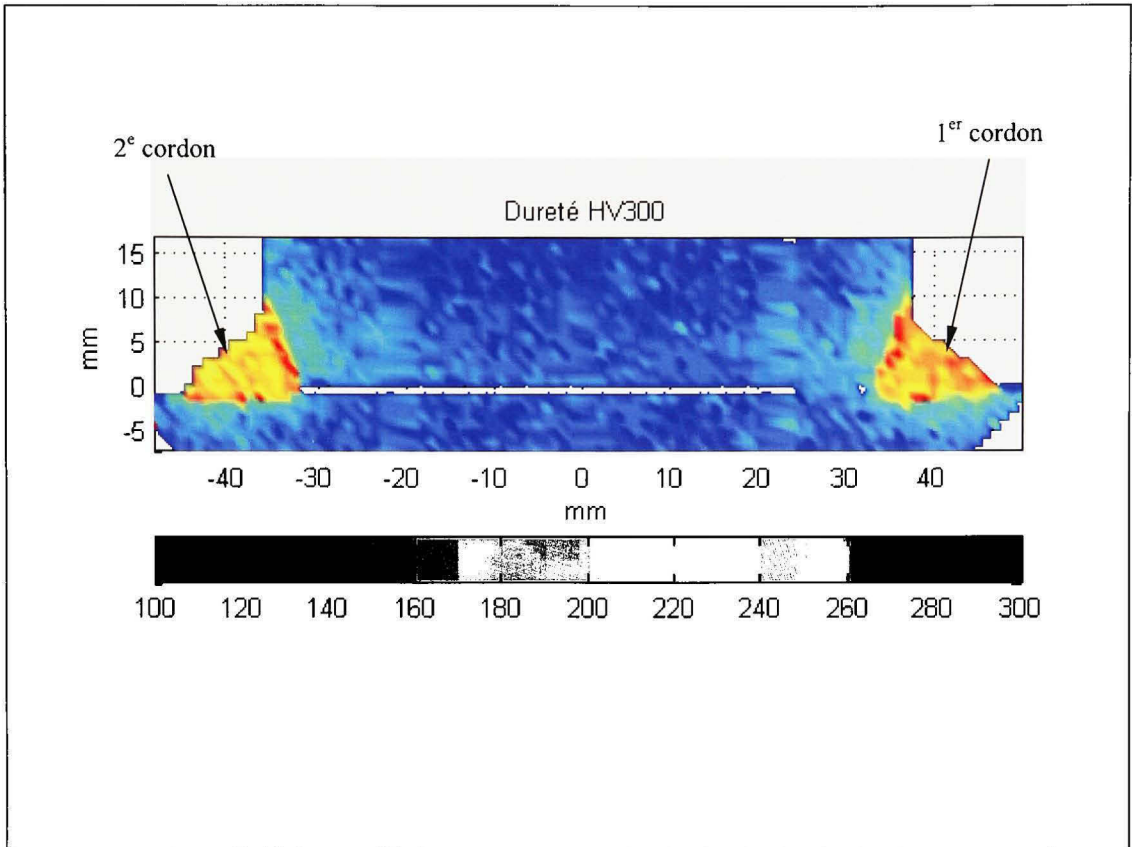


Figure 5.28 Mesures de microdureté sur la surface de l'essai TH3_TV3

On constate, en observant les deux figures précédentes, que le phénomène de durcissement des plaques n'apparaît que dans les plaques de 1 po d'épaisseur et plus particulièrement dans la plaque verticale. Il est possible que lors du dépôt des cordons de soudure, l'augmentation du niveau de contraintes porte le matériau à se déformer plastiquement, modifiant ainsi ses propriétés mécaniques. En effet, il a déjà été démontré qu'un champ de contraintes résiduelles en tension peut générer une augmentation substantielle de la dureté [37] et par conséquent l'amélioration des propriétés mécaniques du matériau. Aussi, les propriétés mécaniques des matériaux constituant les plaques varient selon l'épaisseur des plaques utilisées. Cette hétérogénéité influence nécessairement les résultats des essais de soudage. En effet, deux matériaux ayant des lois de comportement différentes ne subiront pas le même niveau de contraintes en fonction de déformations équivalentes. Le module plastique étant beaucoup plus faible que le module élastique, un niveau de contraintes moindre est généré

par la déformation plastique. La contrainte d'écoulement des matériaux devient alors un paramètre important puisqu'elle indique à quel moment le domaine plastique de déformation est atteint. Il en résulte que pour un même niveau de déformation plastique, le matériau ayant la contrainte d'écoulement la plus élevée devrait subir une contrainte supérieure. Dans le cas de la présente étude, il a été démontré que les contraintes d'écoulement et ultime des plaques de 1po sont nettement supérieures à celles des plaques plus épaisses, leur permettant de générer des contraintes résiduelles plus élevées.

Contraintes résiduelles calculées et intensité de bridage.

La Figure 5.29 présente les valeurs maximales des contraintes calculées par la méthode des contours pour les deux cordons en fonction de l'intensité de bridage calculée selon l'approche de Boellinghaus et al. [22]. Le graphique présente aussi la droite de régression linéaire ainsi que le coefficient de corrélation (R^2) et la pente (m) associés.

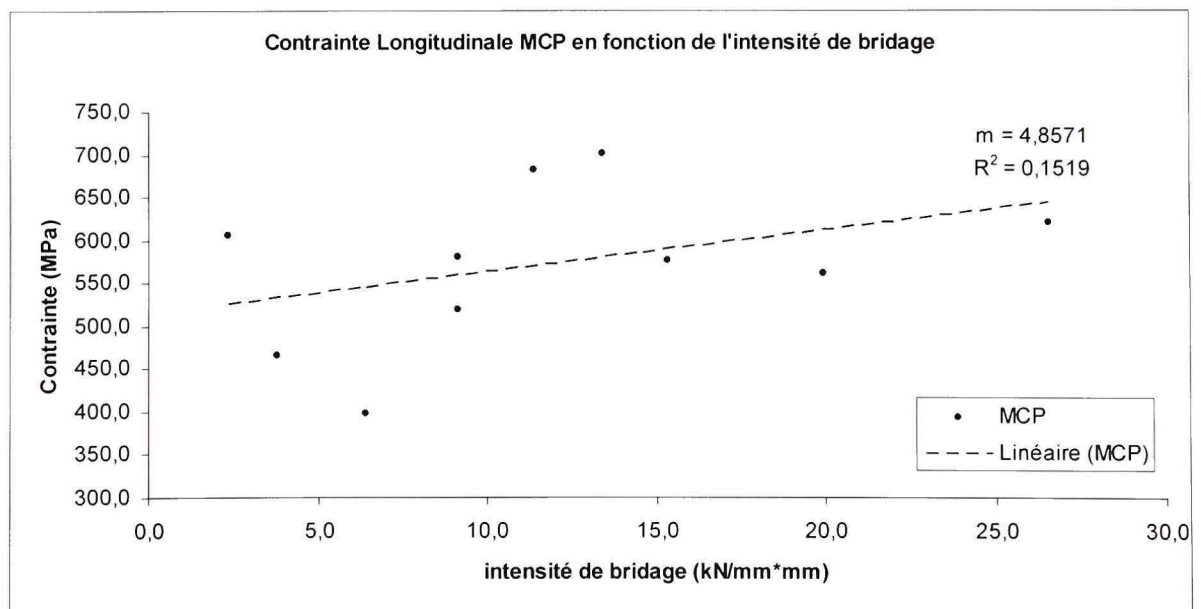


Figure 5.29 Relation entre le niveau de contraintes maximal MCP et l'intensité de bridage calculée selon Boellinghaus et al. [22].

Le graphique précédent montre une relation entre l'intensité de bridage et l'augmentation du niveau de contraintes dans un joint soudé ($m = 4.8571$). Cependant, la faiblesse de la régression ($R^2 = 0.1519$) ne permet pas de confirmer ce lien. De plus, il faut considérer que les contraintes longitudinales obtenues pour les premiers cordons sont influencées par les effets thermiques du dépôt du second cordon de soudure. Ces contraintes ont donc été relaxées, comme il en a été discuté précédemment. Il est donc opportun de présenter les contraintes des 2 cordons séparément.

La Figure 5.31 illustre donc les mêmes points de mesure qu'à la Figure 5.29, mais cette fois, regroupés par cordon. De plus, comme les contraintes maximales enregistrées n'apparaissent pas toujours au même endroit dans les cordons, il est suggéré de réaliser aussi des mesures à un endroit prédéterminé. Il est donc choisi de prélever les mesures de contraintes à la jonction des plaques verticale et horizontale, tel que présenté à la Figure 5.30. Pour les raisons énoncées plus haut, ces contraintes ne sont prises que dans le cordon 2. Le premier cordon présente, en effet, moins d'intérêt. Finalement, les droites de régression linéaire ainsi que les pentes (m) et les coefficients de corrélation (R^2) associés sont présentés à la Figure 5.31.

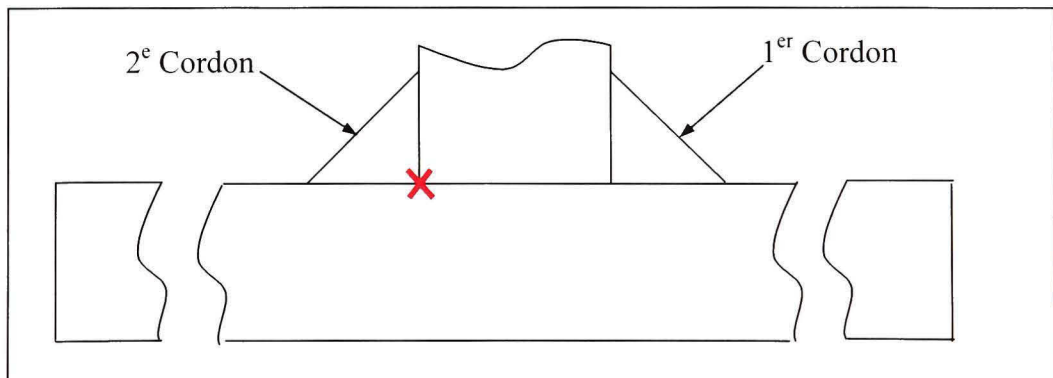


Figure 5.30 Position des contraintes mesurées à un endroit déterminé à l'intérieur des cordons de soudure.

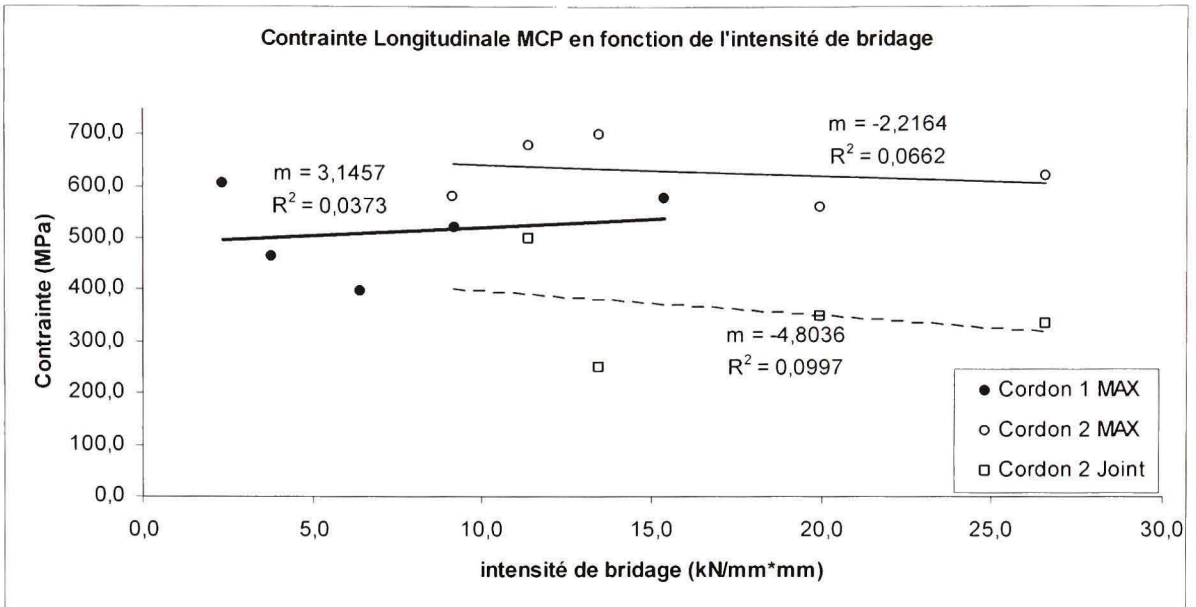


Figure 5.31 Relation entre le niveau de contraintes MCP et l'intensité de bridage calculée selon Boellinghaus et al. [22] pour les cordons 1 et 2 séparément.

On peut constater sur la figure précédente qu'il n'existe pas de relation entre l'intensité de bridage calculée selon la méthode de la référence [22] et le niveau de contraintes résiduelles longitudinales dans les joints de soudure. En observant la droite de régression des contraintes maximales des 1^{ers} cordons de soudure, on remarque une augmentation de la contrainte avec l'accroissement de l'intensité du bridage ($m = 3.1457$). Cependant, le coefficient de régression ($R^2 = 0.0373$) est très faible. Pour les contraintes maximales obtenues des 2^e cordons, en plus du coefficient de régression très faible ($R^2 = 0.0662$), la pente est négative ($m = -2.2164$), ce qui ne permet pas de définir un lien de cause à effet. Cette tendance est aussi observée pour les contraintes prélevées à la jonction des plaques de base. En effet, la droite de régression associée à ces mesures présente aussi une pente négative ($m = -4.8036$) et un coefficient de corrélation très faible ($R^2 = 0.0997$).

Les Figures 5.32 et 5.33 montrent quant à elles les contraintes résiduelles longitudinales de soudage (méthode des contours) des cordons 1 et 2 en fonction de l'intensité du bridage calculé selon les axes Y et Z respectivement. Les droites de régression linéaire ainsi que les coefficients de corrélation (R^2) et les pentes (m) associés y sont aussi présentés.

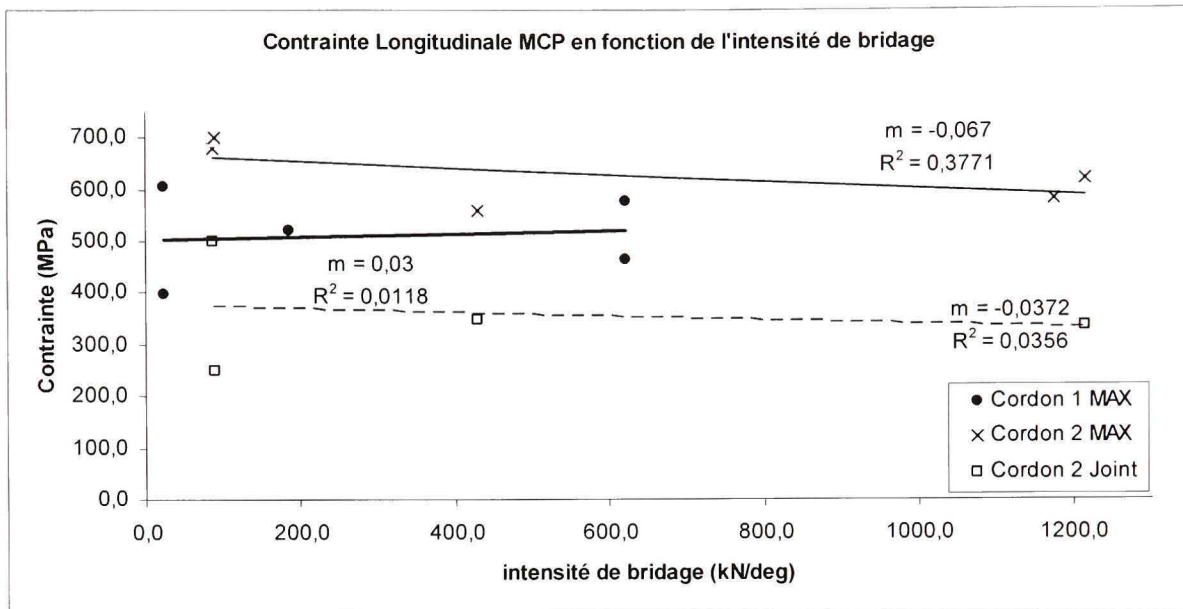


Figure 5.32 Relation entre le niveau de contraintes MCP et l'intensité de bridage autour d'un axe vertical (Y) pour les cordons 1 et 2 séparément.

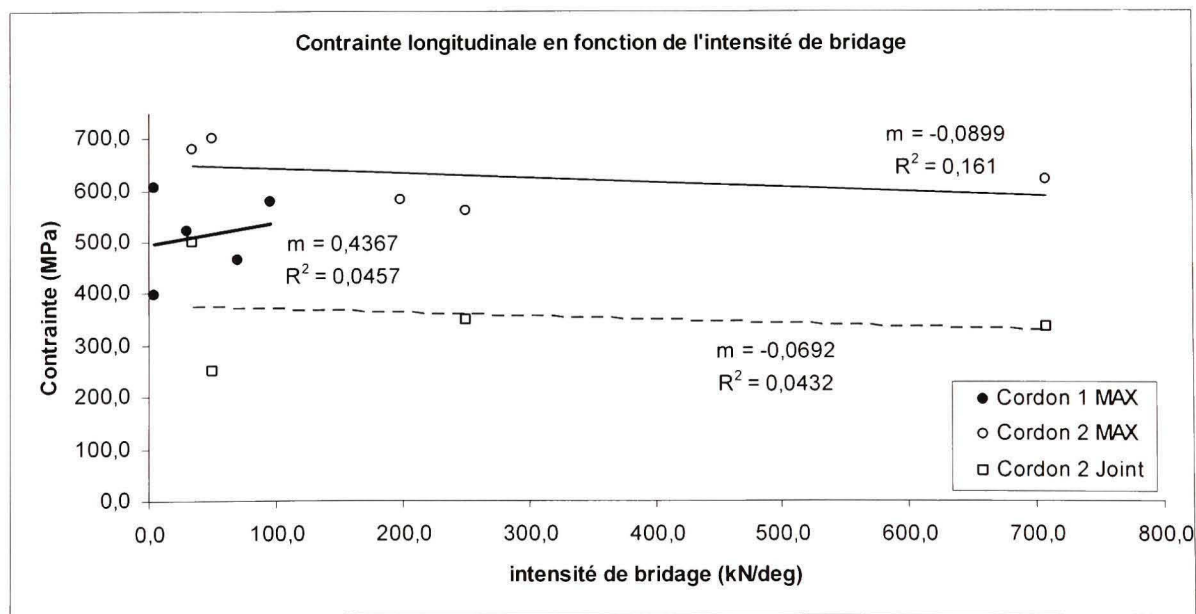


Figure 5.33 Relation entre le niveau de contraintes MCP et l'intensité de bridage autour d'un axe horizontal (Z) pour les cordons 1 et 2 séparément.

Sur ces deux figures, on observe comme à la Figure 5.31 que les pentes des droites de régression des points de mesure des 1^{ers} cordons sont positives ($m = 0.03$ et $m = 0.04367$). Par contre, comme énoncé précédemment, les contraintes des 1^{ers} cordons étant dues aux effets thermiques, ces points de mesure ne représentent pas l'état suivant directement le dépôt d'un cordon de soudure. On peut aussi voir la même tendance que sur la Figure 5.31 en ce qui à trait aux pentes des droites obtenues pour les 2^e cordons. En effet, des pentes négatives ($m = -0.067$ et $m = -0.0898$) sont observables. De plus, les coefficients de régression demeurent très faibles ($R^2 = 0.3771$ et $R^2 = 0.161$) et ne permettent pas de définir clairement l'interaction entre l'augmentation de l'intensité du bridage et le niveau des contraintes résiduelles. Les mêmes tendances sont observables sur les contraintes mesurées à l'intersection des plaques verticale et horizontale des cordons 2. En effet, les pentes sont négatives ($m = -0.0356$ et $m = -0.0432$) et les coefficients de corrélation ($R^2 = 0.0356$ et $R^2 = 0.0432$) sont très faibles. Il est par conséquent fort difficile d'établir le lien entre l'intensité du bridage et le niveau des contraintes résiduelles générées dans les essais réalisés.

Bien que les tendances des mesures présentées aux Figures 5.5 à 5.10 correspondent mieux que les tendances des Figures 5.31 à 5.33, la limitation en température des jauges a forcé le respect d'une distance trop importante entre l'instrumentation et le cordon pour en tirer des mesures efficaces. L'amplitude des contraintes mesurées par jauges demeure en effet relativement faible en comparaison avec les contraintes calculées par la méthode des contours. C'est probablement pourquoi il est difficile d'identifier la relation entre l'intensité de bridage calculée en flexion autour du cordon de soudure (axe Z) et les contraintes mesurées transversalement au cordon. Il est donc recommandé, pour des essais de cette nature, d'éviter ce type d'utilisation des jauges de déformation et de plutôt privilégier d'autres approches expérimentales comme la méthode du trou.

Finalement, il semble que la campagne d'essais proposée dans le cadre de cette étude ne permet pas de définir adéquatement un lien unissant l'intensité de bridage au niveau des contraintes résiduelles des joints de soudage en T. Le présent chapitre a permis, à l'aide des résultats obtenus, de démontrer que d'autres paramètres ont pu avoir eu une influence sur le

niveau des contraintes résiduelles. La disparité des matériaux des plaques de base a probablement influencé les résultats des contraintes obtenues dans les essais impliquant des plaques de 1 po d'épaisseur. D'autre part, l'existence de concentrateurs de contraintes (c.c.) liés aux dimensions des plaques par rapport à celles du cordon de soudure a été soulevée durant cette étude. Pour ces deux raisons, il aurait été préférable d'utiliser une seule dimension de plaques lors des essais et de faire varier l'intensité de bridage par un autre mécanisme.

CONCLUSION

Ce travail de recherche comporte deux objectifs. Le premier est de définir une relation entre l'intensité de bridage et le niveau des contraintes résiduelles de soudage dans un joint en T. Le deuxième objectif est quant à lui de démontrer l'applicabilité de la méthode des cellules de pression (MCP) au calcul des contraintes résiduelles à l'aide de la méthode des contours. Comme aucun logiciel commercial ne propose cette approche, un programme informatique a été développé afin d'effectuer cette tâche. Les résultats des calculs obtenus sont comparés aux résultats tirés d'un logiciel d'éléments finis commercial (Ansys). Les tests de convergence réalisés sur les deux approches de calcul permettent de conclure qu'une taille de cellule quatre fois plus grande que la taille des éléments du modèle MEF permet à la MCP d'obtenir le même niveau de précision. La taille du système à traiter étant moins importante que celle de la MEF, elle confère à la MCP un avantage à l'égard du temps de calcul. De plus, l'ajout d'un facteur de sur-relaxation au programme MCP permet de réduire ses temps de traitement de 26%.

Dans le but d'améliorer la capacité de la MCP à évaluer correctement le champ de contraintes au bord d'une surface libre, un facteur de correction est introduit. Ce facteur permet de réduire à une valeur maximale de 8.4% l'écart entre les déplacements obtenus par la MCP et ceux calculés au moyen de la MEF pour des tests de vérification sévères. Pour vérifier l'applicabilité de la MCP au calcul des contraintes par la méthode des contours, le champ de déplacements obtenus d'une étude publiée par le chercheur Prime [20] a été traité par la MEF et la MCP. Cette validation permet de démontrer les capacités de la MCP en ce qui a trait au calcul des contraintes internes par la méthode des contours. Les résultats obtenus sont comparables à ceux publiés. En effet, pour une précision équivalente à celle des résultats publiés, la MCP exige cinq fois moins de temps de calcul que la MEF.

Afin d'établir la relation entre l'intensité de bridage et le niveau des contraintes résiduelles, une campagne d'essais a été réalisée. Les essais consistent à joindre deux plaques en un joint en T à l'aide de deux cordons de soudure. Les plaques de base sont préalablement fixées à un

dispositif de bridage. Ce dernier assure une rigidité maximale. La façon de varier l'intensité de bridage des essais consiste à utiliser des plaques de base d'épaisseurs différentes. Chacun des essais est instrumenté de quatre jauges de déformation et de thermocouples permettant de mesurer les déformations et les variations de température induites par le procédé de soudage. Par la suite, les plaques soudées sont sectionnées afin de calculer le champ de contraintes internes par la méthode des contours.

Le calcul de l'intensité de bridage est réalisé à l'aide de la MEF. Les travaux des chercheurs Boellinghaus et al. [22] sont repris afin d'évaluer l'approche proposée par les auteurs. Bien que les résultats pour les essais TEKKEN aient confirmé ceux de l'article, les calculs pour les joints en T se sont avérés discordants. Dans un premier temps, il est démontré que les différences observées entre les calculs numériques du présent travail et les valeurs présentées dans l'article sont occasionnées par un manque de précision de ces dernières. En effet, il est démontré que de réduire la précision des simulations réalisées dans cette recherche conduisait aux valeurs présentées dans la référence [22]. Enfin, bien que la relation proposée par Boellinghaus et al. [22] entre l'intensité du bridage réelle et la simulation numérique de la résistance à la séparation du montage soit vérifiée et démontrée au cours de ce travail, les mesures expérimentales publiées dans la référence sont mises en doute.

Un modèle MEF simulant le retrait thermique d'un cordon de soudure sur un joint en T a permis d'identifier les déplacements dominants pour ce type de joint. C'est ainsi que deux calculs de bridage en flexion, un autour d'un axe vertical (Y) et l'autre autour d'un axe horizontal (Z), sont considérés. Le moment de flexion autour de l'axe Z s'est révélé être dominant.

Les facteurs d'intensité de bridage obtenus à partir des trois approches sont mis en relation avec les mesures obtenues des jauges de déformation et des calculs réalisés par la méthode des contours. Bien qu'aucune relation claire ne soit démontrée entre l'intensité du bridage et le niveau des contraintes résiduelles de soudage des joints en T, il est possible d'entrevoir à l'aide des mesures par jauges de déformation que l'approche de calcul proposée par

Boellinghaus et al. [22] et celle en flexion autour d'un axe horizontal (Z) représentent mieux le comportement d'un joint en T. Les contraintes calculées par la méthode des contours ne permettent pas d'établir une relation avec l'intensité du bridage des joints en T. La disparité entre les propriétés des matériaux des plaques de différentes épaisseurs joue assurément un rôle. D'autres paramètres pourraient influencer l'état de contrainte des essais. Les conséquences des effets thermiques menant au champ de contraintes et des facteurs de concentration de contraintes demeurent à étudier.

Enfin, bien qu'aucune relation ferme ne soit formulée entre l'intensité de bridage et le niveau de contraintes résiduelles de soudage dans les joints en T, cette étude permet d'établir les façons de considérer le bridage dans une géométrie de joint soudé en T. De plus, malgré une certaine correspondance entre les méthodes de mesure utilisées, le manque de précision obtenu avec les jauges de déformation placées de part et d'autre des cordons de soudure est mis en évidence. À l'inverse de la méthode des contours, ce type d'utilisation des jauges de déformation ne permet en rien d'évaluer l'amplitude maximale des contraintes générées lors de la formation d'un joint soudé. En raison de la chaleur générée, les jauges ne peuvent, en effet, être placées suffisamment près du cordon. En conséquence, les contraintes qui en sont obtenues ne peuvent que fournir un aperçu imparfait du comportement des contraintes.

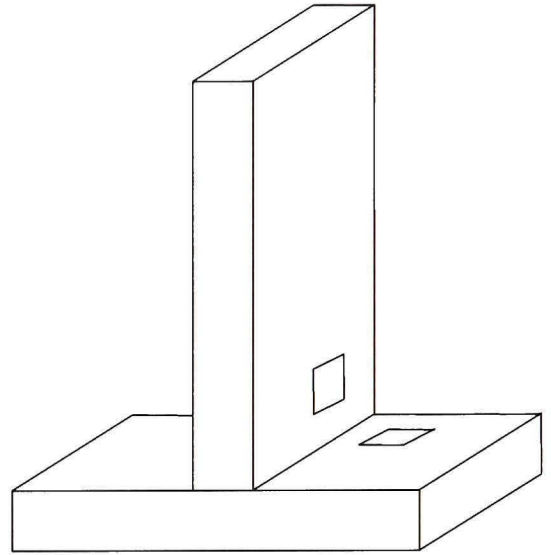
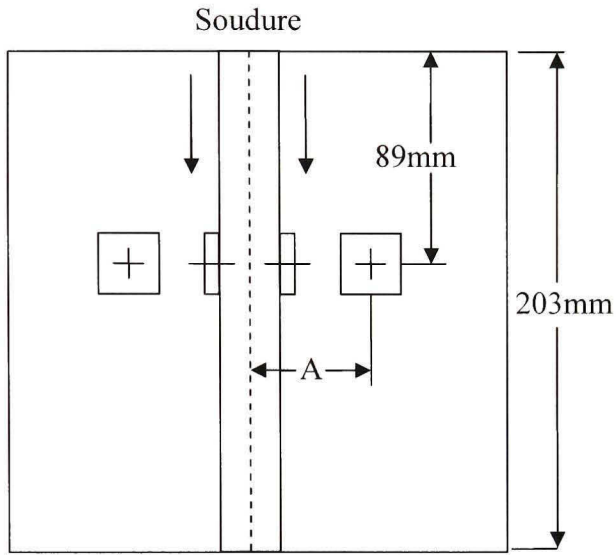
Recommandations

Les mesures expérimentales obtenues dans cette étude ne peuvent prouver l'existence d'un lien entre l'intensité de bridage d'un assemblage en T soudé et le niveau de contraintes résiduelles. Pour des travaux ultérieurs sur ce sujet, une attention particulière devrait être portée sur l'utilisation de matériaux identiques. Aussi, la contribution d'autres phénomènes (thermique notamment) à l'augmentation ou à la diminution des contraintes résiduelles à la position des jauges lors des mesures a été remarquée. L'utilisation de plaques d'épaisseurs différentes afin de varier l'intensité de bridage avait le désavantage de modifier l'écoulement de chaleur entre chacun des essais. À cet effet, des plaques de mêmes dimensions devraient être utilisées et l'intensité du bridage devrait être modulée par un autre moyen.

L'utilisation des éléments finis pour la simulation du soudage permettrait aussi de simuler l'effet de l'intensité de bridage sur le niveau des contraintes résiduelles de soudage. Il serait en effet possible de simuler la variation de l'intensité de bridage en modifiant les conditions de frontières du modèle. Aussi cette technique permettrait de réaliser l'étude sans une campagne d'essais en laboratoire, ou du moins, en la remplaçant par une campagne limitée à la validation du modèle utilisé. En effet, ces essais étant onéreux et nécessitant beaucoup de temps, il serait avantageux d'utiliser la simulation du procédé de soudage.

ANNEXE I

POSITION DES JAUGES DES DÉFORMATIONS

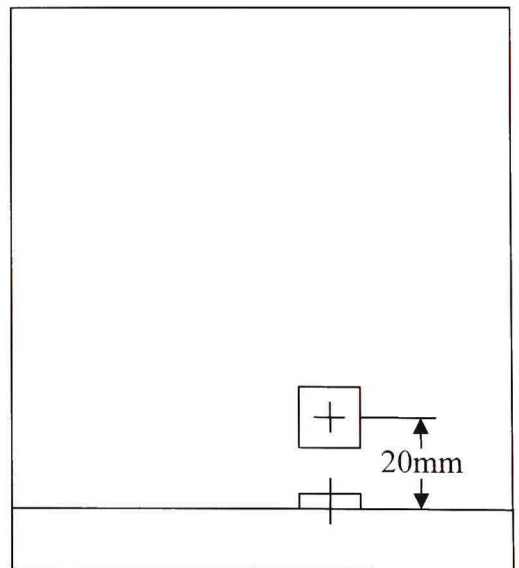
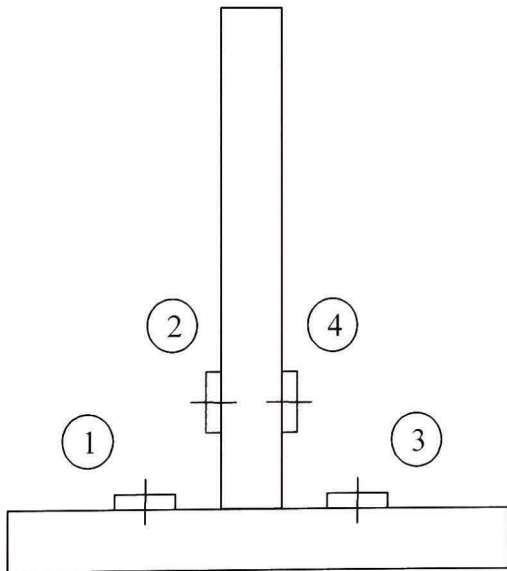
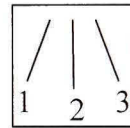


$$A = T_v / 2 + 17.5 \text{ mm}$$

T_v = 25.4 : A = 30 mm

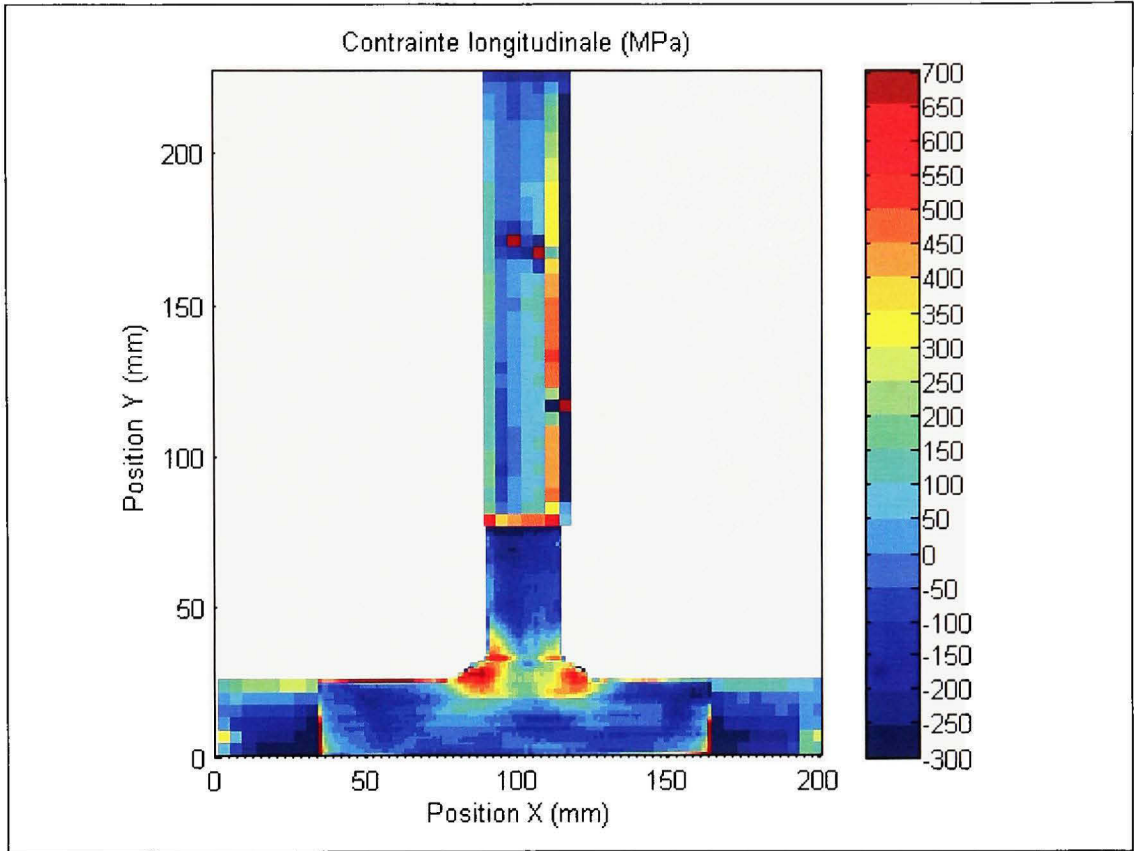
T_v = 50.8 : A = 43 mm

- ① Fils : 1-2-3; T1
- ② Fils : 4-5-6; T2
- ③ Fils : 7-8-9; T3
- ④ Fils : 10-11-12; T4



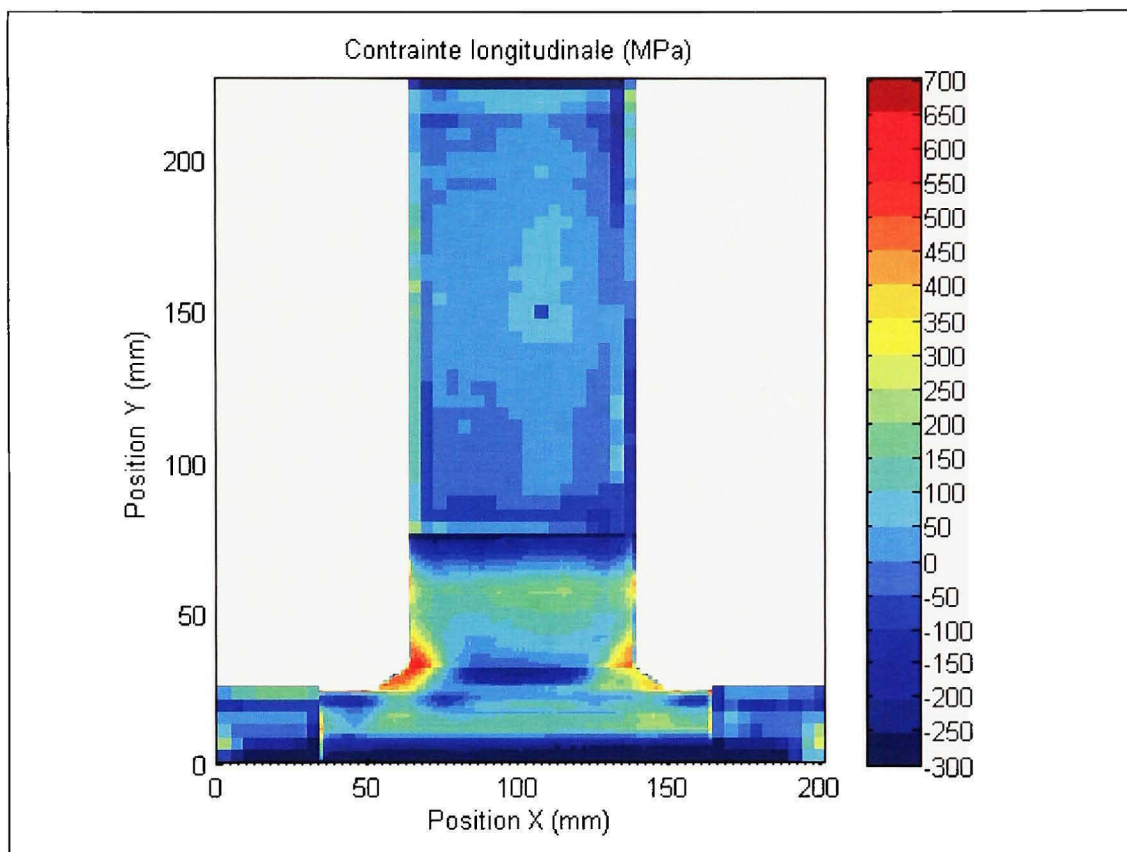
ANNEXE II

CHAMP DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES COMPLET DE L'ESSAI TH1_TV1



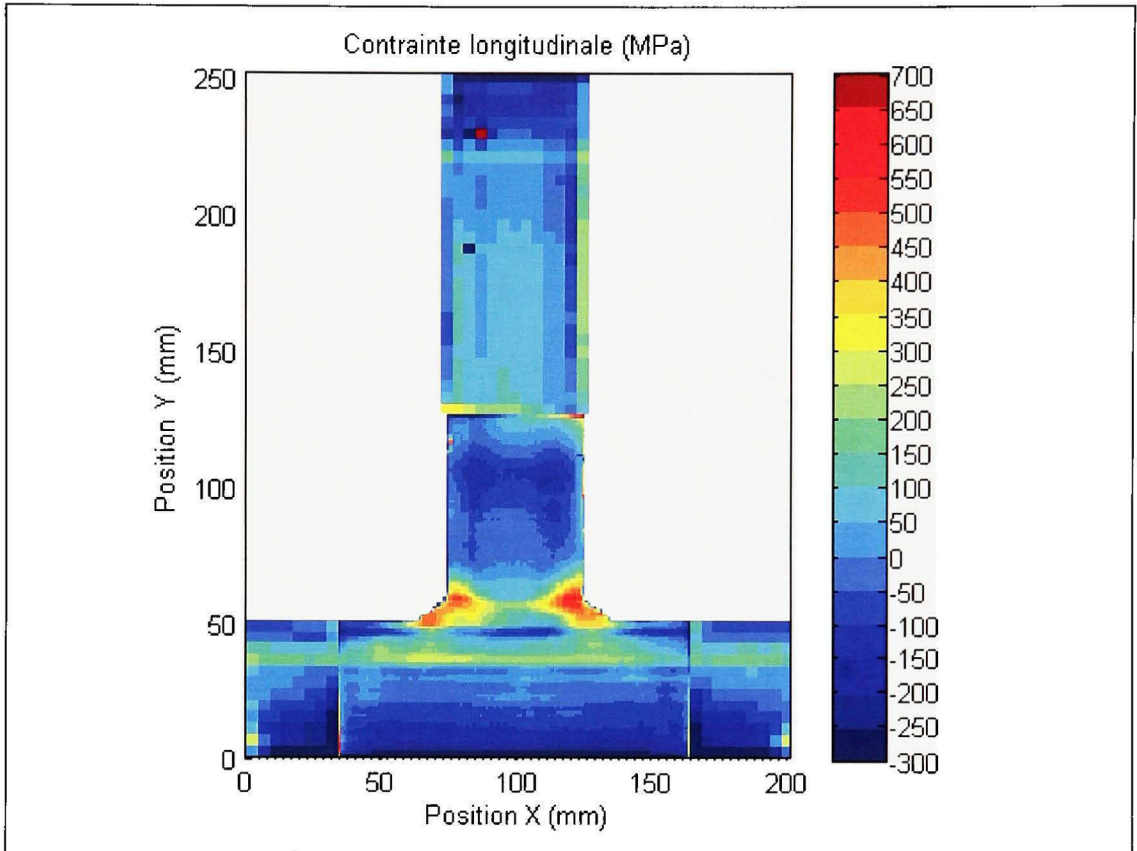
ANNEXE III

CHAMP DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES COMPLET DE L'ESSAI TH1_TV3



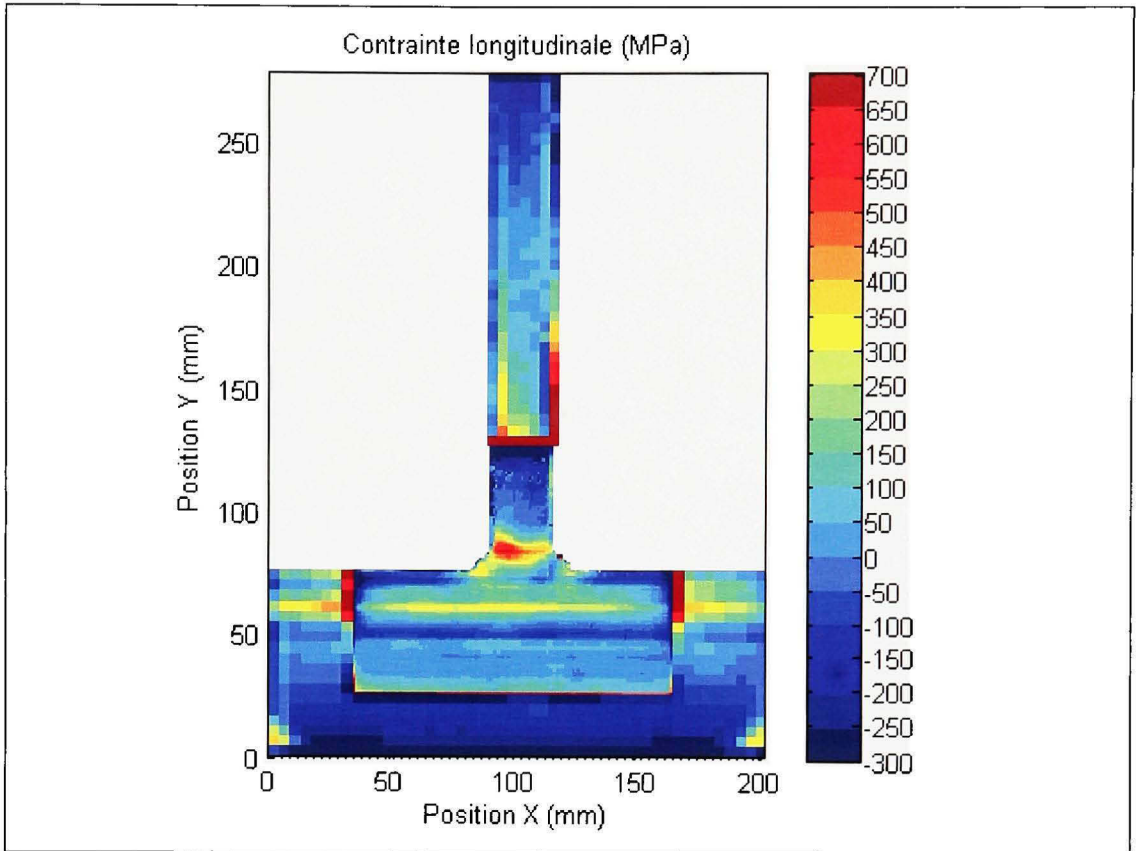
ANNEXE IV

CHAMP DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES COMPLET DE L'ESSAI TH2_TV2



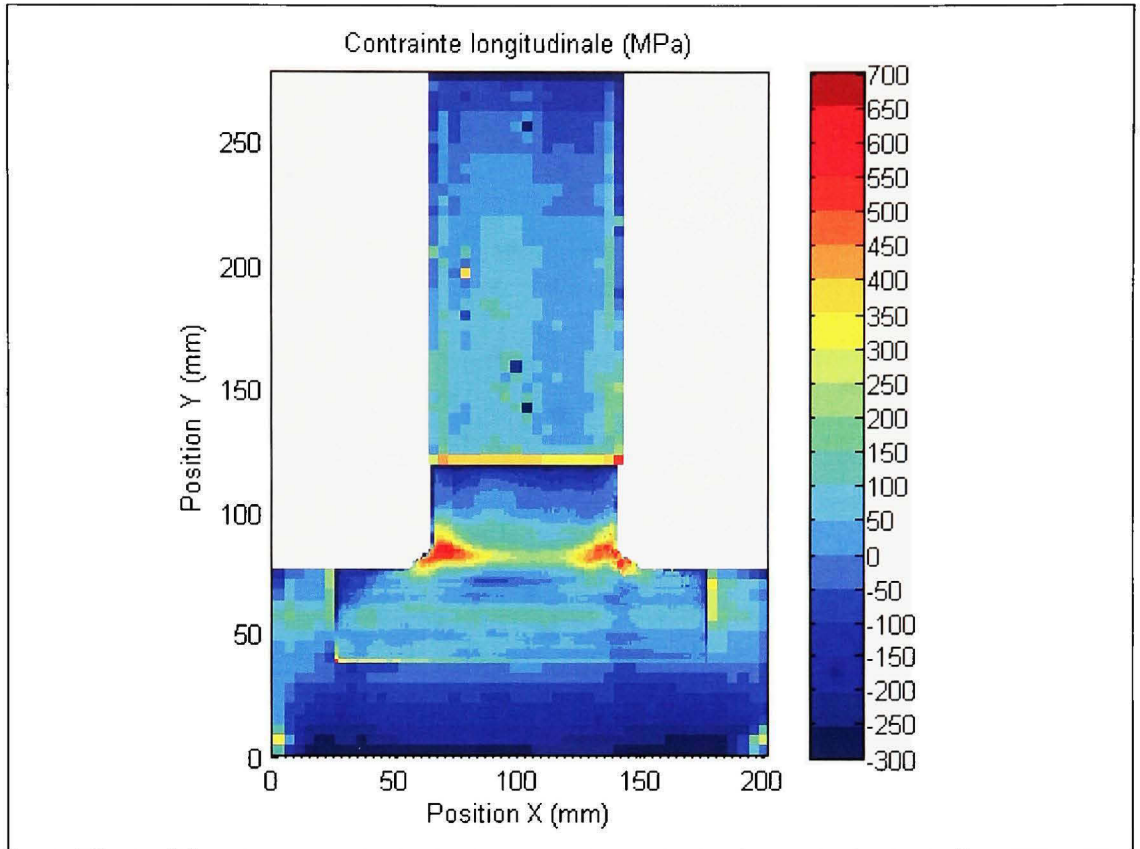
ANNEXE V

CHAMP DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES COMPLET DE L'ESSAI TH3_TV1



ANNEXE VI

CHAMP DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES COMPLET DE L'ESSAI TH3_TV3



LISTE DE RÉFÉRENCES

- [1] Nagaraja Rao, N.R., F.R. Estuar, and L. Tall, *Residual stresses in welded shapes*. Welding Journal, 1964. 43(7): p. 295-306.
- [2] Murakawa, H., *Theoretical prediction of residual stress in welded structures*. Welding Research Abroad, 1998. 44(6-7): p. 2-7.
- [3] Mochizuki, M., M. Hayashi, and T. Hattori, *Residual stress distribution depending on welding sequence in multi-pass welded joints with X-shaped groove*. Journal of Pressure Vessel Technology, Transactions of the ASME, 2000. 122(1): p. 27-32.
- [4] Masubuchi, K., *Residual stresses and distortion*, in *Metals Handbook*, A. International, Editor. 1993, ASM International.
- [5] Nitschke-Pagel, T. and H. Wohlfahrt. *Residual stresses in welded joints-sources and consequences*. 2002. Coimbra, Portugal: Trans Tech Publications.
- [6] Masubuchi, K., *Prediction and control of residual stresses and distortion in welded structures*. Welding Research Abroad, 1997. 43(6-7): p. 2-16.
- [7] Tall, L., *Residual stresses in welded plates -- Theoretical study*. Welding Journal, 1964. 43(1): p. 10-23.
- [8] Awang, M., *The effects of process parameters on steel welding response in curved plates.*, in *Mechanical Aerospace Engineering*. 2002, West Virginia University: Morgantown. p. 133.
- [9] Vel Murugan, V. and V. Gunaraj, *Effects of process parameters on angular distortion of gas metal arc welded structural steel plates*. Welding Journal (Miami, Fla), 2005. 84(11): p. 165--171-.
- [10] Masubuchi, K., *Analysis of Welded Structures*. International Series Materials Science and Technologies. Vol. 33. 1980, New York: Pergamon Press.
- [11] Teng, T.L., et al., *Analysis of residual stresses and distortions in T-joint fillet welds*. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2001. 78(8): p. 523-538.
- [12] Boellinghaus, T., H. Hoffmeister, and M. Littich, *Application of the IRC-test for assessment of reaction stresses in tubular joints with respect to hydrogen assisted weld cracking*. Welding Research Abroad, 2000. 46(5): p. 26-34.

- [13] Hoffmeister, H., et al. *EFFECT OF PREHEAT AND POSTWELD HEATING ON HYDROGEN ASSISTED COLD CRACKING OF St-E 355 IN THE IRC-TEST*. 1984. Hangzhou, China: Chinese Mechanical Engineering Soc.
- [14] Ueda, Y., et al., *CRACKING IN WELDED CORNER JOINTS*. Metal Construction, 1984. 16(1): p. 30-34.
- [15] Satoh, K., Y. Ueda, and H. Kihara, *RECENT TRENDS OF RESEARCH INTO RESTRAINT STRESSES AND STRAINS IN RELATION TO WELD CRACKING*. Welding in the World, Le Soudage Dans Le Monde, 1973. 11(5-6): p. 133-156.
- [16] Anon, *Non-destructive measurement and analysis of residual stress in and around welds--a state of the art survey*. Welding Research Council Bulletin, 1993(383): p. 1-17.
- [17] Lu, J., et al., *Study of residual welding stress using the step-by-step hole drilling and x-ray diffraction method*. Welding Research Abroad, 1996. 42(11): p. 16-26.
- [18] Khan, M.Z.S., et al., *An investigation of the use of strain gages to measure welding-induced residual stresses*. Experimental Mechanics, 1997. 37(3): p. 264-271.
- [19] Prime, M.B., *Cross-sectional mapping of residual stresses by measuring the surface contour after a cut*. Journal of Engineering Materials and Technology, Transactions of the ASME, 2001. 123(2): p. 162-168.
- [20] Prime, M.B., et al., *Laser surface-contouring and spline data-smoothing for residual stress measurement*. Experimental Mechanics, 2004. 44(2): p. 176-184.
- [21] Masubuchi, K. and N.T. Ich, *COMPUTER ANALYSIS OF DEGREE OF CONSTRAINT OF PRACTICAL BUTT JOINTS*. 1970. 49(4): p. 166-176.
- [22] Boellinghaus, T., H. Hoffmeister and E. Ruyter, *Calculations of the restraint intensities by finite element analysis for the assesment of weldability*, in *Mathematical Modelling of weld Phenomena*, H. Cerjak, Editor. 1997, Maney Publishing: London.
- [23] Love, A.E.H., *The Stress Produced in a Semi-Infinite Solid by Pressure on Part of the Boundary*. Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A, Containing Papers of a Mathematical or Physical Character, 1929. 228(659-669): p. 377-420.
- [24] Hartnett, M.J., *GENERAL NUMERICAL SOLUTION FOR ELASTIC BODY CONTACT PROBLEMS*. American Society of Mechanical Engineers, Applied Mechanics Division, AMD, 1980. 39: p. 51-66.

- [25] Keer, L.M., J.C. Lee, and T. Mura, *CONTACT PROBLEM FOR THE ELASTIC QUARTER SPACE*. International Journal of Solids and Structures, 1984. 20(5): p. 513-524.
- [26] Guilbault, R., *DÉVELOPPEMENT D'UN MODÈLE TRIDIMENSIONNEL D'ENGRENAGES CYLINDRIQUES HÉLICOÏDAUX : CALCUL DES DISTRIBUTIONS LINÉIQUES DE CHARGES ET CONTRAINTES AU PIED DES DENTS.*, in *Faculté des études supérieures*. 2000, Université Laval: Québec. p. 298.
- [27] Hetenyi, M., *Method of solution for elastic quarter-plane*. American Society of Mechanical Engineers -- Transactions -- Journal of Applied Mechanics Series E, 1960. 27(2): p. 289-296.
- [28] Hetenyi, M., *A general solution for the elastic quarter space*. Transactions of the ASME. Series E, Journal of Applied Mechanics, 1970. 37(1): p. 70-6.
- [29] Guilbault, R., *A Fast Approximation for Correction of Traction-Free Surface of Elastic Quarter-Space*, in *Received for Third International Conference on Tribology and Design*. 2010: Portugal.
- [30] Al-Khafaji, A.W. and J.R. Tooley, *Numerical methods in engineering practice*. 1986, New York :: Holt, Rinehart, and Winston.
- [31] Carre, B.A., *Determination of optimum accelerating factor for successive over-relaxation*. Computer Journal, 1961. 4(1): p. 73-78.
- [32] Lloyd, T. and H. McCallion, *Bounds for the optimum over-relaxation factor for the S.O.R. solution of Laplace type equations over irregular regions*. Computer Journal, 1968. 11(3): p. 329-31.
- [33] Randall, T.J., *A Note on the Estimation of the Optimum Successive Overrelaxation Parameter for Laplace's Equation*. The Computer Journal, 1968. 10(4): p. 400-401.
- [34] Hageman, L.A. and D.M. Young, *Applied iterative methods*. Computer science and applied mathematics. 1981, New York :: Academic Press.
- [35] AVRIL, J., *Encyclopédie Vishay d'analyse des contraintes*. 1974: Vishay-Micromesures.
- [36] Pavlina, E.J. and C.J. Van Tyne, *Correlation of Yield Strength and Tensile Strength with Hardness for Steels*. Journal of Materials Engineering and Performance, 2008. 17(6): p. 888-893.

- [37] Gibmeier, J. and B. Scholtes. *About the effect of residual stresses on microhardness readings*. 2002. Coimbra, Portugal: Trans Tech Publications Ltd.