ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

COMME EXIGENCE PARTIELLE
À L'OBTENTION DE LA
MAITRISE EN GÉNIE MÉCANIQUE
M.Ing.

PAR
KASSAB, Rabih Kamal

MODÉLISATION PAR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS DES DISTORSIONS DUES AU SOUDAGE D'UN JOINT EN T

MONTRÉAL, LE 22 NOVEMBRE 2007

© droits réservés de Kassab Rabih Kamal

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ
PAR UN JURY COMPOSÉ DE

M. Henri Champliaud, directeur de mémoire
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

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

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

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

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC
LE 1 NOVEMBRE 2007
À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

AVANT-PROPOS

Avec le progrès, le développement continu des moyens de calculs numériques et l'arrivée des logiciels de simulation tels que ANSYS, il est devenu possible d'augmenter continuellement la capacité de traiter des problèmes de plus en plus complexes en ajoutant une approche numérique parallèle et complémentaire aux approches classiques, c'est-à-dire l'approche analytique et l'approche expérimentale.

Ce mémoire fait partie d'un travail accompli auprès d'un groupe de recherche qui traite de l'amélioration de la fabrication des grandes turbines hydrauliques de type Francis chez GE-Hydro. Le modèle utilisé peut être appliqué à des géométries complexes dans lesquelles les joints soudés sont des joints en T tels que les liaisons entre les pales et leurs couronnes inférieure et supérieure dans une turbine.

L'utilité spécifique de cette recherche est l'amélioration des procédés de fabrication des turbines. Mais la simulation peut faire l'objet d'un ordre plus général : elle peut aider à améliorer le procédé de soudage ou bien la façon de souder un joint en T quelconque qui fait partie d'une géométrie plus complexe.

Le petit pas vers une amélioration dans l'avenir peut sembler modeste, mais les démarches continues, même minimes, vont aboutir à de meilleures compréhensions qui amèneront de grands progrès, et les limitations actuelles (temps de calcul et espace mémoire) vont diminuer avec le progrès technologique; des simulations très complexes seront de plus en plus abordables.

REMERCIEMENTS

Je remercie tous ceux qui m'ont aidé à faire ma maîtrise et à réaliser ce projet. Tout d'abord mon directeur de mémoire, M. Henri Champliaud, qui m'a donné la chance de travailler sur un projet et mon codirecteur, M. Van Ngan Lê.

Je remercie également mes collègues avec lesquels j'ai pu échanger plusieurs idées, ce qui m'a permis d'apprendre énormément de choses et d'élargir mes connaissances en recherche. Je tiens particulièrement à mentionner la contribution de M. Olivier Morin qui m'a donné le programme de base pour la simulation. M. Morin m'a aidé à faire les premiers pas dans la modélisation.

Aussi, je n'oublie pas ceux qui m'ont aidé à réaliser la partie expérimentale du projet : le technicien Michel Drouin qui m'a assisté dans la commande du matériel et dans le système d'acquisition, l'étudiant Vincent Cloutier, manipulateur du robot SCOMPI©, qui m'a donné son temps précieux pour la réalisation des essais de soudure et le technicien Serge Plamondon qui m'a apporté son soutien durant les tests de mesures des contraintes résiduelles.

Je remercie la compagnie GE-HYDRO qui a subventionné cette recherche, sans laquelle je n'aurais pas pu faire ma maîtrise. Ce que cette compagnie donne à la R&D en faveur des étudiants constitue une aide indispensable.

Je remercie M. Jacques Lanteigne pour son support pour la de recherche des propriétés du matériau en m'offrant des références et en me donnant la possibilité d'obtenir les résultats des tests de traction réalisés à l'IREQ.

Je remercie madame Suzanne Paquette pour sa patience dans la correction linguistique de mon mémoire et dans l'amélioration de sa forme.

Enfin, je remercie mes parents, ma femme et mes amis qui m'ont supporté moralement et qui m'ont encouragé à demeurer concentré sur mon but d'obtenir mon diplôme par un projet de recherche.

MODÉLISATION PAR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS DES DISTORSIONS DUES AU SOUDAGE D'UN JOINT EN T

KASSAB Rabih Kamal

RÉSUMÉ

Dans ce mémoire, il s'agit de la modélisation du soudage d'un joint en T par la méthode des éléments finis.

Le but du modèle est de prévoir les déformations et les contraintes résiduelles associées au soudage des plaques. Le modèle peut s'adapter pour améliorer le procédé du soudage en variant les paramètres en jeu tels que la géométrie du chanfrein, l'intensité du courant, le dépôt simultané des deux cordons, la vitesse de la torche, etc.

L'expérimentation est faite sur deux plaques de 3/8 pouce d'épaisseur (9.5 mm) et de 10 pouces de longueur (254 mm). La largeur de la première plaque est de 10 pouces (254 mm) et celle de la deuxième est de 6 pouces (152.4 mm), celle-ci est soudée perpendiculairement au centre de la première. La deuxième plaque est faite avec un chanfrein de préparation de ¼ pouce (6.35 mm) de hauteur et faisant un angle de 30 degrés de chaque côté.

Pour avoir les paramètres de soudage les plus précis possibles, le robot SCOMPI© est utilisé pour la réalisation des essais. Les paramètres du soudage sont de 26,9 Volts, 220 Ampères et une vitesse d'avancement de 5 mm/seconde. L'efficacité du procédé est estimée à 77 %.

La simulation sert à prédire numériquement les températures, contraintes et déformations lors du soudage. La démarche de la modélisation est divisée en deux parties : la simulation thermique et la simulation structurale.

La méthode « birth and death » est utilisée pour la simulation du dépôt du métal d'apport, et le modèle du double ellipsoïde proposé par Goldak, Chakravati et Bibby est utilisé pour l'apport de la chaleur.

Durant la simulation du dépôt du métal d'apport, une relation entre l'incrémentation du temps et la taille des éléments est faite. L'analyse transitoire est faite en fonction de la position de la torche plutôt qu'en fonction du temps.

Les résultats thermiques de la simulation se comparent bien à ceux de l'expérimentation. Une différence maximale de 1,5 % a été observée avec des températures comparables. Ces températures sont obtenues de thermocouples collés sur la plaque horizontale (THi).

Les propriétés non linéaires du matériau en fonction de la température sont utilisées. Aussi, il y a une présentation d'une nouvelle façon pour le calcul du coefficient combiné (radiation-convection) de perte de chaleur en fonction de la température.

Les écarts structuraux varient de 6.6 % pour la contrainte principale et jusqu'à 32.9 % pour le déplacement du côté de la deuxième passe. L'écart sur les déplacements est surtout lié à l'incertitude de la rigidité du gabarit.
Le modèle numérique reflète bien la réalité. La facilité de varier ces paramètres géométriques, thermiques et structuraux le rend flexible pour simuler plusieurs soudages de joints similaires.

Une amélioration du contrôle des conditions frontières et d'autres de modèles de source de chaleur sera utile pour des travaux futurs.

FINITE ELEMENT MODELING OF THE DISTORTIONS IN A WELDED T JOINT

KASSAB Rabih Kamal

ABSTRACT

This thesis study the modeling of the welding of a T joint using the finite element method.

The goal of the model is to predict the deformations, distortions and residual stresses due to the welding of the plates. The validation of the model will make of it a good model to improve the welding process by varying its parameters such as the geometry of the assembly, the intensity of the current, the simultaneous deposit of the two beads, the torch's speed, etc.

The set-up is made of two 3/8 inch (9.5 mm) thick plates 10 inches (254 mm) long. The width of the plates is 10 inches (254 mm) and 6 inches (152.4 mm) respectively. The second plate is welded perpendicularly and along the center of the first. The second plate has a chamfer of ¼ inch (6.35 mm) height at an angle of 30 degrees on both sides.

For optimum control of the weld's parameters, a robot (SCOMPI ©) is used to do the welding. The parameters of the welding are 26.9 Volts and 220 Amps with a torch speed of 5 mm/second. The efficiency of the process is estimated at $\eta = 77\%$.

The modeling is divided into two parts that are the thermal problem and the structural problem.

The simulation uses the method of "birth and death" to simulate the deposition of the weld metal and the heat source is approximated by the double ellipsoid proposed by Goldak, Chakravati and Bibby.

During the simulation of the deposit of the weld metal, a relation between the time increment and the size of the elements is established. Time is calculated according to the torch position and the position is determined according to the finite element meshing. Temperature dependent nonlinear material properties are taken into consideration.

Also a novel presentation to calculate the temperature dependent combined coefficient of heat loss is introduced.

The thermal results compare well comparable with the experimentation. A maximum of difference of 1.5% was observed between the thermocouples and the predicted temperatures.

The structural differences vary from 6.6% for the first principal stress up to 31.9% for the maximum displacement of the second weld side edge. The difference between the displacements is mostly related to the uncertainty regarding the rigidity of fixture holding the plates.

The numerical model was proven very effective in representing the temperatures and the stresses during welding T joints. The facility to vary the geometrical, thermal and structural parameters makes it flexible to adequately simulate the welding of several similar joints.

Improving boundary conditions control and heat source models will help simulating similar models.

TABLE DES MATIÈRES

AVANT-PROPOS III

REMERCIEMENTS IV

RÉSUMÉ VI

ABSTRACT VIII

LISTE DES TABLEAUX XIV

LISTE DES FIGURES XV

LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SIGLES XVIII

INTRODUCTION 1

CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE 3

1.1 Modélisation par éléments finis en général et analyses impliquées 3

1.2 État de l'art 4

1.2.1 Facteurs de la modélisation 4

1.2.2 Bref historique de la simulation du soudage 5

1.3 Modèles des sources de la chaleur dans le soudage 7

1.3.1 Modèles préliminaires (1D et 2D) 7

1.3.2 Modèles plus avancés (3D) 10

CHAPITRE 2 L'EXPÉRIMENTATION ET LES MESURES 14

2.1 Le but 14

2.2 L'expérimentation 14

2.2.1 La géométrie du joint 14

2.2.2 Le procédé du soudage 16

2.3 Les mesures 19

2.3.1 Les mesures thermiques 19

2.3.2 Les mesures structurales 26
2.3.2.1 Le calcul de la contrainte 27
2.3.2.2 La mesure des déplacements 31

CHAPITRE 3 LA SIMULATION ET LES RÉSULTATS NUMÉRIQUES 33

3.1 Description du modèle numérique 33
3.1.1 Approximations dans le modèle 33
3.1.2 Le modèle d'éléments finis 34
3.2 La programmation 35
3.2.1 Paramètres 36
3.2.2 Matériau 40
3.2.2.1 Coefficient de conductivité thermique 41
3.2.2.2 Enthalpie 42
3.2.2.3 Coefficient de perte de chaleur combinée 44
3.2.2.4 Coefficient de dilatation linéaire 46
3.2.2.5 Module d'élasticité 47
3.2.2.6 Comportement plastique 48
3.2.3 La géométrie 50
3.2.4 Le maillage 51
3.2.5 Les points de mesures 54
3.2.6 La simulation thermique 56
3.2.6.1 Les conditions initiales et les conditions frontières thermiques 56
3.2.6.2 L'application de la soudure avec le refroidissement intermédiaire 57
3.2.6.3 Le refroidissement final 59
3.2.7 Résultats thermiques 60
3.2.8 La simulation structurale 63
3.2.8.1 Les conditions frontières structurales 63
3.2.8.2 L'application de la soudure et des charges thermiques 65
3.2.9 Résultats structuraux 66

CHAPITRE 4 DISCUSSION DES RÉSULTATS DE LA SIMULATION ET COMPARAISON AVEC L'EXPÉRIMENTATION 71

4.1 But 71

4.2 Comparaison des résultats thermiques avec l'expérimentation 71

4.3 Comparaison des résultats structuraux avec l'expérimentation 74

4.4 Figures des résultats de simulation 76

CONCLUSION 90

RECOMMANDATIONS 91

ANNEXE I PROPRIÉTÉS THERMOPHYSIQUES DU MATÉRIAU DES PLAQUES 92

ANNEXE II LE FIL DU MÉTAL D'APPORT ER70S6 (COMME DONNÉ PAR LE MANUFACTURIER) 101

ANNEXE III SPÉCIFICATIONS DE LA ROSETTE UTILISÉE POUR LA MESURE DE LA CONTRAINTE RÉSIDUELLE 102

ANNEXE IV CALCUL DE LA CONTRAINTE RÉSIDUELLE EN UTILISANT LA MÉTHODE DU PERÇAGE D'UN TROU 103

ANNEXE V ERREUR SUR LA CONVERGENCE DE LA SOLUTION EN FONCTION DE L'INCRÉMENT DE TEMPS 108

ANNEXE VI EFFET D'UN MAILLAGE CROISSANT À TRAVERS LES SECTIONS 109

ANNEXE VII PAS INCRÉMENTAL DU TEMPS DURANT LE REFROIDISSEMENT 110

ANNEXE VIII COMPARAISON DES RÉSULTATS THERMIQUES JUSQU'À QUINZE MINUTES 111

ANNEXE IX PHOTO MICROSCOPIQUE D'UNE SECTION DE LA SOUDURE 112

ANNEXE X PROGRAMMES DE LA SIMULATION 113

BIBLIOGRAPHIE 141

LISTE DES TABLEAUX

Page

Tableau 3.1 Erreur sur la convergence de la solution 37

Tableau 3.2 Principaux paramètres d'entrée de la simulation (voir figure 2.3) 39

Tableau 3.3 Données des points (ε,σ) dans le domaine plastique 48

Tableau 3.4 Limite d'élasticité en fonction de la température 49

Tableau 3.5 État de contrainte résiduelle au centre de la face opposée à la soudure ... 67

Tableau 3.6 Distorsion de la plaque horizontale 69

Tableau 4.1 Comparaison de résultats structuraux 75

Tableau 4.2 Thermophysical Properties of AISI 1018 steel electrode* 94

Tableau 4.3 Valeurs des propriétés mécaniques du AISI1018 utilisées dans la simulation 100

Tableau 4.4 Valeurs des propriétés mécaniques du AISI1018 utilisées dans la simulation 100

Tableau 4.5 Tableaux de calcul de la contrainte résiduelle 104

Tableau 4.6 Incrément de temps durant le refroidissement 110

LISTE DES FIGURES

Page

Figure 1.1 Source disque 8

Figure 1.2 Système de coordonnées utilisé dans les EF du modèle du disque selon Krutz et Segerlind 9

Figure 1.3 Configuration du double ellipsoïde avec distribution de la densité de chaleur dans la direction ζ 12

Figure 2.1 La géométrie des plaques soudées et du joint 15

Figure 2.2 Disposition des plaques durant le soudage 16

Figure 2.3 Énergie ne passant pas par le bain de fusion 18

Figure 2.4 Soudage dans un coin versus soudage sur surface plate 19

Figure 2.5 Disposition des thermocouples sur la plaque verticale 20

Figure 2.6 Disposition des thermocouples sur la plaque horizontale 20

Figure 2.7 Disposition des thermocouples sur les plaques avant soudage 21

Figure 2.8 Influence relative de la radiation sur les thermocouples 22

Figure 2.9 Bruit et erreur sur le repérage des températures dus au champ magnétique 23

Figure 2.10 Effet de la radiation dans la première passe 23

Figure 2.11 Courbes des températures des points pendant la deuxième passe (essai) 24

Figure 2.12 Thermocouples après soudage (échelle sur la figure 2.7) 25

Figure 2.13 Le point de la position de la jauge pour la mesure des déformations 26

Figure 2.14 Rosette utilisée et sa position par rapport à la direction du cordon 28

Figure 2.15 Valeurs de la contrainte résiduelle en fonction de la profondeur du trou (comme donné par le logiciel H_Drill) 29

Figure 2.16 Comparaison entre les déformations théoriques et celles mesurées (comme donné par le logiciel H_Drill) 30

Figure 2.17 Contraintes principales (comme donné par le logiciel H_Drill) 30

Figure 2.18 Mesures prises pour le calcul des déplacements 32

Figure 3.1 Ajustement du nombre d'éléments suivant la direction z 38

Figure 3.2 Effet du paramètre pos_elem 38

Figure 3.3 Représentation de paramètres géométriques 39
Figure 3.4 Coefficient de conductivité thermique en fonction de la température 41
Figure 3.5 Chaleur spécifique en fonction de la température 42
Figure 3.6 Enthalpie en fonction de la température 43
Figure 3.7 Coefficient de perte de chaleur combinée en fonction de la température 45
Figure 3.8 Coefficient de dilatation linéaire en fonction de la température 46
Figure 3.9 Module d'élasticité en fonction de la température 47
Figure 3.10 Comportement élastique plastique pour ANSYS 50
Figure 3.11 Sections de la géométrie des plaques 51
Figure 3.12 Maillage des plaques 53
Figure 3.13 Maillage du métal d'apport 54
Figure 3.14 Position des thermocouples par rapport au maillage 55
Figure 3.15 Position du centre de la rosette par rapport au maillage 55
Figure 3.16 Conditions frontières thermiques 57
Figure 3.17 Avancement du temps 59
Figure 3.18 Températures en fonction du temps pour la première passe 60
Figure 3.19 Températures en fonction du temps pour la deuxième passe 61
Figure 3.20 Exemple de résultats thermiques 62
Figure 3.21 Variation des conditions frontières structurales 64
Figure 3.22 Conditions frontières dans la simulation 65
Figure 3.24 Déplacements en y des côtés de la plaque horizontale en fonction du temps pour la première demi-heure 69
Figure 4.1 Comparaison des TVi 72
Figure 4.2 Comparaison des THi 72
Figure 4.3 Température et contrainte de Von Mises à 25 secondes 77
Figure 4.4 Température et contrainte de Von Mises à 100 secondes (soudage du premier côté et refroidissement intermédiaire) 78
Figure 4.5 Température et contrainte de Von Mises à 650 secondes 79
Figure 4.6 Température et contrainte de Von Mises à 725 secondes 80
Figure 4.7 Température et contrainte de Von Mises à 1800 secondes 81

Figure 4.8 Température finale et contrainte de Von Mises résiduelle dans les régions 50 mm loin du joint 82
Figure 4.9 Contrainte σx résiduelle dans la plaque horizontale 83
Figure 4.10 Contrainte σy résiduelle dans la plaque horizontale 84
Figure 4.11 Contrainte σz résiduelle dans la plaque horizontale 85
Figure 4.12 Contrainte résiduelle de Von-Mises dans une section au milieu du joint 1
Figure 4.13 Contrainte résiduelle Sx dans une section au milieu du joint 1
Figure 4.14 Contrainte résiduelle Sy dans une section au milieu du joint 1
Figure 4.15 Contrainte résiduelle Sz dans une section au milieu du joint 1

LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SIGLES

α	Coefficient de dilatation thermique, $°C^{-1}$
β	Angle entre la contrainte principale et la jauge 1 de la rosette
ε	Coefficient d'émissivité
ε	Déformation totale, μ
ε^e	Déformation élastique, μ
ε^p	Déformation plastique, μ
η	Efficacité du procédé du soudage, %
ν	Coefficient de poisson
ρ	Densité, kg / m^3
σ	Contrainte, MPa
σ	Constante de Boltzman, $W/m^2 K^4$
A	Surface, m^2
a	Demi - largeur de l'ellipsoïde, m
b	Demi - hauteur de l'ellipsoïde, m
C	Coefficient de concentration, m^{-2}
c_f	Demi-longueur de l'ellipsoïde avant, m
C_p	Chaleur spécifique, J / kg °C
c_r	Demi-longueur de l'ellipsoïde arrière, m
E	Module d'élasticité, Pa
f_f	Fraction de la chaleur appliquée à l'avant
f_r	Fraction de la chaleur appliquée à l'arrière
GMAW	Gaz metal arc welding
H	Enthalpie, J / m^3
Hf	Chaleur latente, J / m^3
h_f	Coefficient de convection, W / m^2 °C
h_c	Coefficient combiné de radiation et de convection, W / m^2 °C
K	Kelvin

k	Coefficient de conductivité thermique, W / m² °C
MEF	Méthode d'éléments finis
Plaque horizontale	plaque de dimensions 3/8 X 10 X 10 pouces^3 et sans préparation
Plaque verticale	plaque de dimensions 3/8 X 10 X 6 pouces^3 et avec préparation
Q	Chaleur, W
Q_f	Chaleur perdue par convection, W
Q_r	Chaleur perdue par radiation, W
Q_c	Chaleur perdue par combinaison convection-radiation, W
Q_{bain}	Chaleur mise dans le bain de fusion, W
Q_{nette}	Chaleur totale absorbée par les plaques ($Q_{nette} = Q_{bain} + Q_{rad}$), W
Q_{rad}	Chaleur absorbée par les plaques par radiation, W
r_d	Rayon du disque, m
SCOMPI	Le robot qui a réalisé la soudure
T	Température, K
T	Température, °C
T_f	Température ambiante, °C
THi	Température sur la plaque horizontale par le thermocouple i (i =1, 2, 3, 4)
TVi	Température sur la plaque verticale par le thermocouple i (i = 1, 2, 3, 4)
	(i < j => thermocouple i est plus proche au joint que le thermocouple j)
t	Temps, s
v	Vitesse d'avancement de la torche, m / s
ZAT	Zone Affectée Thermiquement
ZL	Zone Liquide (bain de fusion)
ZS	Zone Soudée (ZS + ZAT)

INTRODUCTION

Le projet consiste à modéliser le soudage d'un joint en T par la MEF. Il est constitué de deux parties : la partie expérimentale et la partie simulation.

Le but spécifique du projet consiste à modéliser le soudage d'un joint en T aussi fidèle que possible à la réalité, et ce, pour prédire les distorsions dans la structure soudée. Ce modèle sera applicable à une géométrie plus complexe, comme celle des turbines de type Francis.

La partie expérimentale a pour but de valider la simulation. On note aussi une lacune de la littérature à ce sujet. Cette démarche contient deux types de résultats : les résultats thermiques et les résultats structuraux. L'acquisition des températures est faite en temps réel durant le soudage à l'aide de quatre thermocouples collés sur chacune des plaques. Pour l'expérimentation structurale, il s'agit de connaître les contraintes résiduelles en un point donné dans la structure finale pour fins de comparaison. Ce point se trouve au centre de la face opposée au joint de la plaque horizontale. Dans cette partie, il y a aussi la mesure de la distorsion dans la plaque horizontale. À cet effet, on mesure les déplacements normaux du côté droit et du côté gauche de la plaque horizontale.

Le modèle de simulation (partie numérique) comprend la géométrie, les formules mathématiques, la programmation et la résolution du problème sur ordinateur. Il est divisé en deux parties : la partie thermique et la partie structurale. La première partie contient la simulation des températures dans les plaques soudées dès le début du soudage et jusqu'au refroidissement à l'état initial. La simulation structurale est faite en deuxième étape en appliquant les résultats de la simulation thermique sur les plaques.

La méthode utilisée pour la simulation du dépôt du métal d'apport est la méthode du « birth and death ». Dans cette méthode, les éléments de soudure sont initialement inactifs (death of the elements), puis ils sont activés (birth of the elements) au fur et à mesure que le dépôt du métal d'apport (le cordon) avance.

Comme la simulation numérique est délicate et coûte cher en termes de mémoire et en temps de calcul, un travail minutieux a été fait sur l'optimisation et l'efficacité des

programmes en examinant tous les facteurs qui vont améliorer les résultats dans ce sens. Cela a conduit à focaliser l'intérêt sur la position du centre du double ellipsoïde (position de la torche) par rapport aux éléments du modèle, plutôt qu'à se concentrer sur le temps absolu dans la simulation transitoire, et ce, durant le dépôt du métal d'apport. Alors, un lien entre l'incrémentation du temps et la position du double ellipsoïde par rapport aux éléments finis a été fait avec un réajustement minime du maillage dans le sens de la longueur du joint.

Ce modèle prend aussi en compte les propriétés non linéaires du matériau en fonction de la température. Une nouvelle méthode de calcul du coefficient combiné de la perte de chaleur a été introduite dans l'étape de détermination des propriétés du matériau.

Le logiciel utilisé dans la simulation est ANSYS.

CHAPITRE 1

REVUE DE LA LITTÉRATURE

1.1 Modélisation par éléments finis en général et analyses impliquées

De nombreux procédés de soudure ont été développés. Ils diffèrent par la façon dont la chaleur est appliquée et par l'équipement utilisé. Certains de ces procédés exigent le forgeage ou la pression (soudage plastique) pour effectuer le soudage. D'autres portent le métal à l'état liquide (soudage par fusion) et n'exigent aucune pression.

Habituellement, les simulations par la méthode des éléments finis nécessitent un maillage très fin qui augmente la résolution dans la zone locale de soudure (ZL & ZS). Au-delà de ces études, les interactions entre la zone de soudure (ZS) et les structures élastiques globales soudées peuvent également être traitées. Dans ces cas, des complications résultent de la jonction entre la zone locale de soudure et la structure globale.

Les problèmes de modélisation peuvent alors inclurent plusieurs types d'analyses tels que : l'analyse des contraintes thermiques dans les soudures, l'analyse par éléments finis de chaque procédé traité, l'analyse viscoplastique, l'analyse thermoviscoplastique, l'analyse thermoélastoplastique, la plasticité des transformations, la modélisation thermométallurgique, l'étude de la zone de transition solide–liquide, les nouvelles lois des matériaux, les analyses microstructurale et macrostructurale, les aspects informatiques des procédés de soudure, la formulation des d'éléments, le soudage des grandes structures, l'analyse des longues soudures, l'analyse de fiabilité, les simulations bidimensionnelles et tridimensionnelles. Ces problèmes sont souvent étudiés dans les analyses de coulée et de solidification [1].

1.2 État de l'art

Avant d'entrer dans les réalisations du domaine de la modélisation du soudage, il est important de mentionner les facteurs qui ont contribué d'une façon positive ou négative à l'approche du problème. Cela trouve son importance dans le fait que ces facteurs sont souvent présents avec de modestes contributions.

1.2.1 Facteurs de la modélisation

Tout d'abord, il est important de mentionner que les variantes des procédés de soudage sont multiples, dont les plus importantes sont :

a. Les matériaux utilisés : métaux, alliages, etc;
b. Le domaine de l'industrie : cela influe sur la finition nécessaire du produit comme le secteur des machineries lourdes, le secteur de l'automobiles, le secteur de l'aéronautiques, le secteur nucléaire, etc.;
c. Le procédé en tant que tel : soudage par points, par friction, par laser, par pression, par ultrasons, à l'arc, etc.

Plusieurs questions se posent : Que va-t-on souder? Comment va-t-on le faire? Et qui va l'utiliser?

La question d'utilisateur a contribué le plus aux études approfondies du phénomène du soudage en question (le procédé). Aussi, le degré de difficulté du procédé du soudage a contribué à déterminer à quelle fréquence aborder la modélisation. Avec cette question viennent les procédés de soudage de haute technologie (où les grands investissements), comme le soudage au laser. À la troisième question, viennent les procédés tels que le soudage par friction, ou par points, qui est le plus simple. Il reste à mentionner que dans ces procédés, il n'y a pas d'ajout de matière (matériau d'apport) et la modélisation est alors un modèle sans introduction de nouveaux éléments.

Des modélisations d'autres procédés ont aussi été faites, mais elles sont rares.

En effet, la modélisation du soudage est un problème très complexe provoquant un couplage thermomécanique et une non-linéarité du matériau *(qui passe dans les trois domaines de phases dans certains procédés)*. On a commencé, depuis les trois dernières décennies, à développer des modèles de plus en plus complexes.
Dans la partie suivante, un bref historique des réalisations dans la modélisation du soudage sera présenté. Finalement, l'application de la MEF à la modélisation du soudage sera également présentée.

1.2.2 Bref historique de la simulation du soudage

Teng et Chang (1998) expliquent qu'un modèle thermomécanique a été développé par Friedman (1975) qui a employé la MEF pour calculer les températures, les efforts et les déformations pendant le soudage.
Des programmes informatiques utilisant la MEF dans le domaine élastoplastique ont été développés par Muraki (1975) pour calculer les contraintes résiduelles d'origine thermique et le mouvement du métal fondu dans le bain de fusion.
Les températures et les contraintes ont été analysées par Karlsson (1989) et par Josefson (1990) dans le soudage bout à bout avec une simple passe sur le périmètre d'un tube d'acier au carbone et manganèse en utilisant les codes ADINAT et ADINA des éléments finis.
Ces contraintes résiduelles ont été estimées par Josefson (1993) dans une soudure multi-passe et dans un tube carré soudée par points en utilisant SOLVIA et ABAQUS, qui sont des codes d'éléments finis commerciaux disponibles pour faire des analyses non linéaires.
Murthy (1996) propose une méthodologie détaillée pour l'analyse des contraintes résiduelles dues aux procédés de soudage et de trempe. Les distributions de la température et des contraintes obtenues numériquement sont validées avec des données publiées pour la soudure bout à bout des plaques, la soudure circonférentielle des tubes, la soudure multipasse des plaques et la trempe. Les formulations thermiques et

thermoélastoplastiques utilisés prennent en compte la non-linéarité des propriétés des matériaux et des coefficients de transfert thermique en fonction de la température. Aussi, elles prennent en compte la perte de chaleur par radiation aux frontières et les changements de phase des matériaux. Ces formulations expliquent également certaines limitations de certains codes commerciaux d'éléments finis, en particulier les problèmes thermomécaniques engendrés par les changements de phase et par la plasticité induite par les transformations métallurgiques.

Une grande variété de codes d'éléments finis utilisés pour la simulation du soudage a été documentée, comme le logiciel des éléments finis utilisé par Vincent (1999). Dans son modèle, il considère le chargement thermique appliqué à d'un laser au dioxyde de carbone sur un disque mince d'acier pour simuler le soudage et pour comparer les contraintes résiduelles qui en découlent, celles-ci étant obtenues expérimentalement, ou en utilisant des codes d'éléments finis désignés sous le nom de Sysweld (Framatome) et de Code_Aster (l'EDF). Les transformations métallurgiques ont été prises en considération et les résultats des éléments finis sont conformes aux mesures expérimentales, y compris les températures, la taille de la zone de transformation, les déplacements et les contraintes résiduelles.

Mackerle (2001) a écrit une bibliographie sur la MEF et les éléments de frontière. Cette bibliographie a été publiée en 1998, en 1999 et au premier trimestre de 2000. Elle fournit une liste de 207 références sur l'analyse et la modélisation des contraintes résiduelles; des techniques générales de solution aussi bien que des applications sur des problèmes spécifiques sont incluses [2].

Les problèmes de distorsion, de contraintes résiduelles et de fragilité de la structure, dans et autour des joints soudés, résultent directement du cycle thermique causé par l'apport thermique intense de la source de chaleur dans les soudages par fusion. Une bonne estimation du cycle thermique est strictement liée à une bonne modélisation d'une source de chaleur. Dans le paragraphe suivant, des modèles préliminaires de sources de chaleur vont être présentés de même que le modèle utilisé pour la simulation du soudage du joint en T.

1.3 Modèles des sources de la chaleur dans le soudage

1.3.1 Modèles préliminaires (1D et 2D)

La précision de la détermination des contraintes résiduelles et de la distorsion est définie en fonction de la précision de la détermination du cycle thermique durant le soudage.
Plusieurs modèles de la source génératrice de chaleur de soudage ont été développés avec une complexité croissante. Tous ces modèles utilisent la théorie de base des flux de chaleur de conduction développée par Fourier. Cette théorie est appliquée par Rosenthal (1930) sur des sources qui se déplacent le long du trajet de la torche. Ces sources de chaleur se présentent sous forme d'un point, d'une ligne ou d'un plan avec un flux et une température considérés infinis à la source.
Un des défauts de ces modèles réside dans cette hypothèse qui élimine la distribution de la chaleur. Cela augmente les erreurs dans les régions proches de la source. Les solutions seront marginalement acceptables dans les régions où la température est de 20 % inférieure à la température de fusion. Un autre défaut est l'indépendance des propriétés du matériau par rapport à la température.
Plus tard, Pavelic (1965) a suggéré une distribution Gaussienne du flux (W/m^2) sur une surface circulaire. Le disque de Pavelic, combiné à l'analyse par éléments finis, a donné une présentation plus réelle et une meilleure distribution de la température dans la zone de fusion. Aussi, il est très exact dans le cas d'une torche qui ne cause pas de fusion dans le métal (cas structural linéaire).
La distribution normale est exprimée sous la forme

$$q_{(r)} = q_{(0)} e^{-cr^2} \tag{1.1}$$

Avec :

$q_{(r)}$ = flux surfacique au rayon r (W/m^2)

$q_{(0)}$ = flux maximal au centre de la source (W/m^2)

c = coefficient de concentration (m^{-2})

r = distance radiale du centre de la source

La figure suivante montre la distribution de chaleur sur le disque de Pavelic.

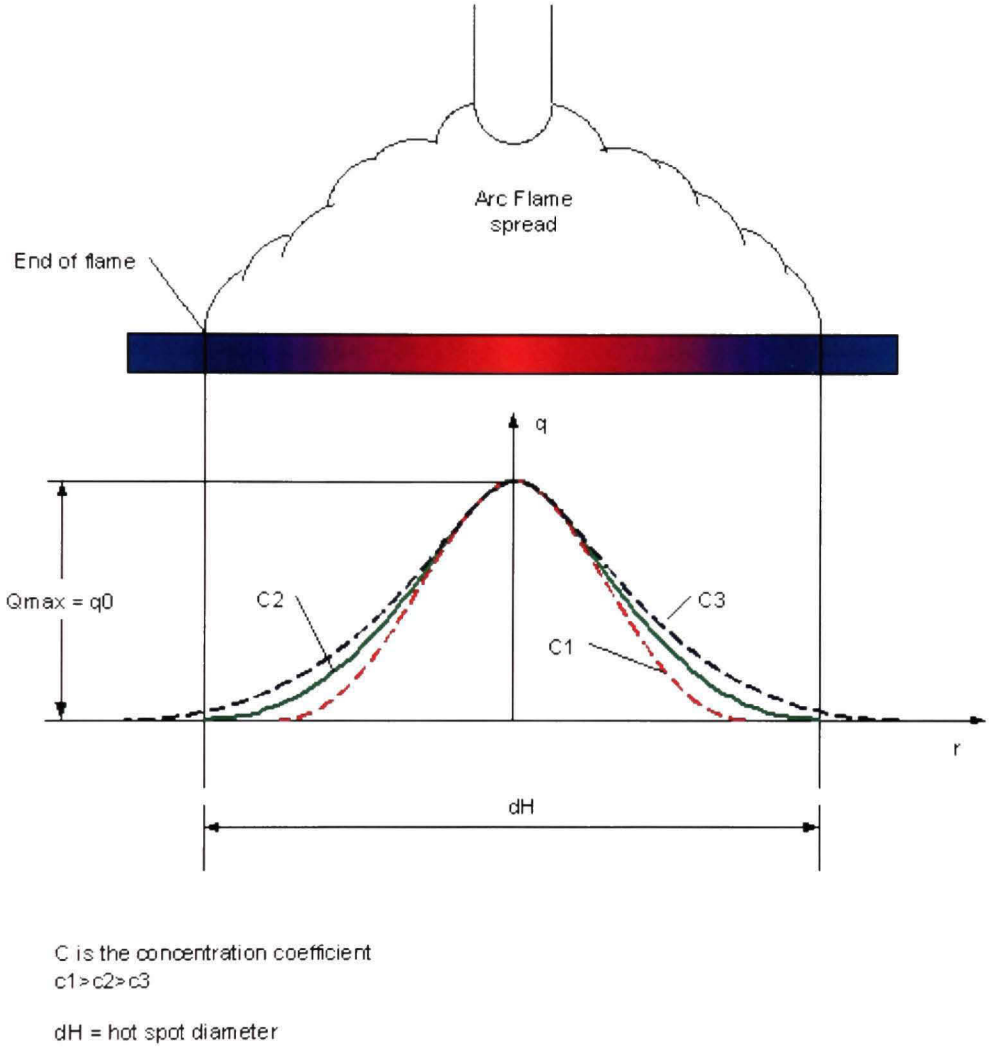


Figure 1.1 Source disque

Une alternative a été proposée par Friedman (1975) puis par Krutz et Segerlind (1978). Cette alternative consiste à exprimer le disque de Pavelic en fonction d'un système de coordonnées qui bouge avec la source. Une coordonnée locale ζ est introduite et l'équation du disque dans le système de coordonnées local devient :

$$q(x,\xi) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{\frac{-3x^2}{c^2}} e^{\frac{-3\xi^2}{c^2}} \tag{1.2}$$

Où ζ est la coordonnée locale dans la direction z et elle est exprimée avec :

$$\xi = z + v^*(\tau - t) \tag{1.3}$$

Alors, en substituant ζ par sa valeur dans (1.2), on obtient pour $x^2 + \xi^2 < c^2$:

$$q(x,z,t) = \frac{3Q}{\pi c^2} e^{\frac{-3x^2}{c^2}} e^{\frac{-3(z+v(\tau-t))^2}{c^2}} \tag{1.4}$$

Pour $x^2 + \xi^2 > c^2$, on obtient $q(x,\xi) = 0$.

Remarque : Pour de grandes vitesses de soudage, on peut supposer que le flux de chaleur dans la direction z est négligeable et, dans ce cas, un modèle bidimensionnel en (x, y) donnera des résultats acceptables avec un gain dans le temps de calcul par rapport à un modèle tridimensionnel.

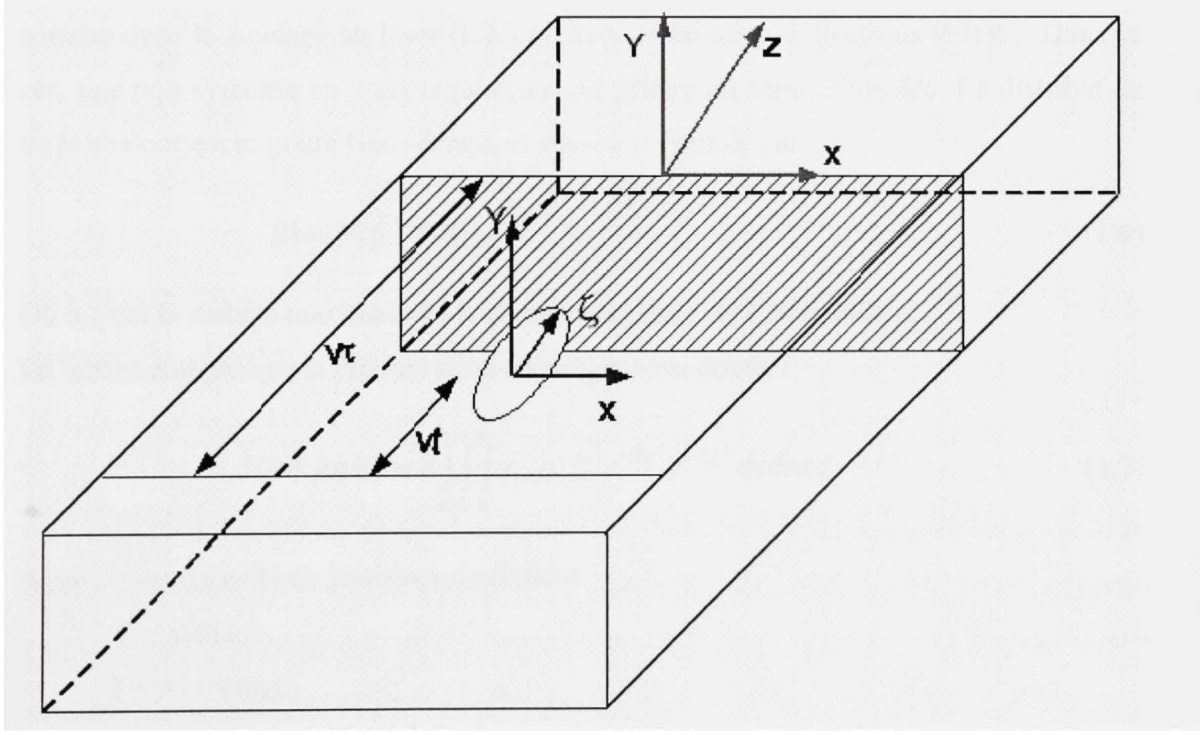


Figure 1.2 Système de coordonnées utilisé dans les EF du modèle du disque selon Krutz et Segerlind

1.3.2 Modèles plus avancés (3D)

Dans ce paragraphe, il y a une brève introduction sur les modèles tridimensionnels : hémisphérique, ellipsoïdal et double ellipsoïdal. Ces modèles représentent plus réellement la source de chaleur avec une distribution tridimensionnelle de la densité de l'énergie dans le bain de fusion.

Le modèle le plus simple sera le modèle hémisphérique qui distribue la chaleur selon une Gaussienne suivant l'équation :

$$q(x, y, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{\pi c^3 \sqrt{\pi}} e^{\frac{-3x^2}{c^2}} e^{\frac{-3y^2}{c^2}} e^{\frac{-3\xi^2}{c^2}} \tag{1.5}$$

Alors, une troisième dimension (direction y) est ajoutée au disque de Pavelic.

Mais, dans plusieurs applications, la distribution de la chaleur est loin d'être sphériquement symétrique, comme dans le cas des soudages avec grande pénétration comme dans le soudage au laser (LW) ou avec le faisceau d'électrons (EBW). Dans ce cas, une non-symétrie en y est requise, ce qui génère un semi-ellipsoïde. La distribution de la chaleur est toujours Gaussienne, et elle est présentée par :

$$q(x, y, \xi) = q_{(0)} e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} \tag{1.6}$$

Où $q_{(0)}$ est la densité maximale de la chaleur au centre de l'ellipsoïde.

En tenant compte que la conservation d'énergie nous donne :

$$2Q = 2\eta VI = 8\int_0^\infty \int_0^\infty \int_0^\infty q_{(0)} e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-C\xi^2} dx dy d\xi \tag{1.7}$$

Avec : η = efficacité de la source de chaleur

V = voltage

I = Ampérage

En évaluant (1.7), on obtient $q_{(0)}$ en fonction des dimensions de l'ellipsoïde et de la chaleur effective fournie :

$$q_{(0)} = \frac{2Q\sqrt{ABC}}{\pi\sqrt{\pi}} \tag{1.8}$$

L'évaluation des constantes A, B et C est faite en fonction des semi-axes de l'ellipsoïde a, b et c dans les directions x, y et ζ respectivement. En prenant comme hypothèse que la densité de la chaleur chute à 5 % aux surfaces de l'ellipsoïde, cela donne :

$$q_{(a,0,0)} = q_{(0)}e^{-Aa^2} = 0.05q_{(0)} \Rightarrow A = \frac{\log 20}{a^2} \cong \frac{3}{a^2} \tag{1.9}$$

Similairement pour B et C, on aura

$$B = \frac{\log 20}{b^2} \cong \frac{3}{b^2} \tag{1.10}$$

$$C = \frac{\log 20}{c^2} \cong \frac{3}{c^2} \tag{1.11}$$

En substituant A, B, C et $q_{(0)}$ par leur valeur dans (1.6), on obtient la distribution de la densité d'énergie dans l'ellipsoïde par rapport à un système de coordonnées local attaché au centre de celui-ci :

$$q(x, y, \xi) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\,\pi\sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{a^2}} e^{-\frac{3y^2}{b^2}} e^{-\frac{3\xi^2}{c^2}} \tag{1.12}$$

Puis en substituant ζ de (1.3) par sa valeur dans (1.12), on obtient l'équation dans un système de coordonnées global fixe :

$$q(x, y, z, t) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\,\pi\sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{a^2}} e^{-\frac{3y^2}{b^2}} e^{-\frac{3(z+v(\tau-t))^2}{c^2}} \tag{1.13}$$

Ce modèle de source de chaleur donne la flexibilité d'appliquer une chaleur dont la profondeur est différente de sa largeur ($a \neq b$). Mais l'expérience montre que la symétrie selon la direction d'avancement de la torche (direction z) est aussi non symétrique. On voit une allure plus stricte et étroite en amont de la torche et une autre plus souple et allongée en aval de celle-ci (c1 < c2 dans la figure 1.3), d'où la création d'une asymétrie en z en créant un double ellipsoïde. Le bain de fusion est composé de deux quadrants incluant deux volumes différents avec une distribution de densités différentes. De plus,

des fractions différentes f_f et f_r de chaleur sont utilisées dans chaque quadrant avec f_f et f_r liées par $f_f - f_r = 2$; avec f_f et f_r sont les fractions de chaleur dans le quadrant en amont et le quadrant en aval respectivement. L'équation (1.13) est écrite pour chaque quadrant en incluant la fraction correspondante :

$$q_f(x,y,z,t) = \frac{6\sqrt{3} f_f Q}{abc_1 \pi \sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{a^2}} e^{-\frac{3y^2}{b^2}} e^{-\frac{3(z+v(\tau-t))^2}{c_1^2}} \tag{1.14}$$

$$q_r(x,y,z,t) = \frac{6\sqrt{3} f_r Q}{abc_2 \pi \sqrt{\pi}} e^{-\frac{3x^2}{a^2}} e^{-\frac{3y^2}{b^2}} e^{-\frac{3(z+v(\tau-t))^2}{c_2^2}} \tag{1.15}$$

La figure 1.3 montre la configuration de la source de chaleur avec double ellipsoïde.

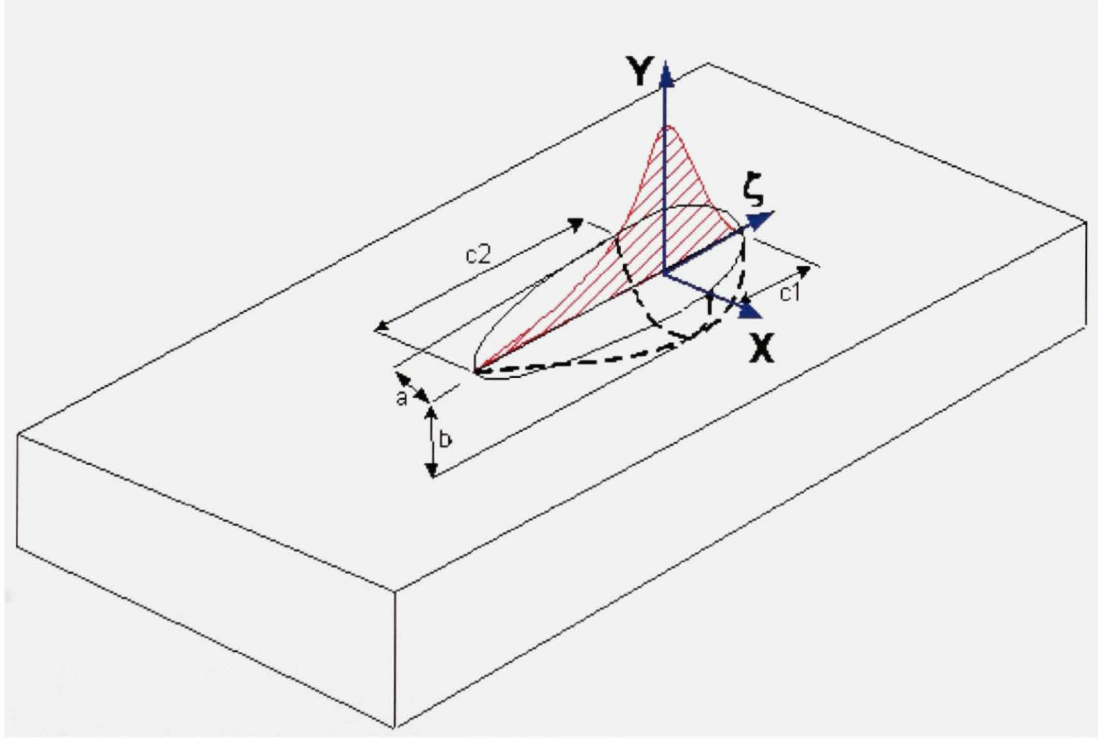


Figure 1.3 Configuration du double ellipsoïde avec distribution de la densité de chaleur dans la direction ζ.

Ces équations sont les formulations les plus générales. En effet toutes les précédentes en sont des cas particuliers.

Les simulations utilisent ces équations pour la génération de la chaleur dans le modèle d'éléments finis avec un choix convenable des paramètres qui sont en jeu.

Les figures et les équations utilisées sont adaptées de la référence [3] qui fait aussi référence à d'autres articles telle que la référence [4].

Dans le chapitre suivant, l'expérimentation du soudage du joint en T est présentée ainsi que les essais réalisés et les mesures prises en vue de valider la simulation.

CHAPITRE 2

L'EXPÉRIMENTATION ET LES MESURES

2.1 Le but

Le but de l'expérimentation est de procéder à la validation du modèle numérique. Certains paramètres servent de données à la simulation, comme la vitesse du mouvement de la torche, le voltage moyen et l'ampérage moyen; d'autres servent aux fins de comparaison, comme la température, la contrainte et la distorsion.

Le volet expérimental du projet est divisé en deux parties. La première partie est thermique et sert à l'acquisition en temps réel de la température en certains points sur les plaques. Le repérage des températures est réalisé lors du soudage et jusqu'au refroidissement. La deuxième partie est structurale et sert à mesurer la distorsion et la déformation dans la structure soudée; elle sert également à calculer la contrainte au centre de la plaque horizontale située sur la face opposée à celle qui est soudée.

2.2 L'expérimentation

Dans ce paragraphe, une description du joint et du procédé du soudage sont exposés.

2.2.1 La géométrie du joint

Le joint est constitué de deux plaques en acier AISI-1018 (ANNEXE I), de longueur de 10 pouces (254 mm) en direction z et d'épaisseur 3/8 de pouce. La largeur de la plaque horizontale est de 10 pouces. La plaque verticale a une largeur de 6 pouces, elle est placée perpendiculairement au milieu de la plaque horizontale pour former un joint en T. Ce joint est fait avec une préparation de la plaque verticale. La préparation est un chanfrein d'¼ X 60° sur les deux arêtes au joint.

La figure suivante montre la géométrie du joint et de la préparation.

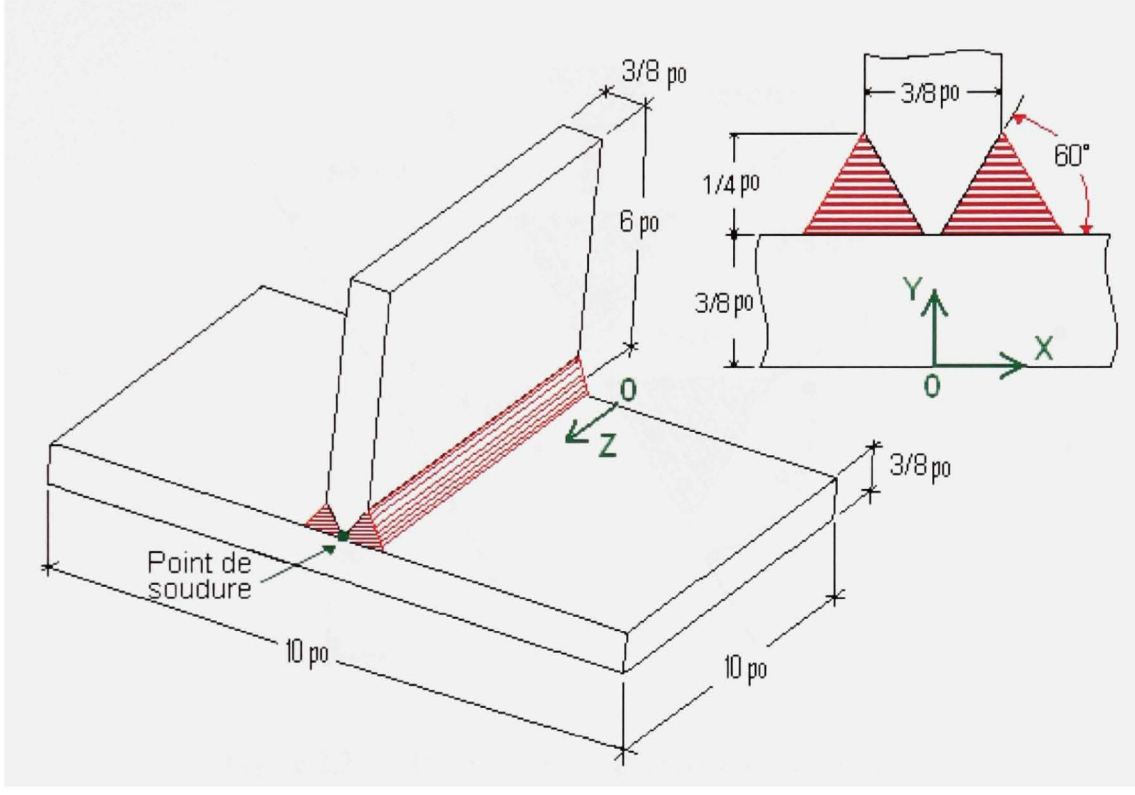


Figure 2.1 La géométrie des plaques soudées et du joint

La préparation est choisie de façon à permettre une bonne pénétration (le modèle simulé devrait comporter un soudage complet dans toute la région de contact) et ses dimensions doivent avoir une géométrie la plus symétrique possible (pour supposer un double ellipsoïde symétrique par rapport à son premier axe, en pointillé dans la figure 2.2).

Pour avoir de meilleurs résultats de soudage, les plaques sont taquées aux extrémités et elles sont disposées de façon à ce que le bain de fusion soit à la position horizontale : la plaque horizontale est tournée de 60° par rapport à l'horizontale pour avoir le volume à remplir symétrique par rapport à une torche verticale qui soude à plat (voir figure 2.2).

Les plaques sont tenues de cette façon à l'aide d'un gabarit en acier, spécialement conçu à cette fin, qui est suffisamment rigidifié dans le but d'obtenir un bridage maximal pour un contrôle adéquat et précis des conditions frontières structurales.

La figure 2.2 illustre la disposition des plaques relativement à la torche du soudage.

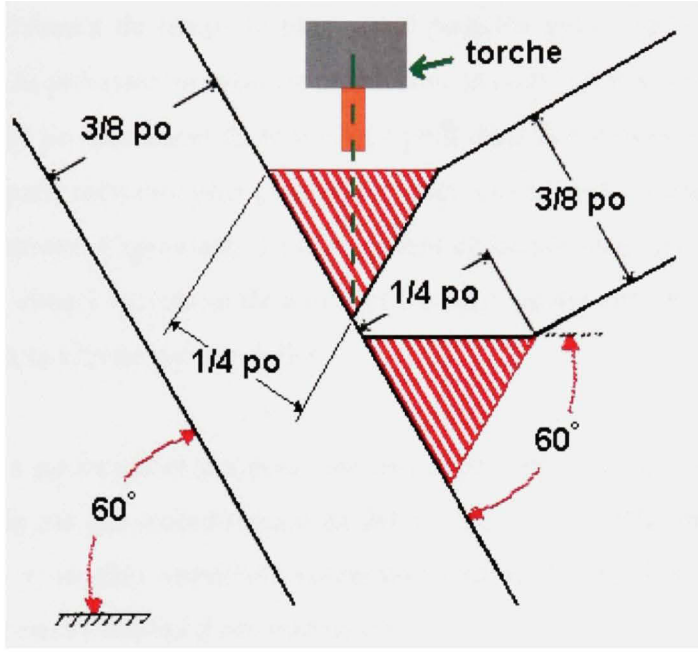


Figure 2.2 Disposition des plaques durant le soudage

2.2.2 Le procédé du soudage

Le procédé du soudage utilisé est le soudage GMAW avec un fil ER70S6 (ANNEXE II). Il est réalisé par le robot SCOMPI© pour avoir un contrôle précis des paramètres.

Les paramètres du procédé du soudage sont :

a. La vitesse d'avancement de la torche (v);
b. Le taux de dépôt;
c. Le courant (l'ampérage A);
d. Le voltage (V);
e. L'efficacité (η).

Ces paramètres sont déterminés et fixés avant et/ou durant l'expérimentation, à l'exception de l'efficacité qui est estimée après comparaison avec la simulation.

Tout d'abord, la vitesse du soudage est choisie comme la plus petite vitesse possible par le robot, soit 5 mm/seconde. Cela est pour faciliter la simulation en termes de calcul en choisissant un incrément de temps le plus grand possible pour minimiser le temps de calcul sans perdre la précision ni avoir de problèmes de convergence. Une grande vitesse de soudage requiert un incrément de temps très petit dans la simulation, donc un temps de calcul et un espace mémoire plus grands. En effet, ce concept est expliqué davantage dans le chapitre suivant. Cependant, il est important de mentionner que ce concept est la clef de la relation entre l'incrément de temps et l'espace (la distance dans la direction z) relié directement à la vitesse par la relation :

$$z = vt \tag{2.1}$$

Remarque : Cela a un inconvénient pour une très petite vitesse et une grande puissance de soudage dans le cas des modélisations en 2D, en (x, y), car l'effet du flux de chaleur dans la direction z va être important (remarque section 1.3.1). Cet inconvénient ne change cependant pas la fidélité d'un modèle en 3D.

Le deuxième paramètre à déterminer est le taux de dépôt du métal d'apport. En ayant la géométrie de la préparation et en ayant la vitesse d'avancement de la torche, on peut calculer le débit volumique du métal, requis pour le remplissage du chanfrein, par la formule suivante :

Débit volumique = Section à remplir par le métal d'apport x *Vitesse d'avancement de la torche.* (2.2)

Alors le taux de dépôt du métal d'apport sera :

Taux de dépôt = Débit volumique x *Poids spécifique* (2.3)

Dans ce cas, le taux de dépôt théorique est de 3.268 kg / heure. La valeur donnée au robot est de 3.333 kg / heure, soit un ajout de 1.9 %, pour assurer un bon mouillage le long des bords du cordon et en tenant compte qu'une partie du métal va s'évaporer à cause du surchauffement (tel que mentionné au paragraphe 1.2.1).

Les deux paramètres suivants (la différence de potentiel, le courant) sont automatiquement calculés par le système de contrôle du robot et ils ont des valeurs

moyennes fournies à la fin de chaque passe. Ces valeurs sont 26.9 Volts pour les deux passes et 220 et 221 Ampères respectivement pour la première passe et la deuxième. La détermination automatique est faite de façon à avoir une efficacité optimale pour le procédé du soudage.

L'efficacité du procédé est une valeur estimée à 77 %. D'après l'équation (1.7), la puissance nette fournie par le procédé est déterminée en fonction de son efficacité. Il est important de noter que cette valeur nette d'énergie est divisée en deux parties. La première, qui est la partie majeure, est l'énergie transmise par l'arc directement dans le bain de fusion, puis elle est propagée dans la structure par conduction. La deuxième partie est l'énergie transmise par la radiation de l'arc directement sur les surfaces exposées de la structure sans passer par le bain de fusion.

La figure 2.3 schématise le transfert d'une partie de la chaleur dans les plaques sans passer à travers le bain de fusion.

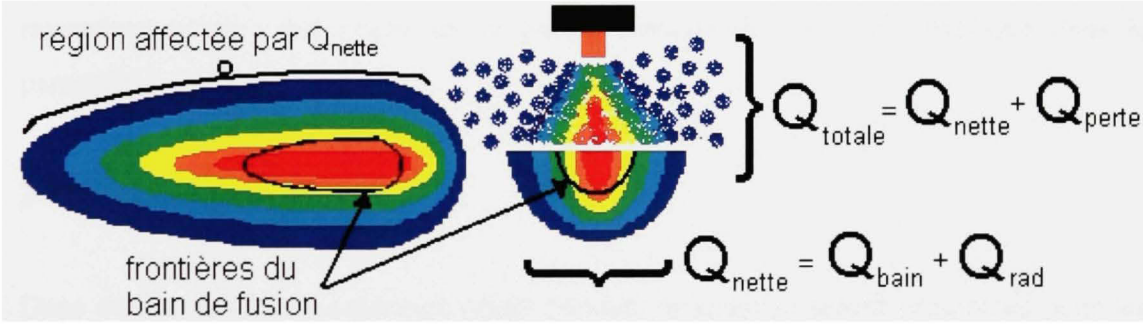


Figure 2.3 Énergie ne passant pas par le bain de fusion

Ce phénomène rend le modèle de simulation plus complexe, surtout en présence d'un joint en T dans lequel l'effet du rayonnement sur les pièces à souder est plus important que celui du soudage sur une surface plate (augmentation de Q_{nette} absorbée par les plaques => augmentation d'$\eta = Q_{nette} / Q_{totale}$) comme le montre la figure 2.4 suivante.

Remarque : Comme dans la simulation, la convection et la radiation sont appliquées à la surface du bain de fusion, alors cette efficacité ne prend pas en compte ces pertes, sinon la valeur de l'efficacité doit être inférieure à celle-ci.

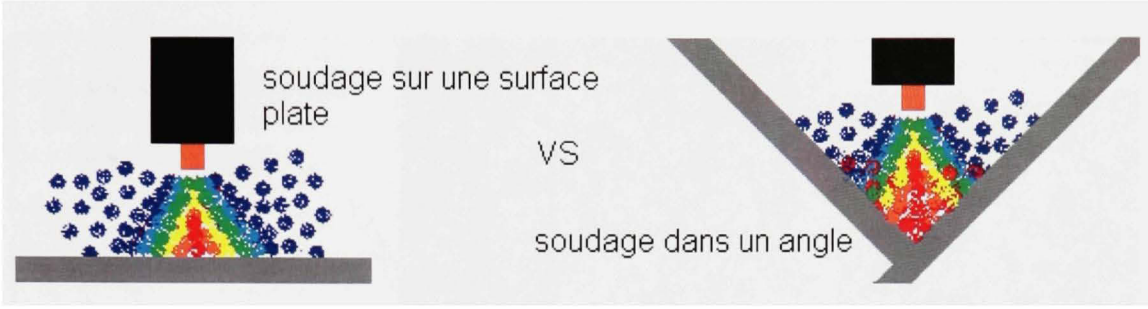


Figure 2.4 Soudage dans un coin versus soudage sur surface plate

Remarque : Dans la simulation, toute la quantité d'énergie est mise dans le bain de fusion, ce qui va accentuer les gradients de température à proximité de ce dernier. Tandis que dans l'expérience, le rayonnement va diminuer les gradients de température en mettant une partie de l'énergie à l'extérieur du bain de fusion en la transmettant directement aux surfaces exposées au rayonnement. Dans le cas de la deuxième passe, ce sont les thermocouples de la plaque verticale qui seront les plus sensibles au rayonnement que ceux posés sur la plaque horizontale (ceci sera expliqué dans le paragraphe suivant).

2.3 Les mesures

Dans ce paragraphe, les mesures prises pendant le soudage seront présentées pour les comparer aux résultats de la simulation. Comme mentionné ci-dessus, ces mesures sont divisées en deux types : les mesures thermiques et les mesures structurales.

2.3.1 Les mesures thermiques

Pour les mesures thermiques, il s'agit de faire l'acquisition de la température des plaques en sept points différents : trois sur la plaque verticale et quatre sur la plaque horizontale. Les points de repérage sont choisis le plus proche possible du cordon pour registrer les forts gradients de température. Les photos suivantes montrent la répartition des thermocouples sur les deux plaques.

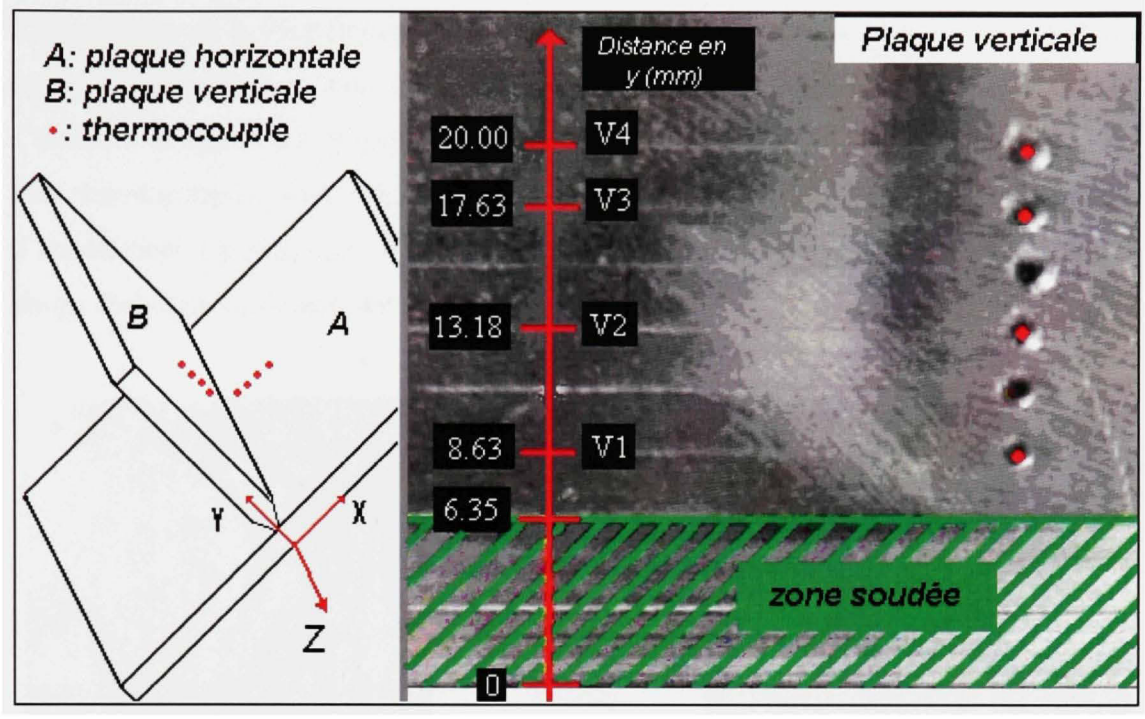


Figure 2.5 Disposition des thermocouples sur la plaque verticale

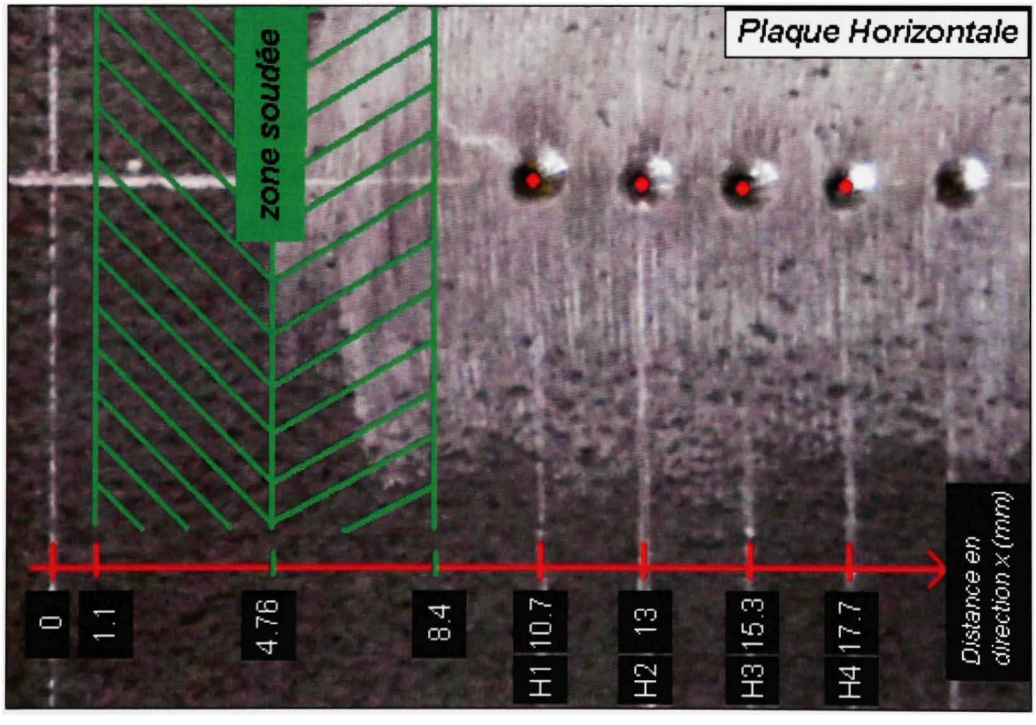


Figure 2.6 Disposition des thermocouples sur la plaque horizontale

L'acquisition de la température est faite à l'aide des thermocouples de type K collés aux endroits indiqués avec une pâte spéciale « Omegabond High Temperature Chemical Ciments » de type « CC High Temperature » (Figure 2.7).

Les thermocouples sont branchés à un ordinateur par l'intermédiaire d'un système d'acquisition. Un programme LABVIEW enregistre les lectures des thermocouples en temps réel dans un fichier .dat .



Figure 2.7 Disposition des thermocouples sur les plaques avant soudage

Comme les thermocouples sont positionnés au milieu des plaques le long de la trajectoire, on peut alors considérer que les sections parallèles au plan (x, y) (normaux à la trajectoire de la torche) subiront le même cycle thermique avec un décalage temporel, car ils sont à bonne distance de l'extrémité des plaques. Une petite variation de la position des thermocouples, en direction z, n'a donc pas un effet comme celle dans la direction x ou y; un ajustement du temps pour annuler le décalage peut être fait.

Durant cette mesure, il y a eu deux passes, soient deux cycles thermiques de réchauffement - refroidissement. Dans la première passe, la torche passe très proche des thermocouples; mais, dans la deuxième passe, la torche soude du côté opposé et les thermocouples se trouvent à l'abri de l'action directe de l'arc.

La figure 2.8 montre le degré d'influence de la radiation sur les lectures des thermocouples.

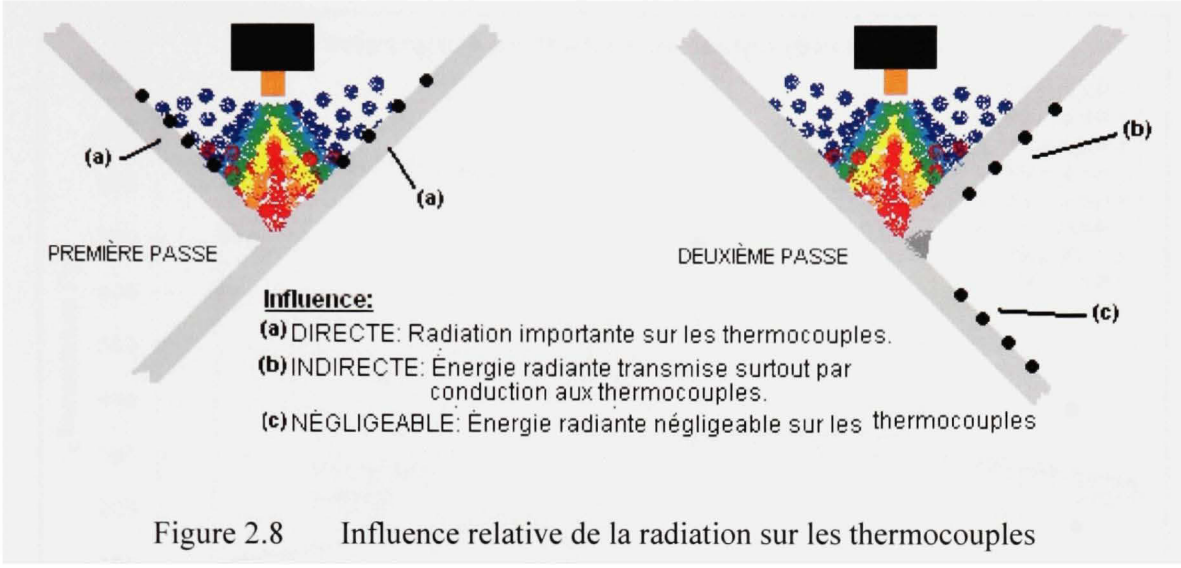


Figure 2.8 Influence relative de la radiation sur les thermocouples

Un autre paramètre entre en ligne de compte durant la première passe et a une influence majeure : le choc électrique créé par le champ magnétique de l'arc. Les thermocouples sont placés dans de petits trous entourés par la pâte, sans toucher le métal. Malgré l'excellente isolation électrique de la pâte utilisée, il existe un petit effet du courant et du champ magnétique sur les thermocouples.

Dans ce qui suit, des figures présentent les résultats du suivi des températures sur les deux plaques pour les deux passes. La figure 2.9 montre l'erreur et le bruit importants produits lors du passage de l'arc à côté des thermocouples. Ces problèmes sont dus au choc électrique que le système d'acquisition ne peut pas filtrer. Il est clair que les résultats de cette passe seront peu utiles pour la comparaison avec la simulation jusqu'au passage de la torche à proximité des thermocouples au milieu des plaques.

La comparaison entre les températures sera donc faite pour la deuxième passe dans laquelle les effets de la radiation directe seront éliminés.

La deuxième figure (Figure 2.10) montre l'effet de la radiation sur les thermocouples. Elle représente l'agrandissement de la zone entre accolades dans la figure 2.9. Elle illustre l'incertitude et l'erreur sur l'enregistrement des températures, introduites à cause du rayonnement et du courant.

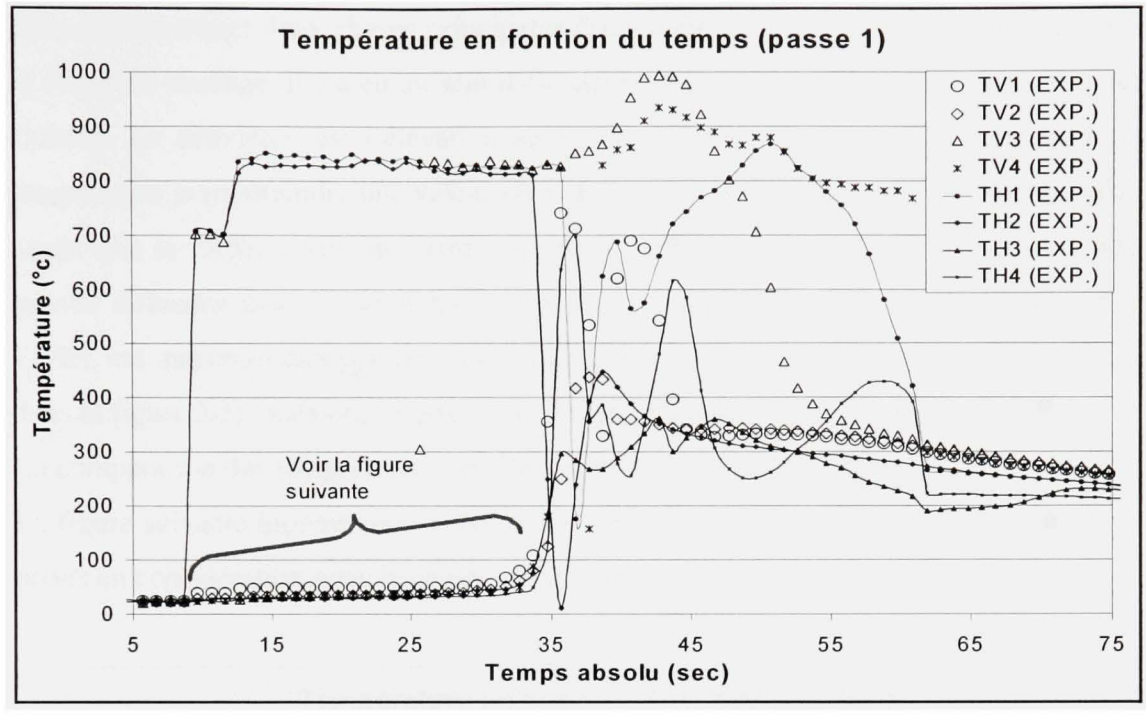


Figure 2.9 Bruit et erreur sur le repérage des températures dus au champ magnétique

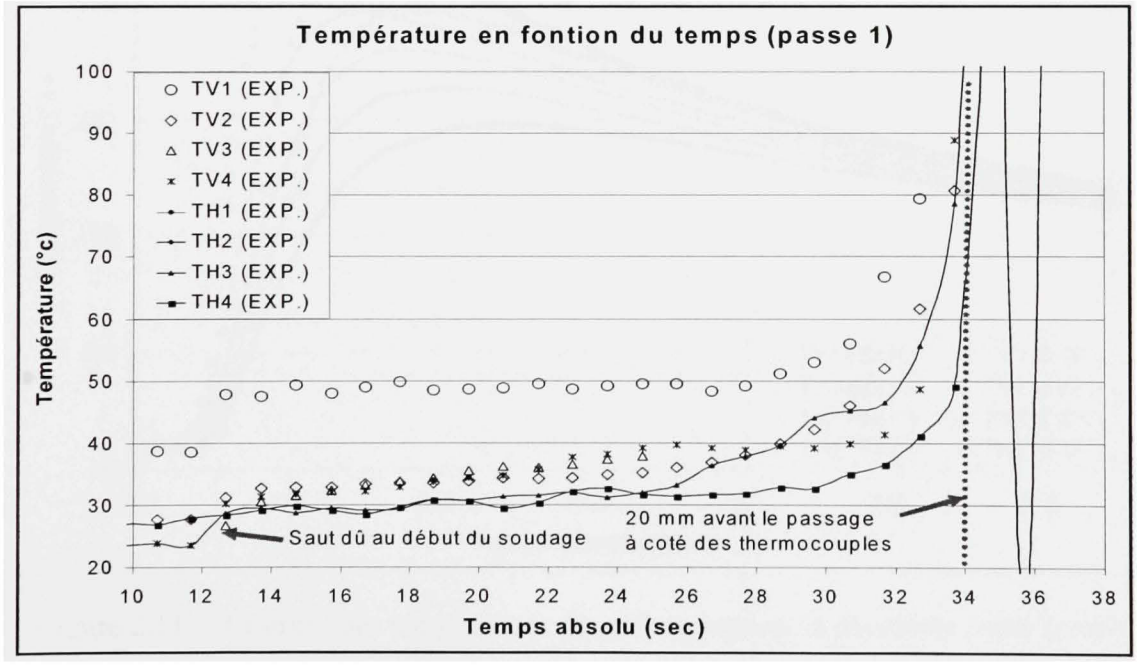


Figure 2.10 Effet de la radiation dans la première passe

On peut remarquer deux choses principales dans la figure 2.10. La première est que, dès le début du soudage, il y a eu un saut d'élévation de température de quatre à sept degrés Celsius. La deuxième est l'élévation au fur et à mesure que la torche avance de la température pour atteindre une valeur qui dépasse les 100 °C même 20 mm (4 secondes) avant que la torche arrive au centre des plaques. Cela prouve que la radiation a une grande influence dans ce cas d'application. Cette quantité d'énergie, dont on a montré l'effet, est transmise aux plaques et est incluse dans l'efficacité du soudage (Q_{nette}/Q_{totale} dans la figure 2.3), mais elle ne passe pas à travers le bain de fusion.

La comparaison des températures sera alors limitée pour la deuxième passe.

La figure suivante montre les courbes des températures de la deuxième passe qui seront prises en considération pour la comparaison avec la simulation par la MEF.

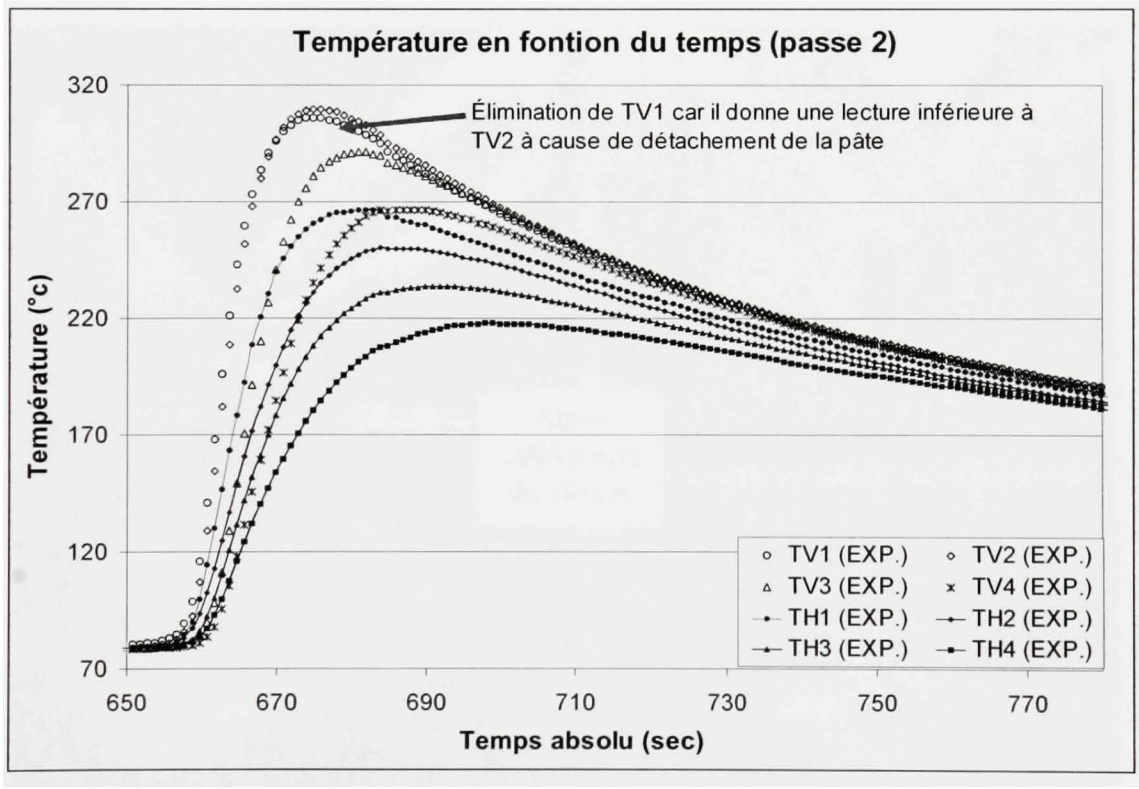


Figure 2.11 Courbes des températures des points pendant la deuxième passe (essai)

Dans la deuxième passe, on aura une comparaison dans toute la plage du cycle thermique (réchauffement rapide – refroidissement lent), toujours en tenant compte de l'effet de la concentration de l'énergie émise sur les plaques et de l'effet de la radiation relativement aux positions des thermocouples.

Les courbes TV1 et TV2 montrent que TV1 > TV2 pendant le réchauffement, mais TV2 atteint un maximum plus élevé, ce qui est en contradiction avec la réalité. Cela est dû au détachement de la pâte (voir figure 2.12). On éliminera alors le résultat de V1 dans la comparaison sur la plaque verticale.

Les photos suivantes montrent les thermocouples après le soudage, puis après l'enlèvement de la pâte aux endroits de la jonction des thermocouples pour la vérification du bon emplacement au point voulu.

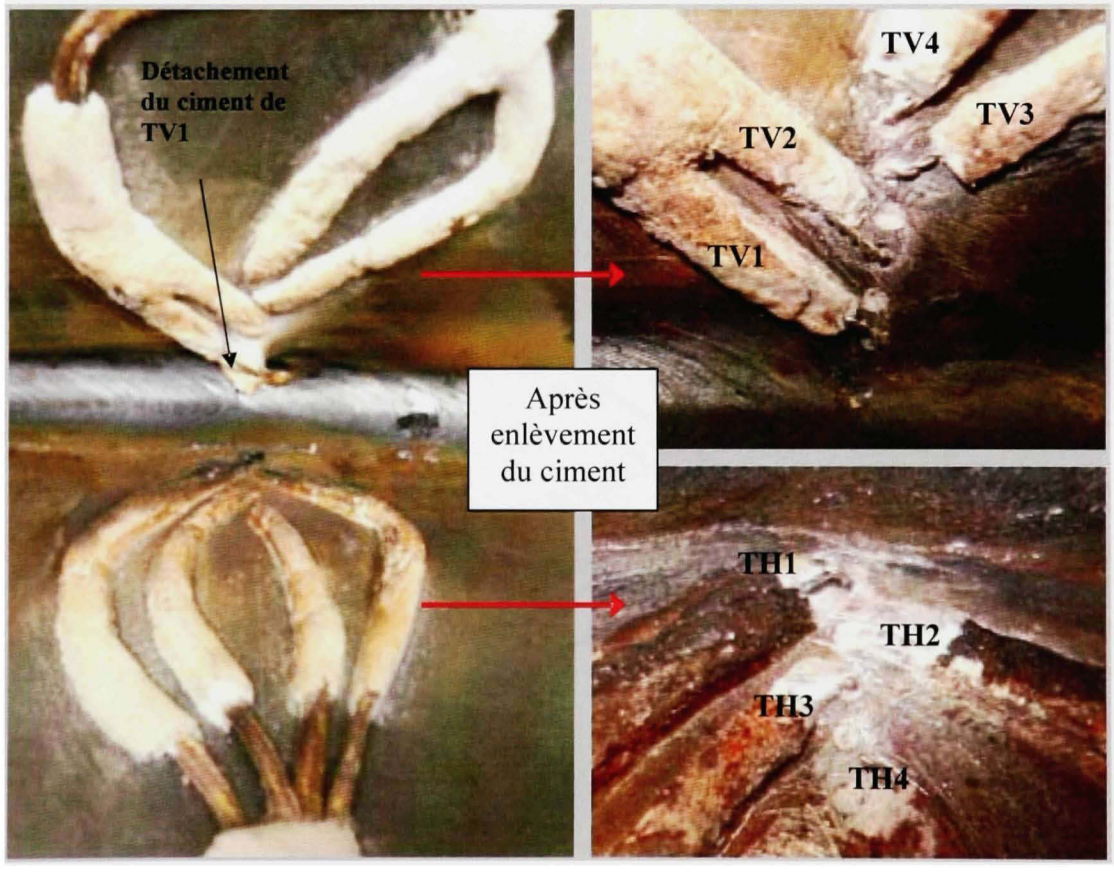


Figure 2.12 Thermocouples après soudage (échelle sur la figure 2.7)

2.3.2 Les mesures structurales

Dans cette partie, il s'agit d'avoir des mesures structurales pour faire la comparaison avec les résultats structuraux de la simulation. Il existe deux mesures :

a. Le calcul de la contrainte au centre de la plaque horizontale en un point situé sur la face opposée au côté du soudage (voir figure 2.13 pour la position de la jauge dans la géométrie et la figure 2.14 pour sa position par rapport au joint);
b. La mesure du déplacement aux deux extrémités de la plaque horizontale.

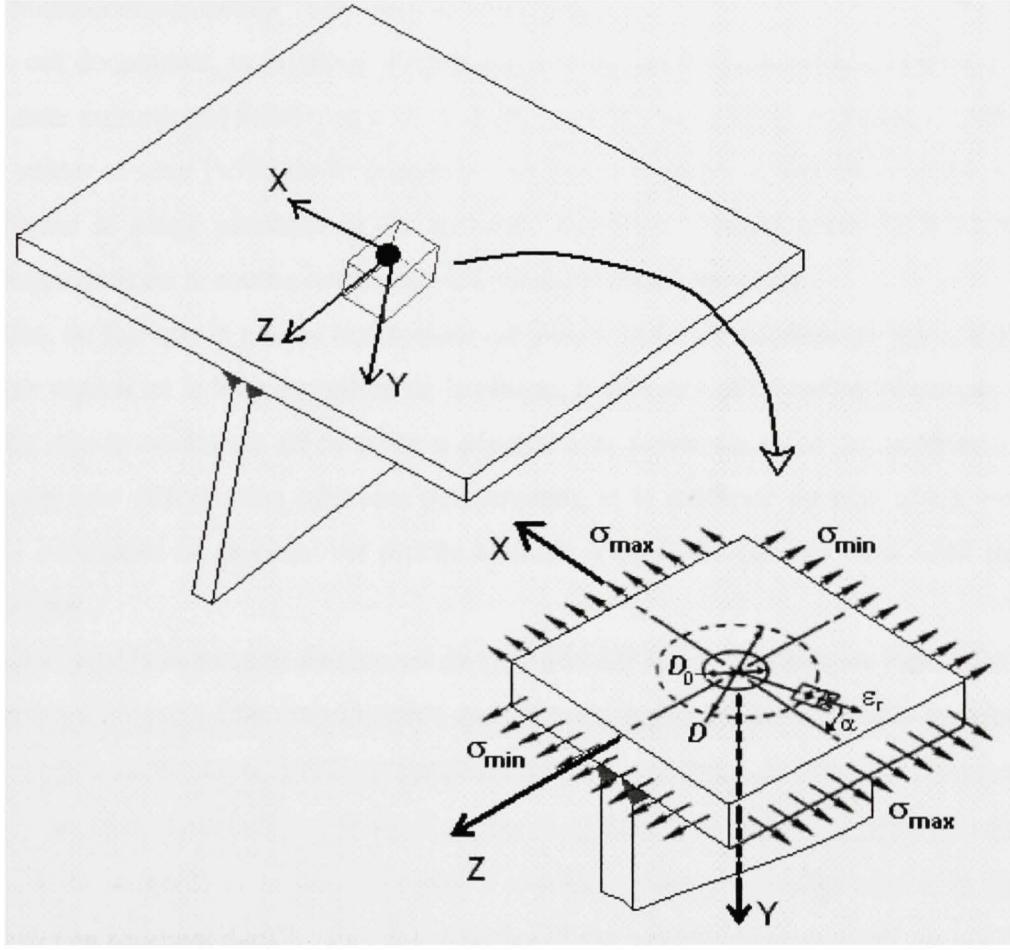


Figure 2.13 Le point de la position de la jauge pour la mesure des déformations

2.3.2.1 Le calcul de la contrainte

La méthode utilisée dans cette mesure est la méthode de perçage d'un trou. Ce procédé est utilisé pour déterminer la contrainte en un point donné. C'est une façon semi-destructive qui consiste à mesurer les déformations au centre d'une rosette formée de trois jauges à 45°. Ces déformations sont dues à la relaxation dans le matériau. Le perçage du trou, c'est-à-dire l'enlèvement de la matière, cause une redistribution des contraintes à proximité du trou. Les détails de cette méthode de calcul de la contrainte résiduelle et de la réalisation des essais sont donnés dans la norme ASTM E837-92 et dans Measurements Group Tech Note TN-503. [5]

Selon ces documents, la méthode du perçage du trou donne de bonnes valeurs quand la contrainte mesurée est inférieure à 70 % de la limite d'élasticité du matériau. Au-delà de cette valeur et sous l'effet de la concentration des contraintes autour du trou, on risque d'atteindre la plage plastique et on introduit une erreur variant entre 10 % et 30 %, dépendamment de la courbe contrainte-déformation dans cette plage.

En effet, du fait que la plaque horizontale est pliée à la fin du soudage du joint, le métal en cette région, et le long du milieu de la plaque, a subi une déformation plastique. Cela signifie que la contrainte en ce point a dépassé à la limite élastique du matériau (pour permettre une déformation plastique permanente), et la méthode du trou sert à vérifier que la contrainte en ce point est proche à limite d'élasticité (au cas on n'avait pas de relaxation).

La jauge utilisée dans cette mesure est de type *062 RE* (*D = 5.13* mm, ou bien *0.202 po*, de diamètre moyen). Elle était installée au point décrit plus haut et telle que la direction de la section de la jauge(1) soit perpendiculaire à la trajectoire de la torche du soudage; c'est-à-dire que, dans la figure 2.14, si α_1, α_2 et α_3 sont les angles respectifs que font la jauge(1), la jauge(2) et la jauge(3) avec l'axe des x (axe perpendiculaire à la plaque verticale) en tournant dans le sens des aiguilles d'une montre, on a $\alpha_1 = 0°$, $\alpha_2 = 135°$ et $\alpha_3 = 270°$. Le facteur de la jauge utilisée est de *2.09±1.0%* en moyenne. Pour plus de détails sur les spécifications, il faut se référer à l'annexe III.

Une perceuse électrique est utilisée pour faire le trou et elle est installée sur un guide de perçage. La mèche utilisée est de 1.53 mm de diamètre (D_0 = *1/16* po). Le perçage est fait en six incréments successifs de 0.127 mm (0.005 po) pour atteindre une profondeur finale de 1.016 mm (0.040 po).

Remarque : Pour maximiser le signal du relâchement des contraintes résiduelles, normalement le trou est fait avec une profondeur minimum telle que Z/D = 0.4, qui est une valeur maximale spécifiée par la ASTM E837. Dans ce mémoire, on a arrêté à Z/D = 0.2, car les déformations deviennent plastiques et les lectures seront erronées.

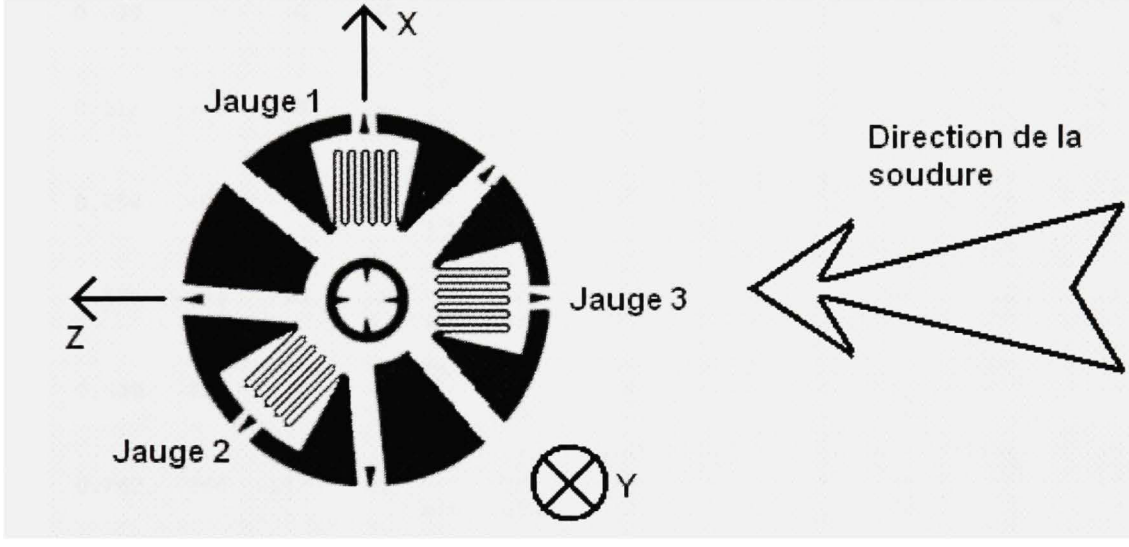


Figure 2.14 Rosette utilisée et sa position par rapport à la direction du cordon

Dans ce mémoire, le logiciel H_Drill, « Hole Drilling Residual Stress Calculation Program » © Gray S. Schajer, 2003, a été utilisé pour calculer les contraintes résiduelles. Pour plus de détails sur la méthode de calcul, on peut se référer à ASTM E837-92. Pour vérification et comparaison entre les deux méthodes, la démarche d'un calcul détaillé est présentée à l'annexe IV.

La figure 2.15 est le résumé des données et des résultats du calcul de la contrainte avec la méthode des séries de puissance.

H-DRILL RESIDUAL STRESS CALCULATION ----- Power Series Method

Data Title

Rosette type	= 062 RE	Rosette mean diameter	= 5.13 mm
Young's modulus	= 205.0 GPa	Hole diameter	= 1.531 mm
Poisson's ratio	= 0.300	Stress depth limit	= 1.03 mm
Std modulus error	= 1.5 %	Std diameter error	= 0.015 mm
Std strain error	= 0 ue	Std depth error	= 0.001 mm

beta = angle gage 1 clockwise to Smax

	--- Strains ---			90%	---------- Stresses ----------						
Depth	e1	e2	e3	prob.	Smax	Smin	Tmax	beta	S1	S3	T13
mm	ue	ue	ue	bound	MPa	MPa	MPa	deg	MPa	MPa	MPa
				max	448	46	206	12	429	62	-79
0.000	0	0	0		430	42	194	13	412	60	-82
				min	412	37	183	13	395	57	-86
				max	453	74	194	9	443	83	-58
0.127	-44	-28	3		436	69	183	10	425	79	-60
				min	418	65	172	10	408	76	-63
				max	461	99	186	6	457	103	-37
0.254	-90	-58	3		443	95	174	6	439	99	-38
				min	425	90	163	7	421	95	-40
				max	472	123	179	3	471	123	-15
0.381	-144	-90	0		453	118	168	3	452	118	-16
				min	434	113	156	3	434	114	-17
				max	485	143	176	-1	485	144	6
0.508	-194	-122	-6		466	138	164	-1	466	138	6
				min	447	132	152	-1	447	132	6
				max	521	177	180	-8	513	184	52
0.762	-266	-157	8		500	169	166	-9	493	177	50
				min	480	161	151	-10	472	170	48
				max	569	201	196	-15	541	225	98
1.016	-373	-196	-2		546	189	179	-16	520	216	94
				min	524	177	161	-17	498	207	90

Figure 2.15 Valeurs de la contrainte résiduelle en fonction de la profondeur du trou (comme donné par le logiciel H_Drill)

La figure 2.16 montre la différence entre les déformations théoriques calculées par le logiciel et les déformations mesurées.

Il est apparent que cette relaxation est croissante avec des incréments décroissants. La relaxation des contraintes va se stabiliser pour atteindre une relaxation complète pour une profondeur du trou Z/D = 40 %.

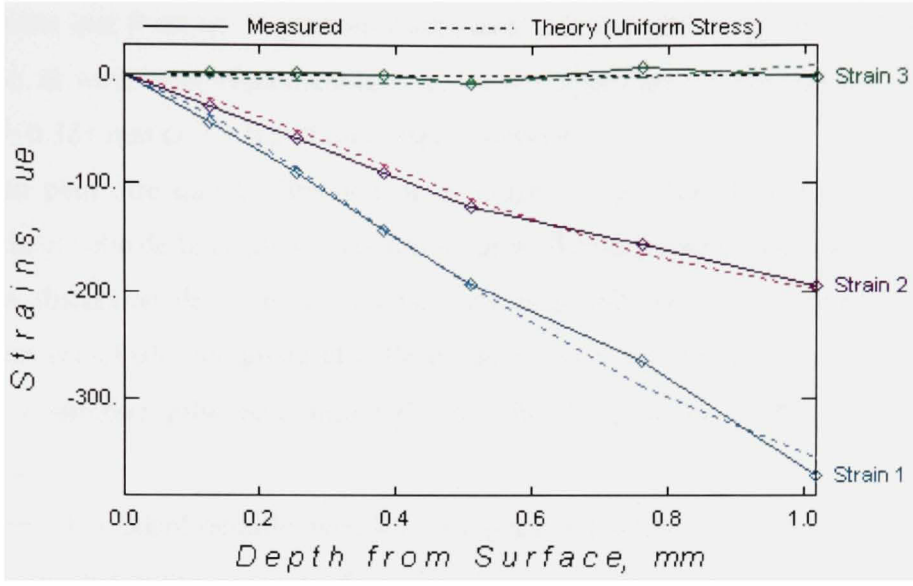


Figure 2.16 Comparaison entre les déformations théoriques et celles mesurées (comme donné par le logiciel H_Drill)

La figure 2.17 montre les deux contraintes principales à la surface.

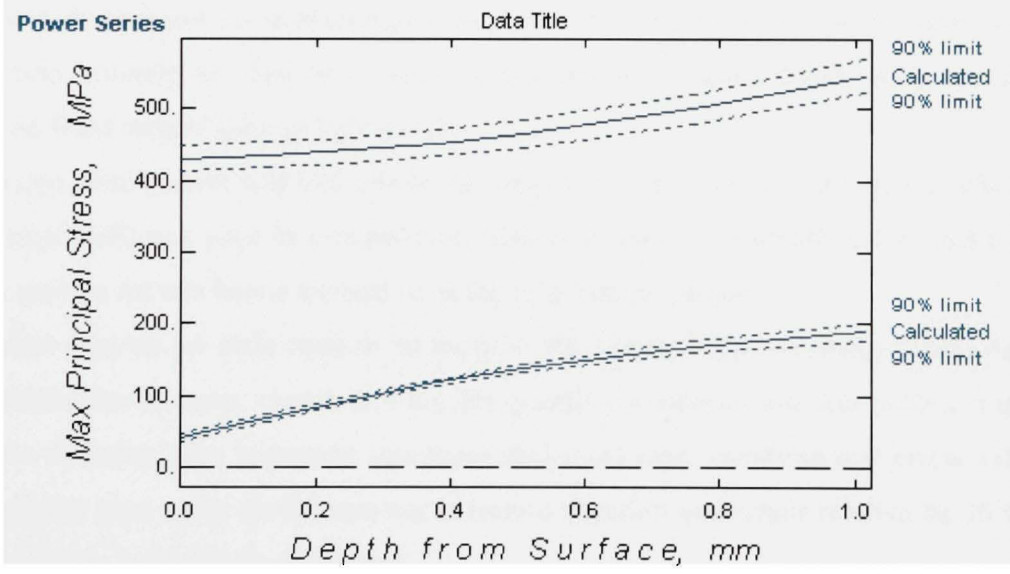


Figure 2.17 Contraintes principales (comme donné par le logiciel H_Drill)

Il faut noter que β est de 4° pour un calcul avec une hypothèse de champ de contrainte uniforme, et varie symétriquement (de +13° à -16°) par rapport aux valeurs de 3° et -1° pour Z = 0.381 mm et Z = 0.508 mm respectivement.

Donc, on peut dire que la direction de la jauge 1 représente la contrainte principale maximale et celle de la jauge 3 la contrainte principale minimale avec une petite rotation due à la distorsion des plaques. Alors, dans la simulation, il est attendu à avoir la contrainte principale maximale et celle en direction x est presque la même; de même pour la contrainte principale minimale et celle en direction z. Donc, $\sigma x = \sigma_{max}$ et $\sigma z = \sigma_{min}$.

Remarque : Un calcul détaillé avec les formules impliquées est présenté à l'annexe IV. Aussi un résultat pour une supposition d'un état de contrainte uniforme est présenté dans la même annexe.

Le deuxième type de mesure structurale est présenté au paragraphe suivant.

2.3.2.2 La mesure des déplacements

Il s'agit de mesurer les déplacements des deux côtés de la plaque horizontale dans la direction normale au plan de celle-ci en utilisant un trusquin (jauge de profondeur), comme il est montré dans la figure 2.18.

Bien que cette mesure soit très simple par rapport à la mesure de la contrainte, elle reste un moyen efficace pour la comparaison ultérieure avec la simulation. La certitude de cette mesure est très bonne à cause de la façon directe et simple.

L'erreur absolue sur cette mesure est minime. Par contre, un désavantage réside dans la sensibilité des mesures, c'est-à-dire que les quantités mesurées sont très petites et que la simple variation dans la mesure (quelques dixièmes) peut introduire une erreur relative importante (une erreur de 0.3 mm sur la lecture introduit une erreur relative de 30 % sur la mesure de 1 mm de déplacement).

Cette mesure est intéressante en terme pratique. Souvent, dans des applications avec des soudages de structures complexes avec des joints en T (similaires à ceux dans des turbines hydrauliques de type Francis), le problème de la distorsion peut être majeur.
D'un autre côté, au niveau de la simulation, les résultats à comparer avec cette mesure vont être très sensibles aux variations de l'application des conditions frontières structurales, surtout celles imposées par la complexité du gabarit de fixation des plaques (perte de chaleur et rigidité non infinie).
Dans la simulation, cela n'est pas pris en considération et les conditions frontières structurales se limitent seulement à des fixations rigides au niveau des boulons et du côté gauche, durant la première passe, et seulement aux boulons, durant la deuxième (voir le paragraphe 3.2.8.1).
Le déplacement en y au milieu de l'arête de la plaque horizontale du côté de la première passe (côté droit) est de +1.35 mm et celui du côté de la deuxième passe est de +3.13mm (voir figure 2.18).

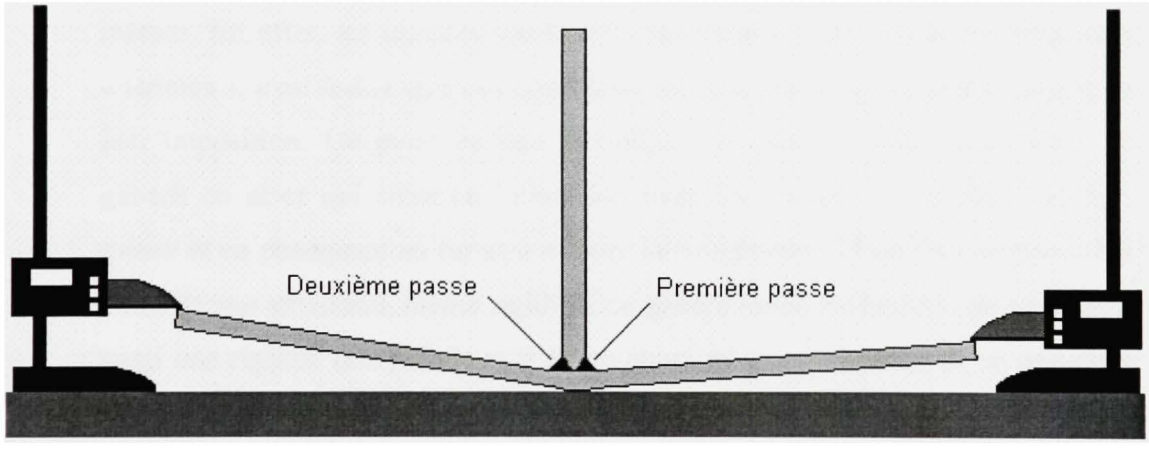


Figure 2.18 Mesures prises pour le calcul des déplacements

CHAPITRE 3

LA SIMULATION ET LES RÉSULTATS NUMÉRIQUES

3.1 Description du modèle numérique

Comme l'expérimentation, le modèle d'éléments finis est divisé en deux parties : la partie thermique et la partie structurale. Dans cette partie, on va présenter les approximations introduites dans la simulation et les caractéristiques du modèle.

3.1.1 Approximations dans le modèle

Le modèle est basé sur plusieurs hypothèses et approximations qui sont résumées dans ce qui suit :

a. Les conditions frontières thermiques et structurales ne sont pas exactement les mêmes. En effet, les plaques soudées ne subissent pas de conditions frontières « strictes », c'est-à-dire que ces conditions ne sont jamais fixes tout le temps de leur imposition. Du point de vue thermique, les plaques sont tenues dans un gabarit en acier qui entre en interaction avec les plaques en se chauffant lui-même et en changeant au fur et à mesure la température Tf de l'air ambiant. Du point de vue structural, même rigidifié, ce gabarit (avec les boulons de serrage) a aussi une rigidité non infinie et il a une élasticité qui lui permet de se déformer sous la température et les forces exercées par les plaques soudées.

b. Les propriétés non linéaires du matériau de base des plaques et du métal d'apport et les transformations métallurgiques jouent un rôle important dans les résultats obtenus. À ce sujet, il faut mentionner qu'il n'y a pas de valeurs uniques ou exactes pour les propriétés du matériau. Les propriétés peuvent varier quelque peu d'une référence à l'autre.

Comme la simulation thermique dépend de beaucoup des coefficients, alors les variations des valeurs, même faibles, influencent sur les résultats.

Cela est apparent surtout dans l'effet de la conductivité et de l'enthalpie. Durant le soudage, la conductivité joue un rôle beaucoup plus dominant que la convection.

L'enthalpie, exprimée en $GJ/m^3°C$, dépend de la masse volumique du matériau (ρ) qui est considérée constante, ce qui introduit une estimation additionnelle.

Les propriétés du métal d'apport sont aussi considérées les mêmes que celles du métal de base, ce qui introduit une nouvelle approximation.

Du point de vue structural, les plaques sont laminées à froid, ce qui rend le matériau non parfaitement isotrope.

c. Une autre estimation importante est l'efficacité du procédé du soudage ajustée ultérieurement par essais et erreurs dans la simulation. Ce paramètre important est ajusté après comparaison avec les résultats. Les valeurs de l'intensité et du voltage ne sont pas exactement constantes, mais une valeur moyenne a été adaptée à la fin de chaque passe.

3.1.2 Le modèle d'éléments finis

Le modèle simulé par ANSYS est un modèle complet à cause de l'absence de symétrie de l'assemblage. Il est fait par un seul type d'éléments pour chaque type de simulation, soit l'élément brique à 8 nœuds thermique SOLID70 et son correspondant structural SOLID45. Le modèle contient un total de 36600 éléments avec 45077 nœuds.

Les caractéristiques les plus importantes du modèle sont décrites ci-dessous.

Le modèle utilise la méthode du « birth and death » pour l'activation des éléments correspondant au volume du métal d'apport déposé.

Dans cette simulation transitoire, une incrémentation temporelle liée à la taille des éléments est faite. Cette méthode est utilisée pour le contrôle de la position du centre du bain de fusion (centre de la torche) par rapport aux éléments.

Le maillage par sections est réalisé en deux étapes : un maillage uniforme et fin dans la région des forts gradients de températures et de contraintes (figure 3.12 et figure 3.13), puis un maillage croissant et plus spacieux dans la région de petits gradients (figure 3.12). Des équations de contraintes lient les deux régions de maillage différent.
Les résultats recherchés sont la distribution instantanée de la température dans les plaques, les déplacements (le cintrage) aux bouts des deux côtés de la plaque horizontale et la contrainte dans cette plaque au centre de la face opposée à la face soudée. Ces résultats sont écrits dans un fichier Excel où ils seront facilement traités et analysés.
Les caractéristiques importantes seront discutées plus en détails dans les paragraphes suivants, dans le cheminement de la présentation des fichiers de la programmation.

3.2 La programmation

Dans cette partie, chaque fichier de la programmation est présenté. Pour une consultation plus détaillée, les fichiers se trouvent en annexe X. Ces programmes suivent une suite logique de commandes et ils sont appelés consécutivement par le programme initial nommé « 0T_simulation ».
Ces fichiers sont :

a. 1T_parametres.txt;
b. 2T_materiau.txt;
c. 3T_geometrie.txt;
d. 4T_maillage.txt;
e. 5T_points_mesure.txt;
f. 6T_thermique.txt;
g. 7T_resultat_thermique.txt;
h. 8T_structure.txt;
i. 9T_resultat_structure.txt.

La programmation utilise aussi deux macros « goldak.mac » et « chaleur.mac » pour la sélection du double ellipsoïde et l'application de la chaleur respectivement selon les équations du paragraphe 1.3.2.

3.2.1 Paramètres

Dans le fichier « IT_parametres.txt » se trouvent les paramètres globaux du modèle d'éléments finis.

Comme l'analyse se fait avec le système SI, au début on y trouve la déclaration des constantes (g, π, mm, pouces, etc.), la température de l'air ambiant avant le soudage et les paramètres du soudage mentionnés au paragraphe 2.2.2. Ces paramètres sont : Le courant (A), la différence de potentiel (V), l'efficacité (η) et la vitesse d'avancement de la torche (v). Dans cette partie se trouve aussi le facteur d'accroissement de l'incrémentation du temps durant les refroidissements (intermédiaire et final).

Puis il y a la déclaration des paramètres de la géométrie, comme les dimensions des plaques, du chanfrein et de la dimension de la section du maillage raffiné. À ce niveau, il faut mentionner que la géométrie est facilement modifiable pour rendre le modèle flexible pour des modifications ultérieures et lui permettre de simuler des géométries semblables.

Après, il y a la détermination des dimensions du double ellipsoïde ainsi que sa rotation (θ) par rapport au système des coordonnées globales. Ces dimensions sont déterminées par la mesure du bain de fusion expérimental.

La dernière chose dans ce fichier est la détermination de la relation du taux du pas incrémental avec la taille du maillage qui est une caractéristique particulière dans cette modélisation. La distance parcourue par la torche (Δz) pendant un incrément de temps (Δt) peut être décrite par la formule $\Delta z = v.\ \Delta t$ où v est la vitesse de la torche. Et comme pendant le temps de soudage, l'incrémentation du temps est constante, il était plus efficace d'ajuster l'analyse transitoire en donnant une imposition de la position et puis calculer le temps pour lequel la torche se trouve à cette position.

L'équation ci-dessus devient $\Delta t = \Delta z / v$. D'après cette formule, il est possible de déterminer la position relative du centre du bain de fusion par rapport à chaque élément ou à chaque multiple réel ou entier d'éléments. Il faut mentionner que cette simulation utilise la méthode « birth and death », alors il faut toujours s'assurer que l'incrément de temps choisi est capable de réaliser l'activation de tous les éléments qui devraient être activés durant l'opération du dépôt du métal d'apport.

Dans cette simulation, la solution a convergé pour des incréments de temps allant jusqu'à plus de 1 seconde, soit deux éléments par incrément (1.16 sec). Une convergence finale a été observée pour un incrément de temps de 0.508 sec qui est le temps requis par la torche pour franchir un seul élément. Pour un incrément deux fois plus petit, soit 0.254 sec, on a obtenu une différence maximale de +5.1 °C pour la température TV1. Le tableau suivant montre ce résultat et le graphique des résultats se trouve à l'annexe V. À noter que le gain en temps de calcul et en espace mémoire est de 40 %. Pour de longues soudures, on obtiendra 50%.

Tableau 3.1

Erreur sur la convergence de la solution

	Temps = 654.5 sec							
°C	TV1	TV2	TV3	TV4	TH1	TH2	TH3	TH4
Δt=0.254 s	346.1	241.1	161.4	133.4	166.5	133.9	110.3	93.7
Δt=0.508 s	341.0	237.8	159.9	132.5	165.2	133.2	110.1	93.8
Différence	-5.1	-3.2	-1.5	-0.9	-1.3	-0.7	-0.3	0.0
Erreur	-1.49%	-1.36%	-0.91%	-0.71%	-0.81%	-0.54%	-0.25%	0.02%

Concernant le maillage en direction z, il est déterminé par le nombre de divisions selon toutes les directions, puis il sera ajusté dans le programme 1T_paramètres.txt dans la direction de l'avancement de la torche pour que le maillage final respecte le nombre d'éléments par incrément de temps.

La figure 3.1 illustre l'ajustement du maillage en direction z en fonction du nombre initial d'éléments et le nombre d'éléments par incrément de temps.

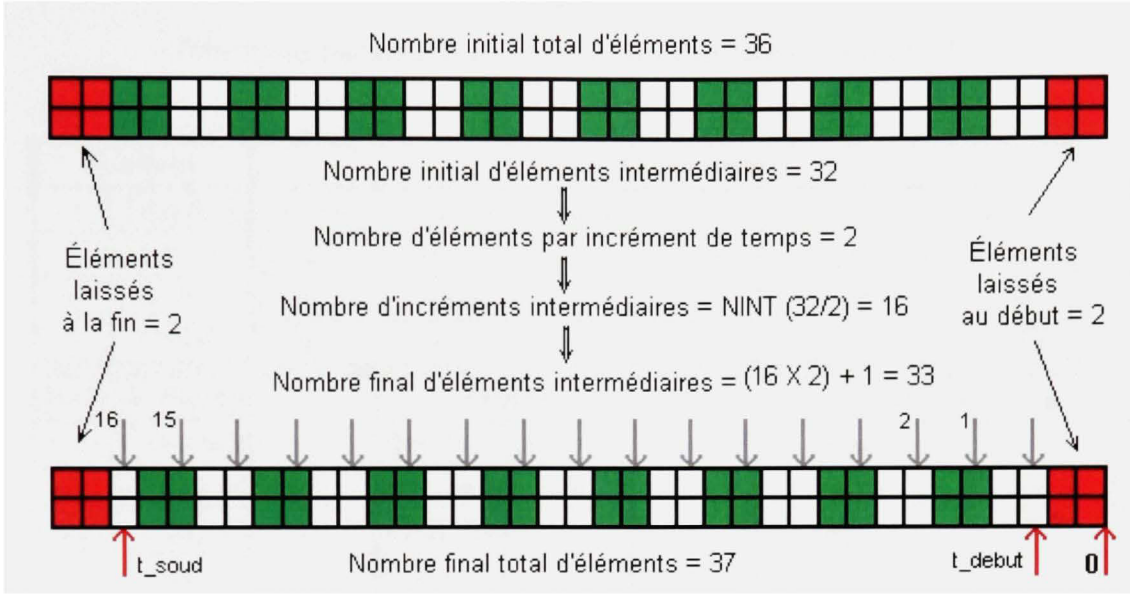


Figure 3.1 Ajustement du nombre d'éléments suivant la direction z

La figure ci-dessus montre aussi l'application de la méthode d'incrémentation du temps en fonction de la position du paramètre « pos_elem » et il s'agit ici de pos_elem = ½, car on voit que la position des flèches qui représentent le centre de l'ellipsoïde se trouve au milieu des éléments. La figure 3.2 montre le paramètre pos_elem.

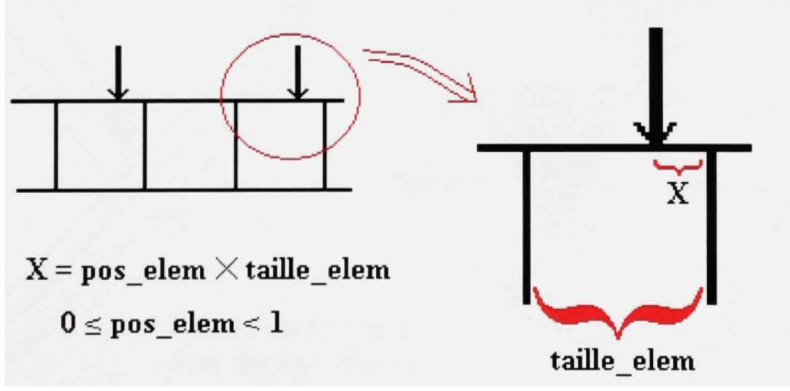


Figure 3.2 Effet du paramètre pos_elem

Le tableau 3.2 résume les principaux paramètres d'entrée de la simulation.

Tableau 3.2

Principaux paramètres d'entrée de la simulation (voir figure 2.3)

Soudage		**Géométrie**					
v	5mm/sec	Plaque horizontale		Plaque verticale		Préparation	
I	220 A	long_1	10 po	long_2	10 po	pointe	$(3/8-\sqrt{3}/6)$ po
V	26.9 V	larg_1	10 po	larg_2	6 po	chanfrein	60°
η	77.0%	ep_1	3/8 po	ep_2	3/8 po	larg_soud	$1/(2\sqrt{3})$ po

Bain de fusion		**Temps**		**Maillage**	
a	3.666 mm	decalage	621 sec	nlong	100
b	6.350 mm	pos_elem	1/2.	nlarg	100
c1	2a	elem_inc temp	1	nep	8
c2	4a				
ff	0.6	elem laisses	1		
fr	1.4				
θ	±60°				

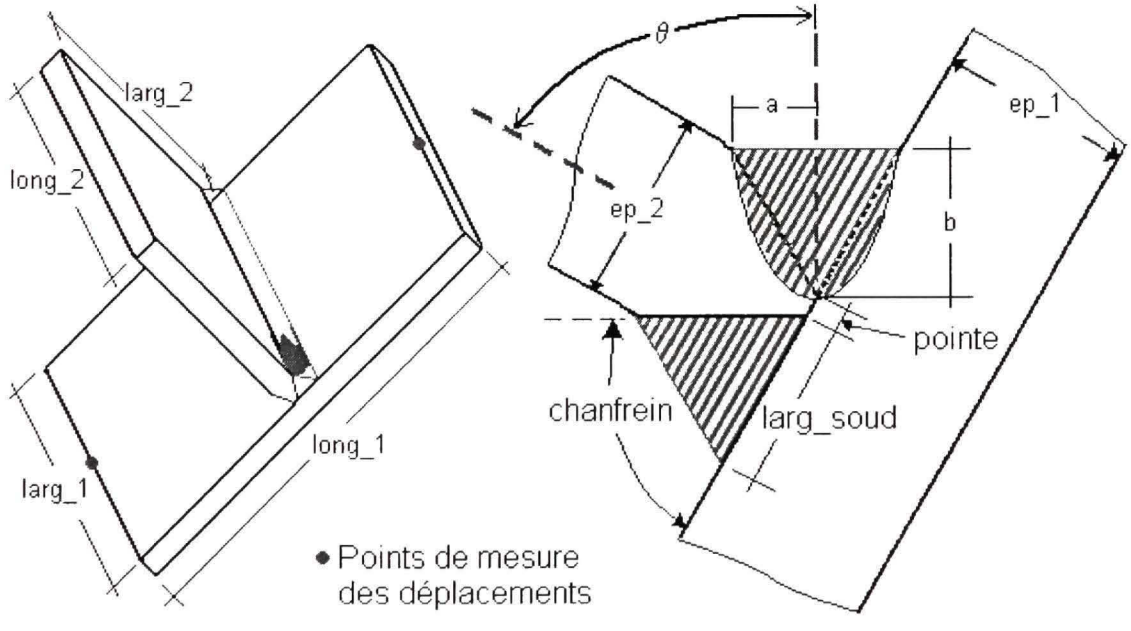


Figure 3.3 Représentation de paramètres géométriques

3.2.2 Matériau

Dans cette section, on va présenter les propriétés thermophysiques du matériau utilisées dans la simulation. Les propriétés thermiques sont le coefficient de conductivité thermique k, l'enthalpie H, les coefficients de convection h_f, h_c, et l'émissivité. Les propriétés mécaniques sont le module d'élasticité E, le coefficient de dilatation linéaire α et le coefficient de poisson ν. Il y a aussi la loi de comportement élastique - plastique du matériau. La densité ρ est utilisée avec la chaleur spécifique C_p pour le calcul de H.

Tel que mentionné plus haut, les propriétés du matériau peuvent varier légèrement selon les références [6-12]. Pour certaines propriétés, ces variations n'introduisent pas de différences significatives dans les résultats. Cependant, les résultats peuvent être très sensibles aux variations d'autres propriétés.

Les bases de données des propriétés thermophysiques [7, 9, 10] constituent une référence indispensable pour quelques propriétés thermiques et mécaniques des matériaux proches de l'acier AISI1018. L'information trouvée dans ces références est aussi comparée et/ou complétée avec celle trouvée dans des articles, comme les propriétés mentionnées à l'annexe I.

Vu l'absence des propriétés exactes du matériau et la variation des données entre les références (car les données sont les résultats des essais expérimentaux dans lesquels il y a des écarts liés aux conditions des tests), il était nécessaire d'effectuer plusieurs analyses et simulations pour ajuster les propriétés du matériau pour obtenir des résultats cohérents avec ceux de l'expérimentation. Dans le cas de plusieurs paramètres, différentes combinaisons sont possibles et le recours à un expert en statistiques du design des expérimentations est nécessaire [4]. Ce mémoire limite les propriétés à une seule combinaison, mais d'autres peuvent exister.

Toutes ces propriétés sont introduites en fonction de 16 températures différentes (22, 200, 317, 400, 600, 725, 800, 1000, 1200, 1400, 1490, 1510, 1600, 2000, 2500 et 5000). La température maximale atteinte est de 2245 °C durant la deuxième passe, mais la valeur de 5000 °C sert pour s'assurer des coefficients si la température dépasse 2500 °C.

3.2.2.1 Coefficient de conductivité thermique

La figure 3.4 montre la variation du coefficient de conductivité thermique en fonction de la température (ANNEXE I).

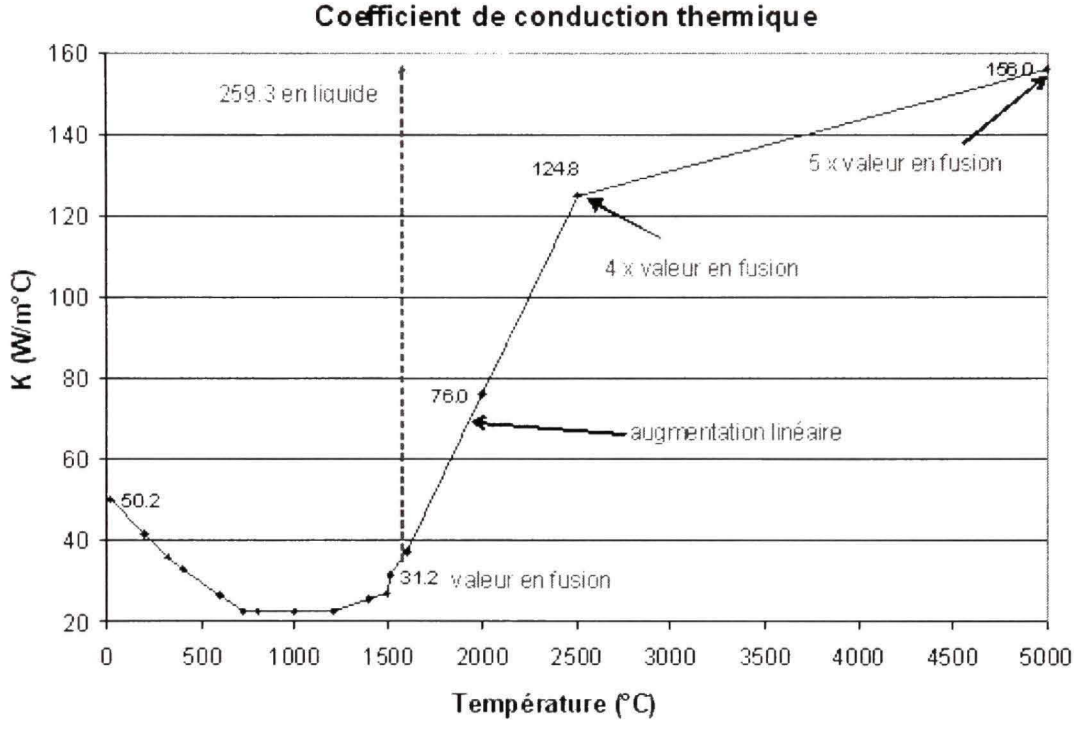


Figure 3.4 Coefficient de conductivité thermique en fonction de la température

Pour montrer la variation des données citées par les références, une valeur trouvée pour la température en fusion est de k = 31.3 W/m°C (Tableau 4.2 à l'annexe I). Une autre valeur, de k = 259.3 W/m°C, est également trouvée (même annexe). En effet, la grande différence entre les deux valeurs est la valeur fictive ajoutée à 31.3 pour modéliser la présence du brassage (convection) dans le métal fondu du bain de fusion. Dans ce mémoire, des valeurs quatre et cinq fois plus grandes que celle de la température de fusion sont prises pour les températures 1000 °C et 3500 °C respectivement. La variation de k entre la température de fusion et 2500°C est choisie linéaire.

3.2.2.2 Enthalpie

À défaut l'enthalpie est utilisée à la place d'introduire directement la chaleur spécifique, elle incorpore les chaleurs latentes de changement de phase à l'état solide et à l'état liquide. Elle est calculée à partir de la chaleur spécifique et de la densité selon la formule :

$$H = \int_{T1}^{T2} \rho C_p \, dT \tag{3.1}$$

La figure 3.5 montre la variation de la chaleur spécifique en fonction de la température (ANNEXE I).

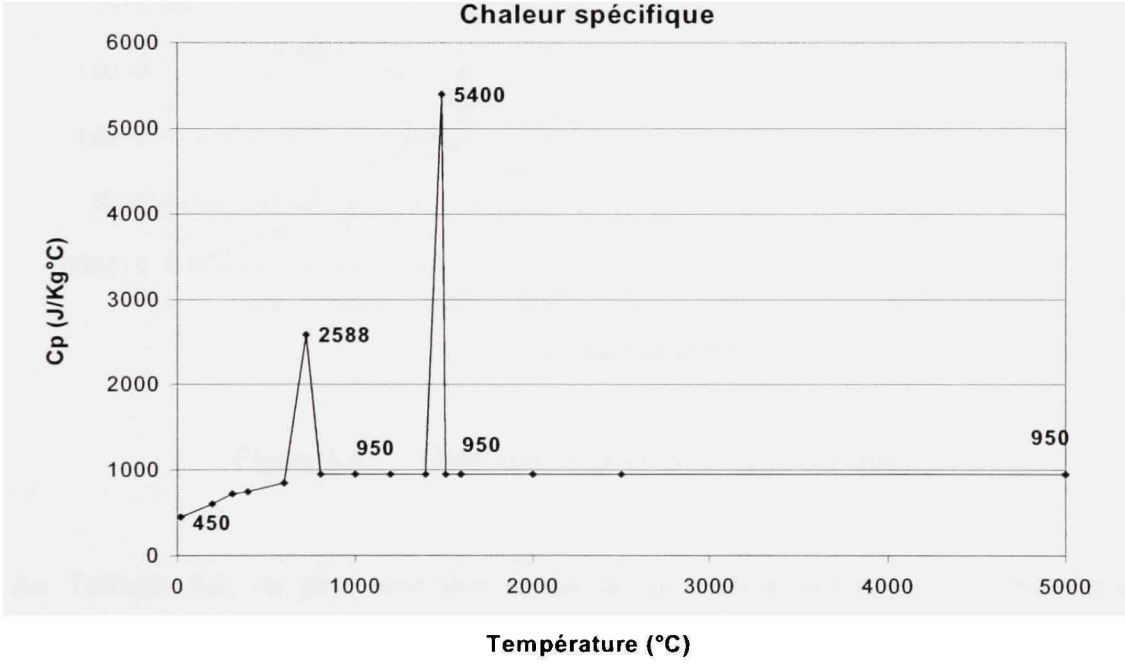


Figure 3.5 Chaleur spécifique en fonction de la température

L'enthalpie n'est pas constante et représente une variation de l'énergie interne qui dépend toujours de la température de référence. Les « pics » des résultats des températures sont très sensibles à ce paramètre et même la méthode d'intégration

(trapèze, quadratique, etc.) a son influence. La méthode du trapèze est choisie pour déterminer l'enthalpie avec une densité de 7870 kg/m^3.

La figure 3.6 montre la variation de l'enthalpie en fonction de la température avec T_{ref} = 22°C (ANNEXE I).

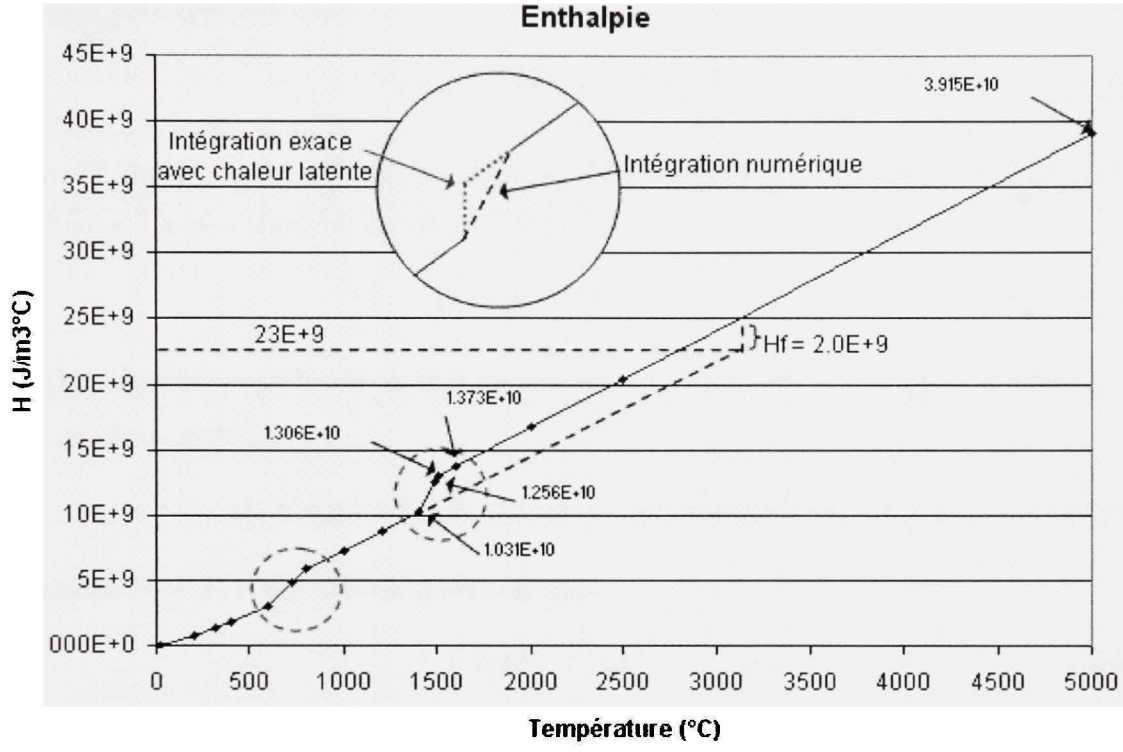


Figure 3.6 Enthalpie en fonction de la température

Au Tableau 4.2, on peut voir une valeur de la chaleur latente de 271.96J/g, soit 2.1403252E+9 J/m^3. Cette variation se fait à une température « constante » qui est la température de fusion. Mais en intégrant numériquement, cette valeur est atteinte sur une plage de température après que l'intégration ait atteint la fin du changement de phase à l'état liquide. L'intégration numérique a empêché le problème de changement de valeur à température constante comme dans la conductivité thermique durant le changement de phase à l'état liquide. Sur la figure on peut voir une valeur de la chaleur latente (Hf) numérique en accord avec la valeur du Tableau 4.2.

3.2.2.3 Coefficient de perte de chaleur combinée

Ce coefficient permet de prendre en compte de façon simplifiée et combinée la perte de chaleur due à la radiation et à la convection. Vinokurov [4] a suggéré la formule suivante pour ce coefficient :

$$h_c = 24.1 \times 10^{-4} \times \varepsilon \times T^{1.61} \tag{3.2}$$

Dans ce mémoire, h_c est calculé à partir des relations fondamentales du transfert thermique. La procédure est décrite ci-dessous.

$$Q_c = Q_f + Q_r \tag{3.3}$$

Où Q_f et Q_r sont les pertes de chaleur par convection et par radiation respectivement.
En plus, nous avons :

$$Q_f = h_f (T - T_f) A \qquad \text{et} \qquad Q_r = \varepsilon\sigma (T^4 - T_\infty^4) A \tag{3.4}$$

En posant $T_r = T_f$ et par similarité on note que :

$$Q_c = h_c (T - T_f) A \tag{3.5}$$

En remplaçant chaque terme par sa valeur dans (3.3), on obtient :

$$h_c (T - T_f) A = h_f (T - T_f) A + \varepsilon\sigma (T^4 - T_f^4) A \tag{3.6}$$

En résolvant pour h_c on obtient :

$$h_c = h_f + \varepsilon\sigma (T^4 - T_f^4) / (T - T_f) = h_f + \varepsilon\sigma (T^2 + T_f^2)(T + T_f) \tag{3.7}$$

Les meilleurs résultats sont observés pour le coefficient combiné calculé avec cette formule.
Il faut mentionner que l'émissivité varie linéairement de 0.8 à la température ambiante jusqu'à 1 à la température 1400 °C (le métal rouge se rapproche d'un corps noir).

Remarque : il ne faut pas confondre l'unité des températures pour le calcul de h_c qui est le K. Ce paramètre est déterminé en fonction de la température exprimée en à °K puis il

peut être utilisé avec des différences de températures en degrés Celsius sans problème, car °C $W/m^2°C \equiv W/m^2 K$.

La figure 3.7 montre la variation de h_c en fonction de la température avec $T_f = 23°C$ (ANNEXE I) .

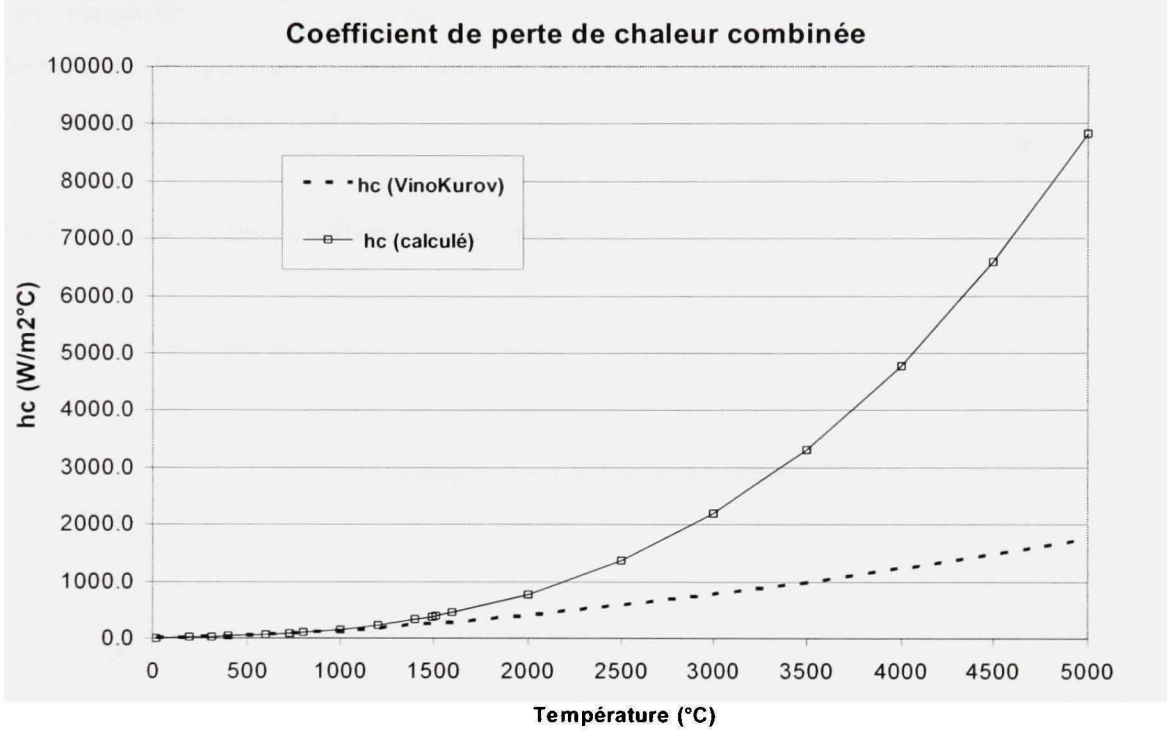


Figure 3.7 Coefficient de perte de chaleur combinée en fonction de la température

Les deux courbes que l'on peut y voir sont comparables pour des températures inférieures à 1000 °C, mais elles passent rapidement à des températures élevées à cause du rayonnement qui domine sur la convection. C'est ce comportement qui a donné le meilleur résultat aux endroits de grands gradients de température.

À noter que la température maximale dans le bain de fusion lors de la simulation est inférieure à 2500 °C, où les deux courbes sont toujours plus ou moins comparables.

Comme mentionné au début de ce chapitre, le gabarit de fixation des plaques a une influence sur la température de l'air autour des plaques (T_f), alors T_f n'est pas constante

durant toute la simulation, mais il prend deux valeurs différentes : 60 °C (soit 2.6xT_f) durant le soudage jusqu'à cinq minutes après sa fin et T_f = 23 °C après ce temps jusqu'au refroidissement final.

Cette approximation est faite pour simplifier le modèle numérique et pour le limiter au joint en T et ne pas inclure le gabarit de fixation.

Les propriétés mentionnées dans les paragraphes ci-dessus sont les propriétés thermiques du matériau utilisées durant la simulation. Dans les paragraphes suivants, les propriétés mécaniques utilisées sont présentées.

3.2.2.4 Coefficient de dilatation linéaire

La figure 3.8 montre le coefficient de dilatation linéaire en fonction de la température.

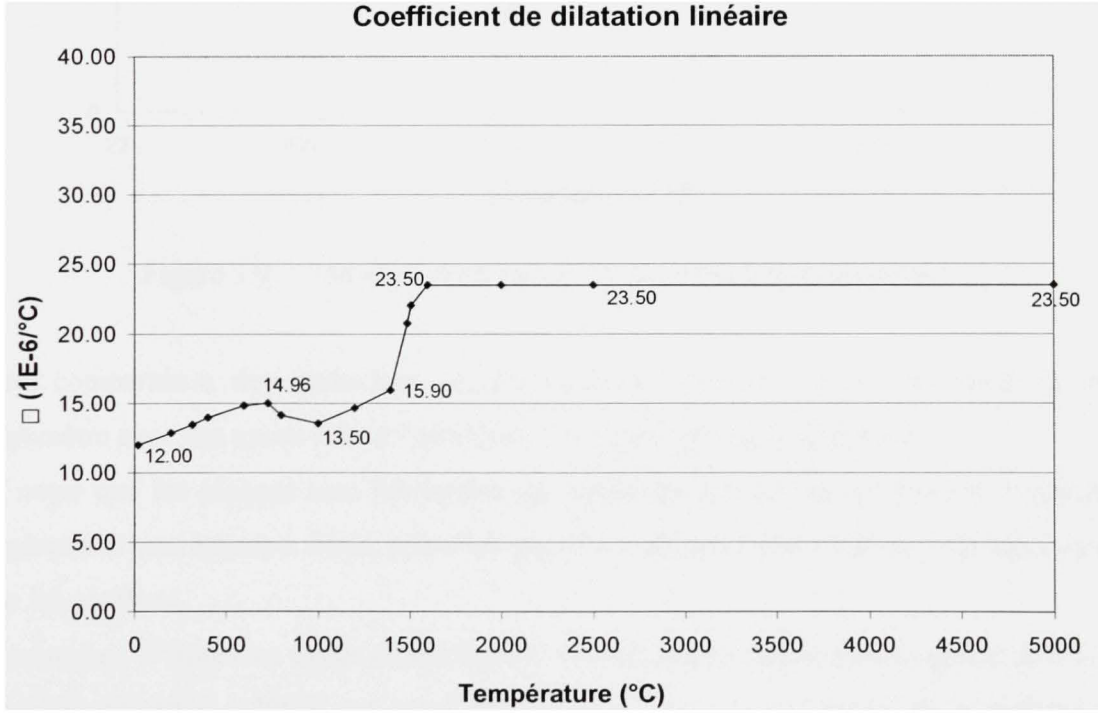


Figure 3.8 Coefficient de dilatation linéaire en fonction de la température

3.2.2.5 Module d'élasticité

La figure 3.9 montre la variation du module d'élasticité en fonction de la température.

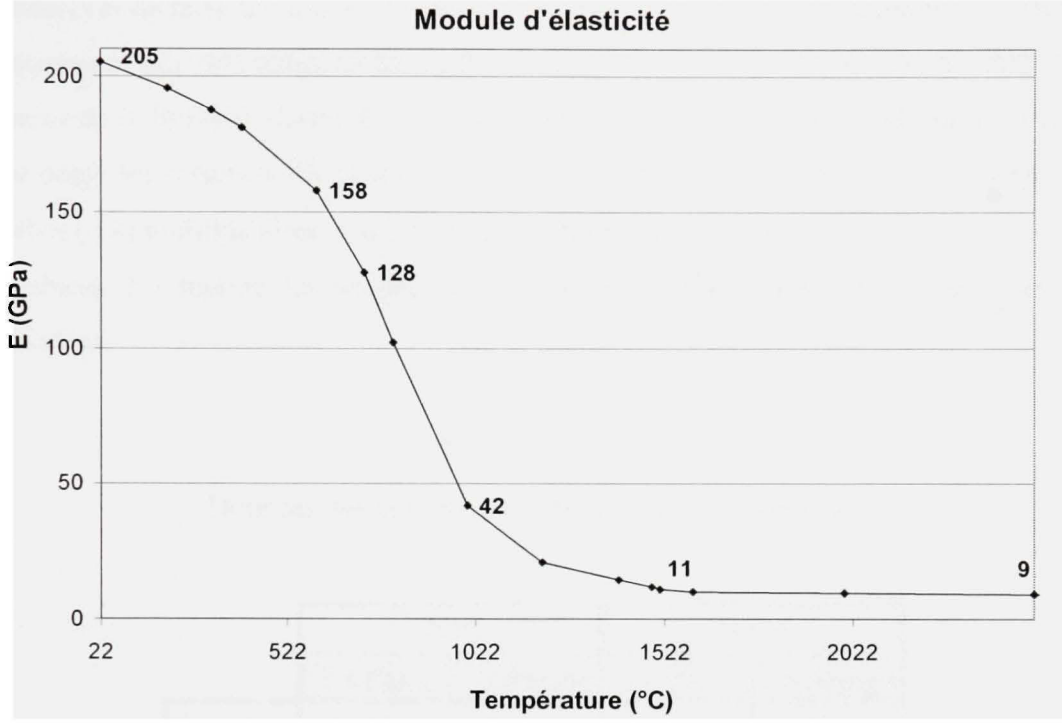


Figure 3.9 Module d'élasticité en fonction de la température

Une comparaison des références est présentée à l'annexe I pour validation de ce paramètre avec des essais faits à l'IREQ sur trois types d'aciers différents.

À noter que les plaques sont fabriquées par laminage à froid, ce qui rend le matériau légèrement non isotrope. Mais, selon les experts, cela ne va pas jouer un rôle important sur les résultats.

Remarque : D'après les essais de traction, il est trouvé que l'acier a été fragilisé au bleu. Cette fragilisation à 200°C est aussi accompagnée d'une augmentation de la résistance ultime à cette température. Toutefois, la limite d'élasticité n'est pas affectée (voir section3.2.2.6).

3.2.2.6 Comportement plastique

Des essais de traction ont été faits pour déterminer le comportement élasto-plastique du matériau des plaques soudées. Des éprouvettes plates furent découpées dans les plaques et usinées pour faire les essais. Ces essais ont permis de déterminer la limite d'élasticité du matériau pour cinq températures différentes (20 °C, 203 °C, 420 °C, 608 °C, 802 °C). À partir de la limite d'élasticité, le comportement du matériau devient plastique et dans cette plage les résultats des essais de traction sont utilisés dans ANSYS sous forme de courbes (σ,ε) multilinéaires, une courbe pour chaque température.

Le tableau 3.3 montre les résultats des essais de la plage plastique utilisée dans la simulation.

Tableau 3.3

Données des points (ε,σ) dans le domaine plastique

	20°C		203°C	
	ε (%)	σ (Mpa)	ε (%)	σ (Mpa)
Point 1	0.19386	396.35	0.17315	337.91
Point 2	0.20024	402.35	0.25004	405.24
Point 3	0.25008	437.31	0.30047	430.64
Point 4	0.2999	455.5	0.35015	449.55
Point 5	0.39537	473.97	0.40188	463.94
Point 6	0.39638	474.03	0.40275	464.07
Point 7	0.50008	486.23	0.54941	490.32
Point 8	0.5504	490.19	0.8495	518.52
Point 9	1.1499	517.29	1.5294	550.94
Point 10	1.2745	521.27	2.2194	569.67

(Suite du tableau à la page suivante)

Tableau 3.3 (suite)

420°C		608°C		802°C	
ε (%)	σ (Mpa)	ε (%)	σ (Mpa)	ε (%)	σ (Mpa)
0.082256	145.37	0.10177	101.17	0.050678	23.216
0.19972	296.69	0.20041	155.14	0.10024	32.922
0.24996	331.45	0.25139	170.38	0.15053	37.315
0.30166	356.78	0.29959	179.97	0.20104	39.756
0.425	388.87	0.36316	188.75	0.26861	41.476
0.42607	389.11	0.36821	189.12	0.30213	42.019
0.54895	406.81	0.40067	192.3	0.40038	43.012
0.88059	429.85	0.55483	201.01	0.5708	44.085
1.5214	445.54	0.78763	205.92	0.69537	44.448
2.9665	455.97	1.9982	204.62	2.1105	46.995

La figure de tous les points se retrouve à l'annexe I.

Le tableau 3.4 montre les valeurs de la limite d'élasticité en fonction de la température. De même, le graphique de la limite d'élasticité se trouve à l'annexe I.

Tableau 3.4

Limite d'élasticité en fonction de la température

Température	Limite d'élasticité
20	474.00
203	464.00
420	389.00
608	189.00
802	41.500

La figure 3.10 montre l'approximation pour ANSYS des courbes de traction par dix points à partir du début de la plage plastique.

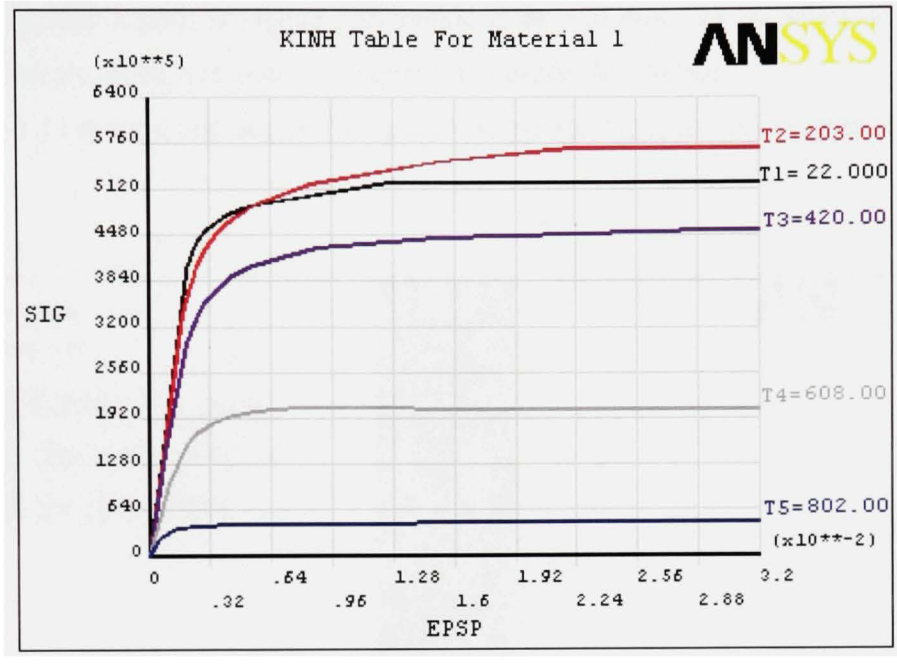


Figure 3.10 Comportement élastique plastique pour ANSYS

En entrant les valeurs des points des courbes (ε,σ), dans la plage plastique, le logiciel calcule la déformation totale (ε) suivant la formule $\varepsilon = \varepsilon^p + \varepsilon^e = \varepsilon^p + \sigma/E$ où ε^p et ε^e sont les déformations plastique et élastique respectivement.

3.2.3 La géométrie

La géométrie des plaques dans ANSYS est divisée en trois parties :

a. Le volume du métal d'apport;
b. La section proche des régions soudées;
c. Les régions éloignées de la ZAT.

Cette décomposition est faite pour faire un maillage par section, ce qui est expliqué dans le paragraphe suivant. La zone de la section proche de la région soudée est de ±20 mm

dans la direction x pour la plaque horizontale et de +20 mm dans la direction y pour la plaque verticale, et ce, sur toute la longueur du cordon de soudure.

La figure 3.11 montre une vue de face pour une section typique dans un plan de normale z.

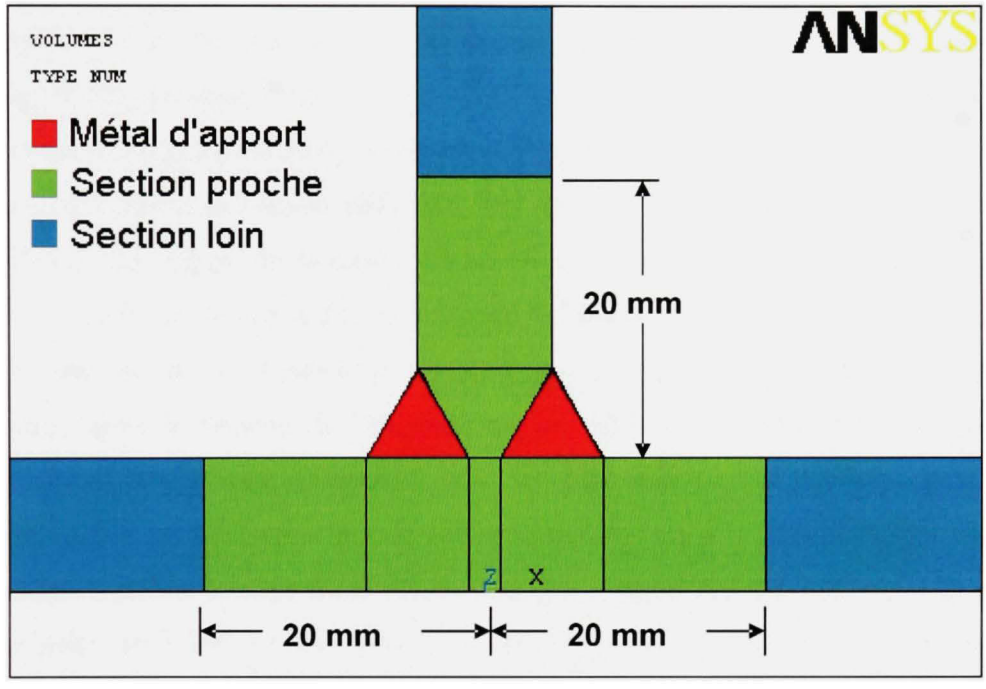


Figure 3.11 Sections de la géométrie des plaques

3.2.4 Le maillage

Le maillage utilisé dans le modèle est constitué de deux types de maillage à la fois, un maillage par section et un uniforme ou croissant dans chaque section.

Dans le volume du métal d'apport et dans la zone proche de la ZAT, le maillage est fin et uniforme. Il n'y a pas de changement de la taille des éléments dans toutes les directions. Le maillage dans cette région est très fin pour avoir une solution qui converge plus facilement lorsqu'il y a de grands gradients de températures et de contraintes.

Cependant, ce type de maillage est très coûteux en termes d'espace mémoire et en temps de calcul et perd sa nécessité dans les régions où les gradients de températures et de contraintes sont faibles. Pour cette raison, un maillage par section a été effectué, un maillage fin dans les régions de forts gradients et un autre plus grossier dans les régions restantes.

Les deux maillages sont liés à leurs interfaces communes à l'aide des équations de contraintes (CEINTF) qui lient les nœuds du maillage le plus fin aux éléments du maillage le plus grossier. Dans ce modèle, le maillage grossier a des dimensions doubles dans toutes les directions; donc un nœud du maillage fin se trouve toujours coïncidant avec un autre nœud, ou bien au milieu de deux nœuds de l'autre maillage. Dans le cas de coïncidence, les degrés de libertés sont forcés par les CEINTF à être égaux, et dans l'autre cas à faire la moyenne des deux nœuds adjacents.

Comme dans ce cas les dimensions du maillage grossier sont le double dans toutes les directions, alors le volume de l'élément est huit fois plus grand. Pour ne pas avoir soudainement une grande différence entre les deux régions, le maillage grossier est effectué à l'aide un maillage croissant (linéaire) avec un rapport de taille égal à deux (2). En gardant le même nombre de divisions (nombre d'éléments), on peut avoir un volume variant entre 16/3 fois et 32/3 fois avec une moyenne de huit (8) pour un maillage uniforme. L'avantage ici est le changement souple des tailles des éléments dont le résultat est montré à l'annexe VI.

En plus, le changement de la taille des éléments se fait dans les directions des gradients de températures et de contraintes qui sont dans la direction x pour la plaque horizontale et dans la direction y pour la plaque verticale.

En faisant cette combinaison de maillages, il y a les avantages de chaque façon. La minutie apportée au maillage et au temps, et leur inter-relation ensemble ont donné des résultats favorables en termes de convergence et de précision des résultats, mais aussi en terme de temps de calcul.

La figure 3.12 présente différents maillages de plaques.

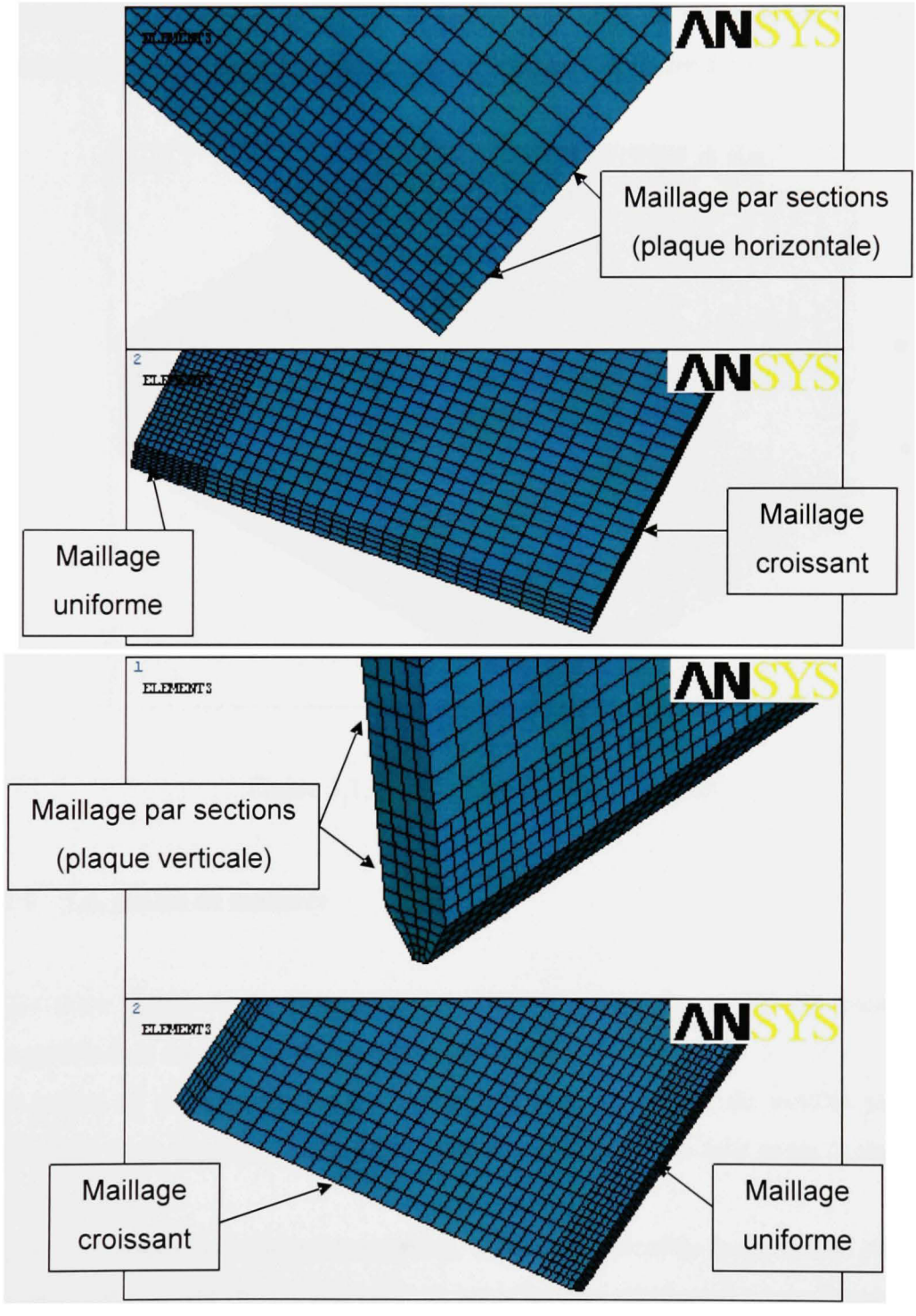


Figure 3.12 Maillage des plaques

Le maillage du métal d'apport est le même que celui du maillage de la ZAT et il coïncide avec le maillage des plaques, tel qu'indiqué à la figure 3.13.

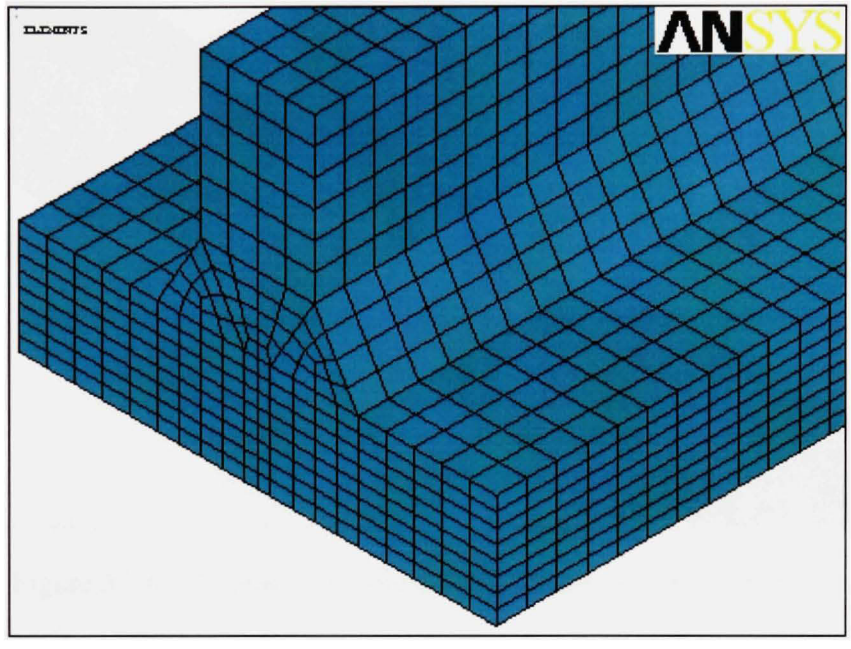


Figure 3.13 Maillage du métal d'apport

3.2.5 Les points de mesures

Dans cette partie de la programmation, il y l'entrée des points de mesures des températures et du point de mesure de la contrainte.

Les points de mesures thermiques coïncident avec les nœuds du modèle puisque la réalisation de la géométrie du modèle et du son maillage a été faite avant le collage des thermocouples.

Quand aux points de mesures structurales, le point de calcul de la contrainte et ceux des déplacements ont été choisis aux endroits jugés les plus critiques (i.e. maximums).

La figure 3.14 montre la position des thermocouples par rapport au maillage. La section montrée est le milieu des plaques suivant la direction z.

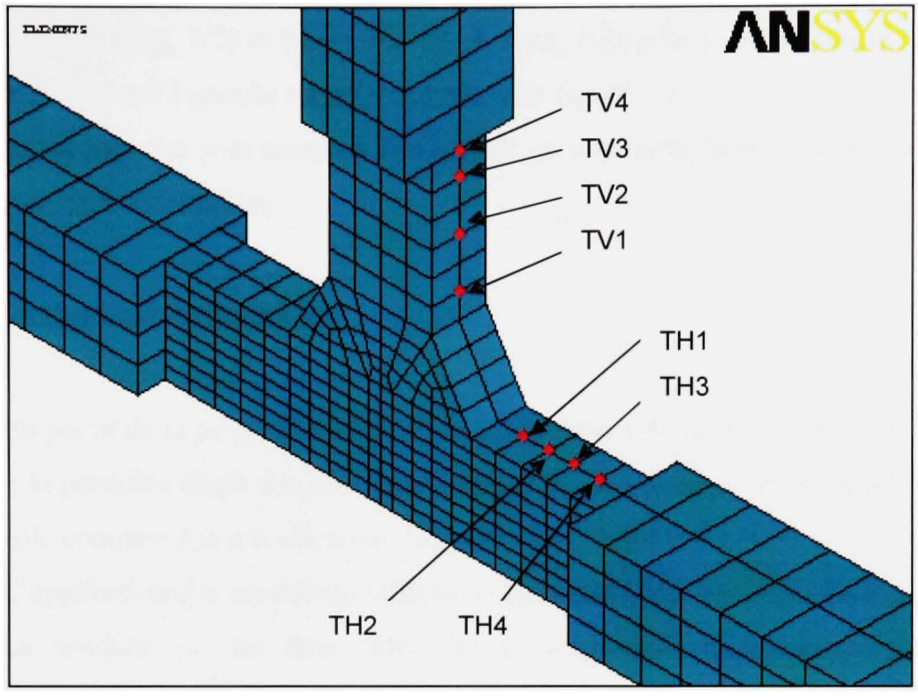


Figure 3.14 Position des thermocouples par rapport au maillage

La figure 3.15 montre la position de la jauge de contrainte par rapport au maillage.

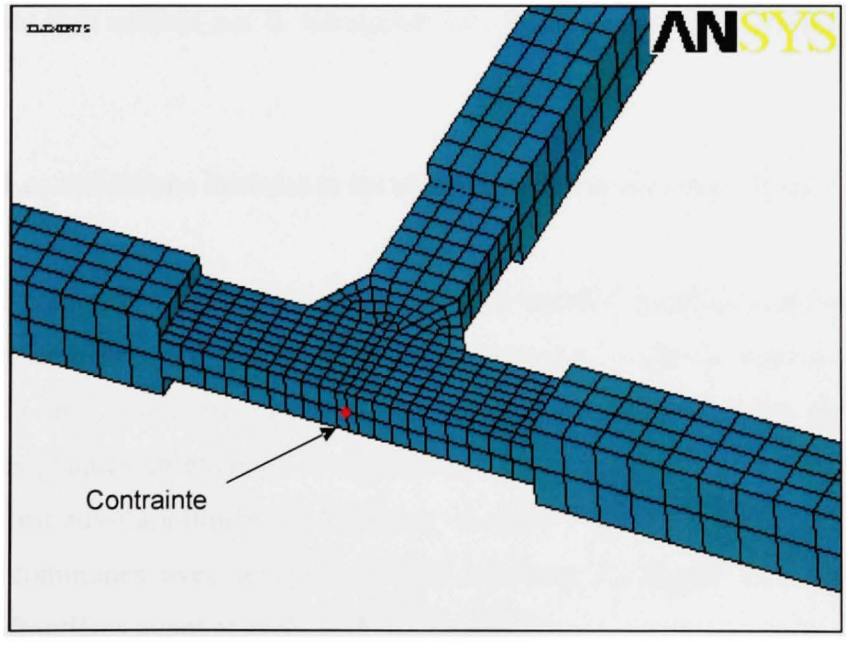


Figure 3.15 Position du centre de la rosette par rapport au maillage

Pour les déplacements, les nœuds ont les coordonnées suivantes :
(larg_1/2, ep_1, long_1/2) et (-larg_1/2, ep_1, long_1/2) pour le déplacement à droite et pour le déplacement à gauche respectivement (voir figure 3.3).
Les points de mesures sont nommés chacun par un nom pour faciliter leur modification et la lecture de leurs résultats.

3.2.6 La simulation thermique

Dans cette partie de la programmation, il y a la résolution de la simulation thermique qui constitue la première étape des résultats; le degré de liberté est la température à tous les nœuds. Elle comprend la modélisation du processus suivant :

a. L'application des conditions initiales et des conditions frontières thermiques;
b. La soudure sur les deux côtés de la préparation avec un refroidissement intermédiaire;
c. Le refroidissement jusqu'au temps final de l'acquisition des températures.

Les résultats des températures du régime transitoire sont sauvegardés dans un fichier « thermique.rth » à chaque deux pas de calcul pour diminuer l'espace mémoire requis. Ces résultats sont utilisés par la simulation structurale comme des charges thermiques nodales.

3.2.6.1 Les conditions initiales et les conditions frontières thermiques

Cette étape comporte l'application des conditions initiales thermiques présentées par la température ambiante, Tf, qui est appliquée à tous les nœuds du modèle. Puis il y a l'application des conditions frontières présentées par la convection sur toutes les surfaces des plaques en excluant la surface de contact commune aux deux plaques. La convection est aussi appliquée sur les faces du métal d'apport exposées à l'air ambiant (les faces communes avec les plaques sont exclues). La figure 3.16 schématise les conditions frontières avant et après le dépôt du métal.

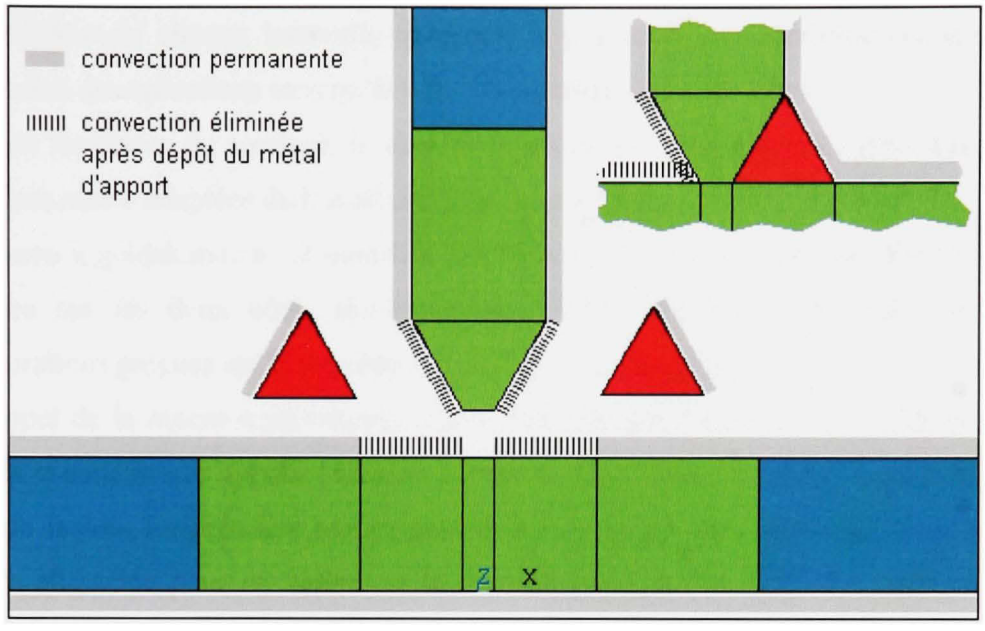


Figure 3.16 Conditions frontières thermiques

La convection sur les parties couvertes par le cordon de soudure est éliminée au fur et à mesure que la torche avance. À noter que la convection sur les faces exposées à l'air ambiant est appliquée dès le début, car l'effet de cette convection est annulé par la désactivation des éléments; la convection reprend son importance après leur activation.
Cette façon d'appliquer la perte de chaleur sur la face du bain de fusion exposée à l'air ambiant considère que cette perte n'est pas incluse dans l'efficacité de la source de chaleur (η) qui a une valeur plus élevée à celle qui considère que cette partie de perte est déjà incluse dans l'efficacité.

3.2.6.2 L'application de la soudure avec le refroidissement intermédiaire

Cette étape est divisée en trois opérations : l'application de la soudure du côté droit, une attente et l'application de la soudure du côté gauche.
Le transfert entre les étapes est contrôlé par des conditions imposées sur le temps. Ces conditions se présentent comme des étapes ou des intervalles temporels dans lesquels les

conditions frontières et l'incrémentation du temps évoluent avec l'avancement du temps. À l'intérieur de chaque intervalle temporel, il y a aussi une condition qui assure la succession des opérations sans qu'il y ait des interférences entre elles.

Pendant les étapes du soudage, la simulation utilise les deux macros « goldak.mac » et « chaleur.mac » adaptées du travail d'Olivier Morin [13].

La macro « goldak.mac » est modifiée pour que le modèle soit capable d'appliquer la soudure sur les deux côtés simultanément. Cette modification est faite pour des améliorations prévues sur le procédé du soudage, la préparation, etc.

À l'appel de la macro « goldak.mac », les éléments constituant le métal d'apport sont activés et cette macro appelle la macro « chaleur.mac » pour appliquer la chaleur dans le bain de fusion. La première macro procède à la sélection des éléments inclus dans le double ellipsoïde pour les activer et la seconde applique aux éléments sélectionnés la distribution Gaussienne de la chaleur selon les équations (1.14) et (1.15).

Avant le commencement de la soudure, il y a l'application des conditions initiales de température à tous les nœuds des deux plaques.

Concernant les conditions frontières thermiques, elles ne sont pas constantes, mais elles sont divisées en deux étapes : une étape durant le soudage jusqu'à cinq minutes après la fin de la deuxième passe et une autre jusqu'au refroidissement final. Dans la première étape, la température ambiante est estimée par essai erreur avec une moyenne de 60 °C; T_f est multipliée par un facteur noté T_f_s tel que $T_f_s = 2.6$.

Les incréments de temps sont constants durant le soudage et crossent exponentiellement durant le refroidissement. L'incrément de temps est multiplié à chaque pas par le facteur « itr » durant le refroidissement.

Le graphique et les valeurs des incréments de temps pour trois différents itr ainsi que le temps accumulé dès le début de l'augmentation du pas incrémental sont présentés à l'annexe VII. Dans ce modèle, on a pris itr = 0.05. Le temps écoulé à chaque moment est calculé en faisant l'intégrale du temps pour tous les incréments précédents jusqu'à l'incrément présent. De cette façon, étant donné l'incrément initial du temps et le temps de refroidissement, la meilleure combinaison entre le facteur « itr » et le nombre de pas

de calcul requis pour atteindre le temps de refroidissement a été déterminée. Pour un « itr » très petit, on perd sur le plan du coût de calcul et dans le cas inverse on risque de perdre la bonne convergence des résultats.

3.2.6.3 Le refroidissement final

La période du refroidissement final est pareille à celle du refroidissement intermédiaire sur le plan des incréments du temps. Mais elle se diffère de ce que les conditions frontières n'y sont pas constantes pendant toute la période. La température moyenne estimée de l'air ambiant est restée la même que celle durant le soudage avec une valeur de 60 °C pendant les cinq premières minutes, puis elle est mise égale à T_f pour le reste du temps.

La figure 3.17 montre le taux d'incrément et l'avancement de temps dans toute la simulation.

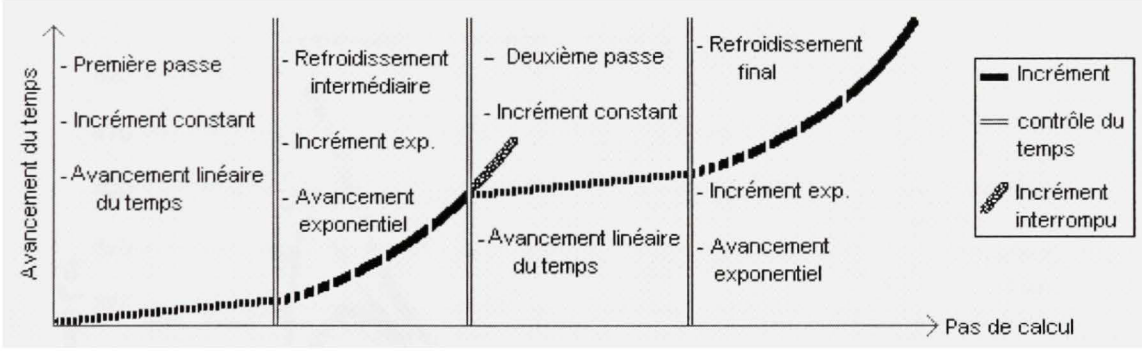


Figure 3.17 Avancement du temps

Il faut noter que les paramètres du solveur sont choisis au début du module de la solution, comme l'activation de l'analyse transitoire et celle de l'optimisation automatique de la solution non linéaire par le logiciel, le nombre maximal d'itérations par pas de calcul et la façon de l'application du chargement. Aussi, la sauvegarde des résultats est faite à chaque deux pas de calcul pour diminuer de moitié l'espace disque dur nécessaire pour le fichier des résultats créé au début de ce sous-programme. Les

résultats de ce fichier vont être appelés dans la simulation structurale et les températures vont agir comme des chargements aux nœuds; ils sont aussi appelés par le fichier des résultats pour la sortie des variables aux nœuds d'intérêt tel que présenté à la section suivante.

3.2.7 Résultats thermiques

Dans le programme « 7T_resultat_thermique.txt », il y a appel des résultats de températures dans le fichier des résultats pour les nœuds déclarés dans le fichier des points de mesures pour les thermocouples. Ces résultats sont stockés dans une table nommée « temperatures » puis ils sont exportés dans un fichier appelé « résultats thermiques.csv », lequel inclut le nom de chaque variable avec toutes ses valeurs sauvegardées à chaque deux pas de calcul.

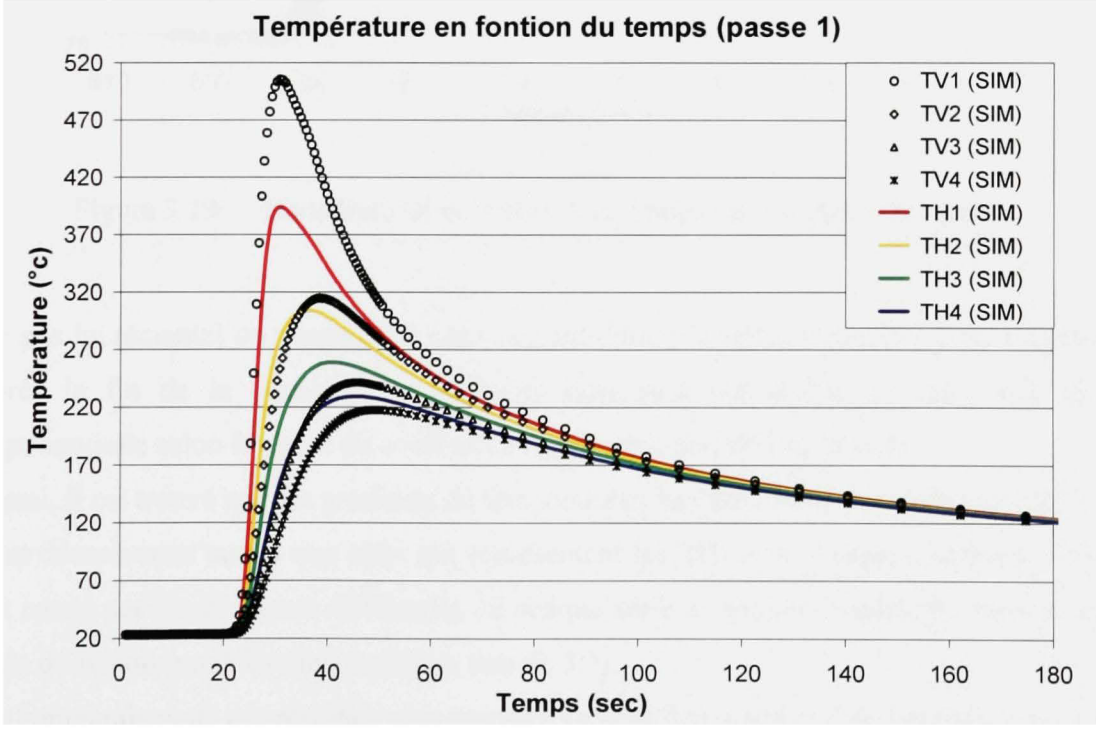


Figure 3.18 Températures en fonction du temps pour la première passe

La figure 3.18 montre les températures simulées pour la première passe et la figure 3.19 montre celles de la deuxième passe.

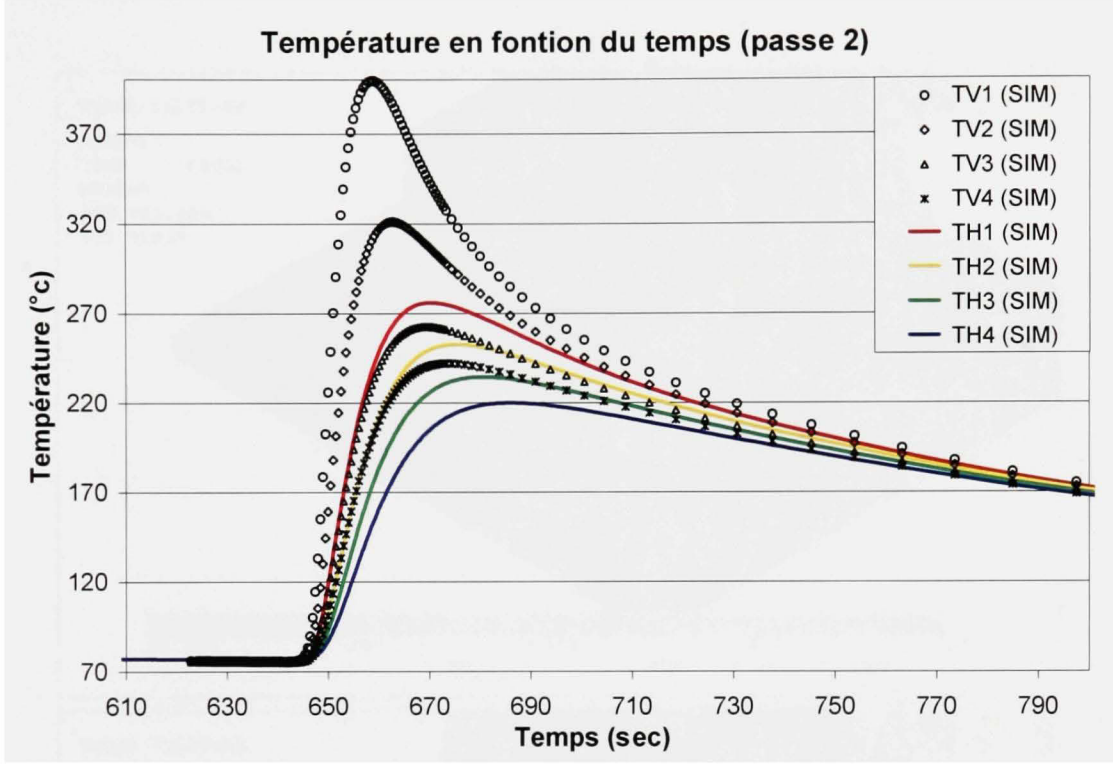


Figure 3.19 Températures en fonction du temps pour la deuxième passe

Le pas incrémental de temps n'est pas constant durant le refroidissement. Cela est clair après la fin de la deuxième passe aussi bien qu'à son début. Le taux suit une exponentielle selon le choix du coefficient d'augmentation de l'incrément.

Aussi, il est trouvé que les gradients de températures aux nœuds qui représentent les TVi sont décroissants tandis que ceux qui représentent les THi sont presque constants. Cela est causé par les distances différentes de chaque série de thermocouples par rapport au bain de fusion (modélisation en 2D au lieu de 3D).

La comparaison de ces résultats sera discutée au chapitre suivant : Comparaison avec les mesures prises lors de l'expérimentation.

La figure 3.20 montre un exemple de résultats thermiques pour les temps de 25 secondes et de 650 secondes, soit à mi-chemin de la première passe et de la deuxième passe respectivement.

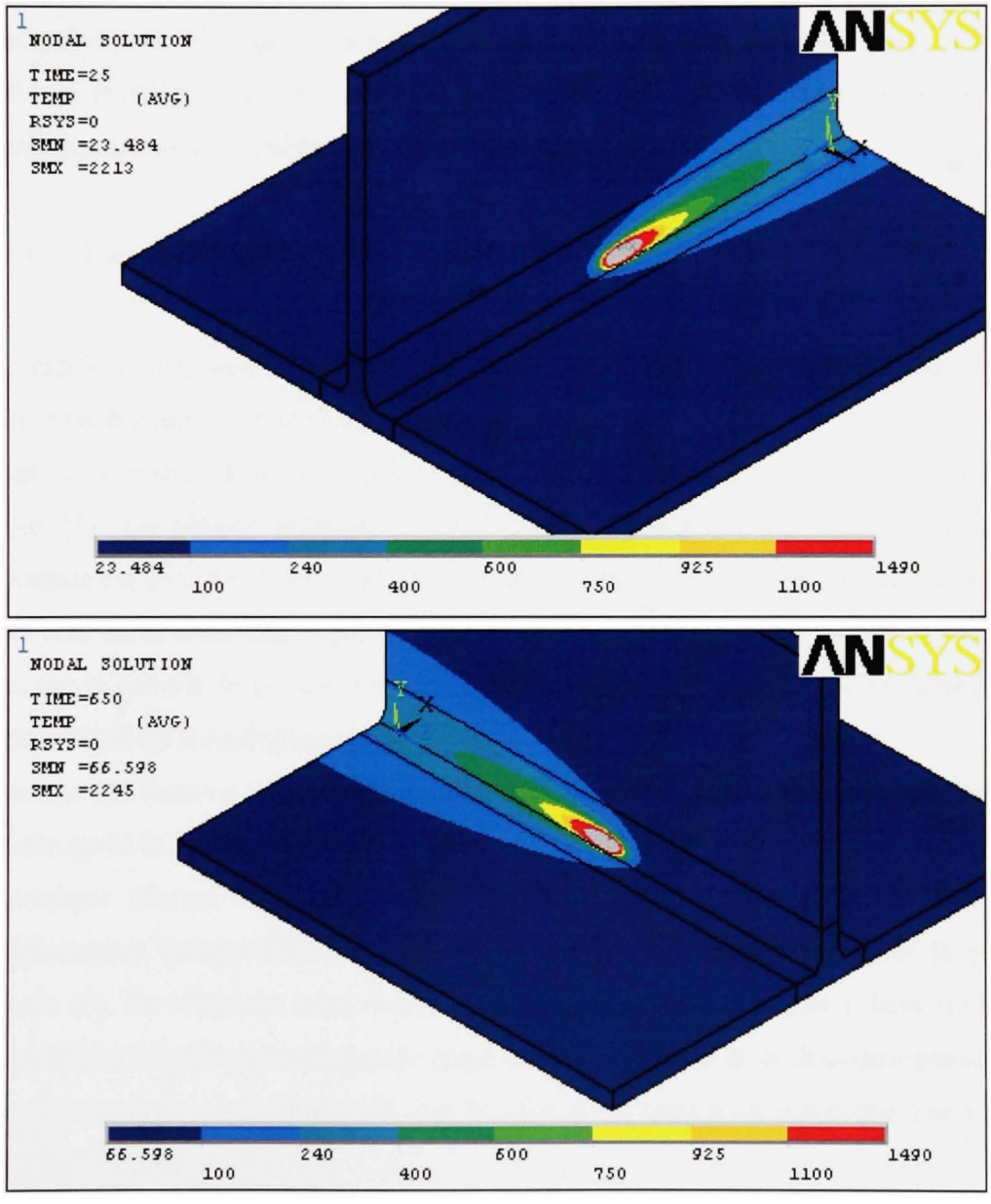


Figure 3.20 Exemple de résultats thermiques

La section suivante présente la simulation structurale du soudage.

3.2.8 La simulation structurale

Cette partie constitue la deuxième phase de la simulation. Dans le soudage GMAW, l'effet structural résulte directement des gradients de températures (action thermique) et du dépôt du métal d'apport à l'état liquide qui se solidifie avec des changements thermophysiques. Ces deux facteurs entrent en interaction avec les plaques et les conditions frontières imposées sur elles pour mener aux contraintes résiduelles après le refroidissement de l'assemblage.

3.2.8.1 Les conditions frontières structurales

Les conditions frontières structurales peuvent être présentées sous la forme séquentielle suivante (voir figure 3.21 pour visualisation des étapes) :
Durant la première passe, les deux plaques sont encastrées au niveau des boulons de serrage (1). La plaque verticale (en vert) est encastrée de son côté et la plaque horizontale est encastrée de ses deux côtés (droit et gauche). Cela est fait en considérant que le côté de la deuxième passe (côté gauche – en orange) est fixé durant la première passe, car le gabarit de fixation est fait de façon à ce que ce côté touche le gabarit avec l'impossibilité qu'il se déplace en direction y.
Le serrage des boulons en assure la fixation dans les autres directions (cette condition est éliminée après la déformation de la plaque).
En pratique (durant les essais), après la fin de la première passe et durant le refroidissement intermédiaire, on relâche la plaque horizontale (2), puis la plaque verticale (3). En relâchant cette dernière, le joint devient complètement libre de toutes les conditions frontières par une seule étape (celles sur le côté de la deuxième passe de la plaque horizontale sont éliminées), car le joint n'est tenu à sa place que par l'appui simple de son poids.

Avant la fin de cette étape et le commencement de la deuxième passe, ainsi que durant la deuxième passe, on reprend l'encastrement de la plaque verticale du côté gauche de la plaque horizontale (4).

Après la deuxième passe et jusqu'au refroidissement final, la plaque horizontale est libérée puis la plaque verticale. Le joint en T est alors libéré de toutes les conditions frontières du gabarit et il est laissé simplement appuyé sous son propre poids.

La figure ci-dessous montre la variation des conditions frontières structurales.

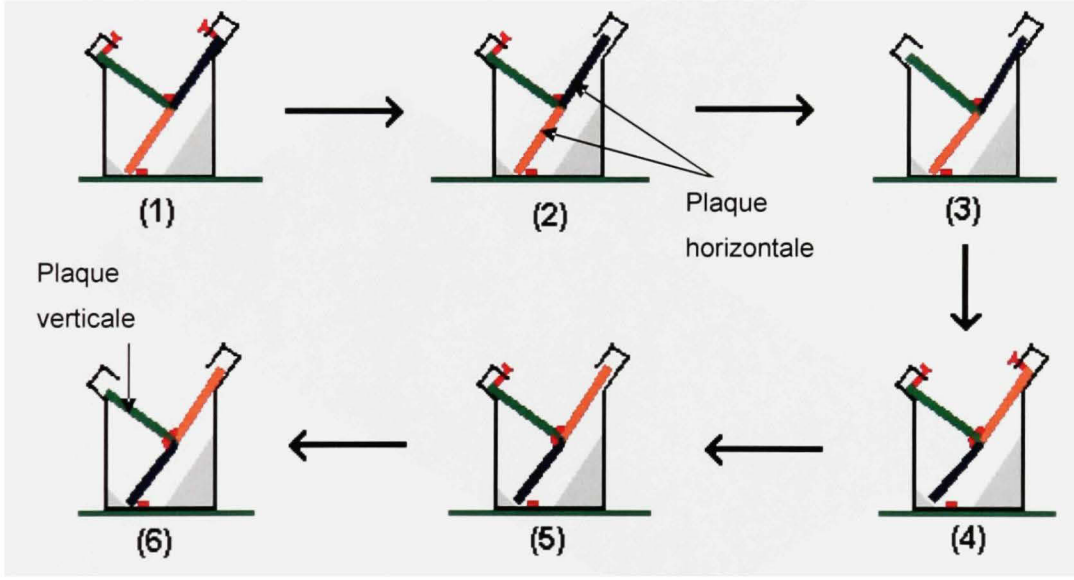


Figure 3.21 Variation des conditions frontières structurales

Dans la simulation, pour ne pas compliquer les conditions frontières, il était plus simple de garder l'encastrement de la plaque verticale durant toutes les étapes et de varier celui sur les côtés de la plaque horizontale. Cela signifie que quand le joint n'est plus serré dans le gabarit et laissé tenu par la plaque verticale, il devient similaire à la condition d'appui simple pour ce cas dans lequel l'effort dû au poids est négligeable. Par ailleurs, la position de l'encastrement du côté gauche est mise au niveau des boulons pour toutes les étapes (1) et (4) et non tout le long du côté dans (1) (voir la figure 3.22).

À rappeler que les contraintes imposées sont considérées comme des encastrements (empêcher les trois translations et les trois rotations) aux nœuds des surfaces concernées. La façon d'imposer les conditions frontières structurales et de leurs instants et durées d'imposition influe beaucoup sur les résultats des déplacements simulés.
La figure 3.22 montre l'application des conditions frontières structurales.

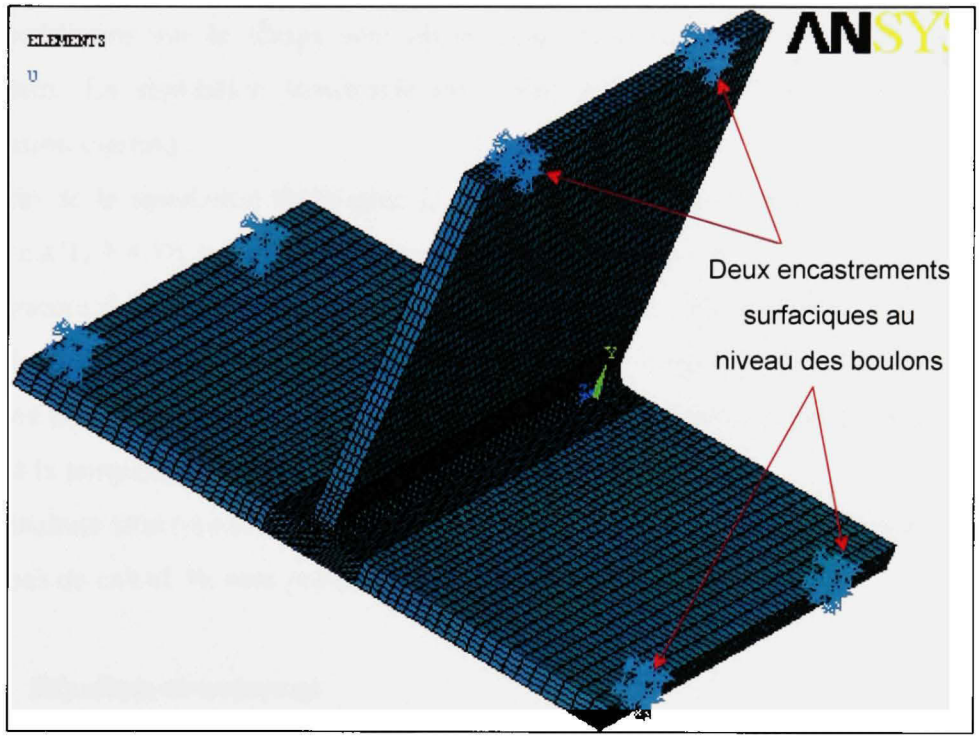


Figure 3.22 Conditions frontières dans la simulation

3.2.8.2 L'application de la soudure et des charges thermiques

Cette étape constitue aussi la phase structurale de son homologue thermique. L'activation des éléments se fait au fur et à mesure que la torche avance comme dans la simulation thermique; mais la sélection des éléments à activer n'est pas faite avec le double ellipsoïde qui sert à la distribution gaussienne de la chaleur. Tous les éléments qui sont déjà traversés par la torche sont activés.

L'application du chargement thermique se fait en reportant les résultats thermiques nodaux sur le modèle structural. ANSYS lit les températures et les applique aux nœuds en faisant une interpolation linéaire entre deux temps dans le cas d'un temps ne figurant pas dans les résultats sauvegardés dans le fichier « thermique.rth ». Comme le problème n'est pas linéaire, on a préféré conserver la même structure temporelle que celle de la simulation thermique, surtout dans le cas des grands gradients de températures, c'est-à-dire durant l'application de la soudure. L'incrément du temps est alors conservé.

Des conditions sur le temps sont mises pour contrôler la variation des conditions frontières. La simulation structurale est moins sensible au facteur temporel que la simulation thermique.

À la fin de la simulation thermique, le refroidissement n'est pas complet (température finale est $T_f + 4.7°C$); c'est-à-dire que le temps doit tendre vers « l'infini » pour avoir la température des plaques égale à la température ambiante. On a imposé à ce temps une période de dix minutes après la fin de la simulation thermique (un total d'une heure et 50 minutes de refroidissement final) et on a imposé une température uniforme aux nœuds égale à la température ambiante.

Les résultats structuraux sont stockés dans un fichier nommé « structure.rst » à chaque deux pas de calcul. Ils sont présentés à la section suivante.

3.2.9 Résultats structuraux

Le fichier « 9T_resultat_structure.txt » appelle les résultats des contraintes et des déplacements aux nœuds d'intérêt indiqués (position de la jauge et bouts des côtés) dans le programme « 5T_points_mesure.txt » et les stocke dans un fichier appelé « D_et_S », et puis il les sort dans un fichier nommé « résultats structuraux ». Concernant les données de l'expérimentation, il s'agit de la contrainte résiduelle en un point et de la distorsion finale de la plaque verticale. Il n'y a pas de mesures en temps réel durant toute l'expérimentation. Pour la comparaison, il est suffisant de comparer la dernière valeur des résultats de la simulation.

Pour les déplacements, il a toutefois été intéressant de voir la déformation en temps, car cela donne un bref aperçu de la distorsion de la plaque horizontale en fonction du temps, des conditions frontières, de leurs endroits de placement, de leurs instants d'application et de leur durée d'application.

Le tableau 3.15 montre l'état de contrainte résiduelle dans la plaque horizontale en un point situé au centre de la face opposée à la face soudée.

Tableau 3.5
État de contrainte résiduelle au centre
de la face opposée à la soudure

Contrainte résiduelle (MPa)						
Sx	Sy	Sz	S1	S2	S3	Von-Mises
457	75.7	409	458	409	75.6	360

Il est alors facile de voir (voir la figure 2.13 et la figure 2.14) que les contraintes principales S1, S2 et S3 coïncident avec les contraintes Sx, Sz et Sy. Donc, on peut dire que pour ce joint, les contraintes principales sont dans les directions x, z, et y.

La première contrainte principale (la plus grande) se trouve dans la direction normale à la trajectoire dans le plan de la plaque horizontale; la deuxième se trouve dans la direction parallèle au cordon et dans le plan de la plaque horizontale. La contrainte normale à une surface libre (en direction y) doit être nulle (état plan de contrainte), mais la valeur donnée est due au grand changement de la contrainte en direction y dans le même élément. Un maillage plus raffiné, selon l'épaisseur, donnera une valeur plus petite pour S3 en ce point. Cependant, S3/S1 = 1/6 et S3/S2 = 5/27 est proche d'un état plan de contrainte. Alors, $Sx = \sigma_{max}$ et $Sz = \sigma_{min}$.

La figure 3.23 montre un exemple des résultats structuraux. C'est la contrainte de Von-Mises après le refroidissement final (contrainte vue des deux côtés).

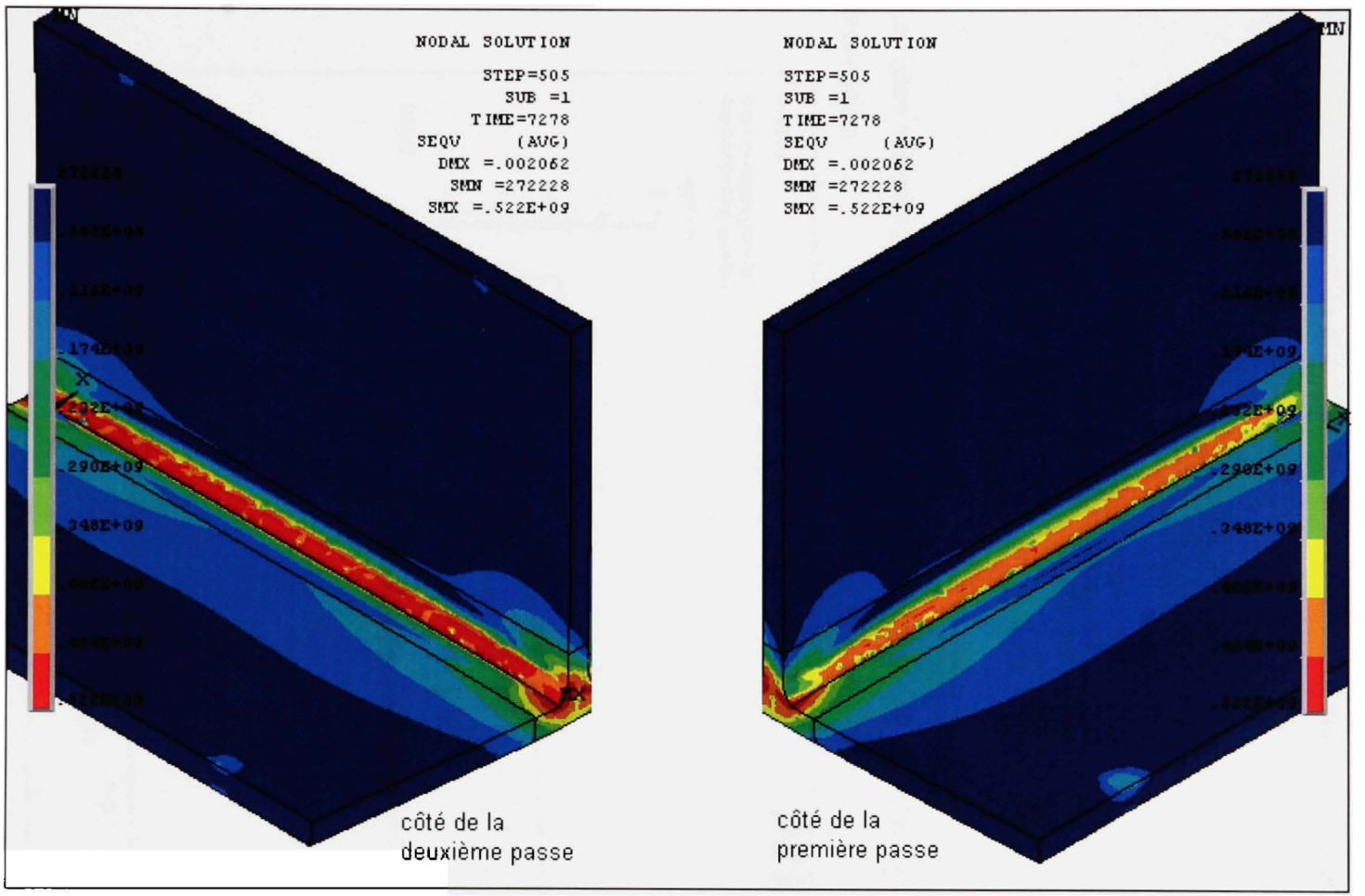


Figure 3.23 Exemple de résultats structuraux

Le Tableau 3.6 montre la distorsion permanente du côté droit et du côté gauche de la plaque horizontale à la fin de la simulation structurale.

Tableau 3.6
Distorsion de la plaque horizontale

Déplacements (mm)	
Déplacement droit	0.93
Déplacement gauche	2.1

La figure suivante montre les déplacements en y en fonction du temps pour la première demi-heure.

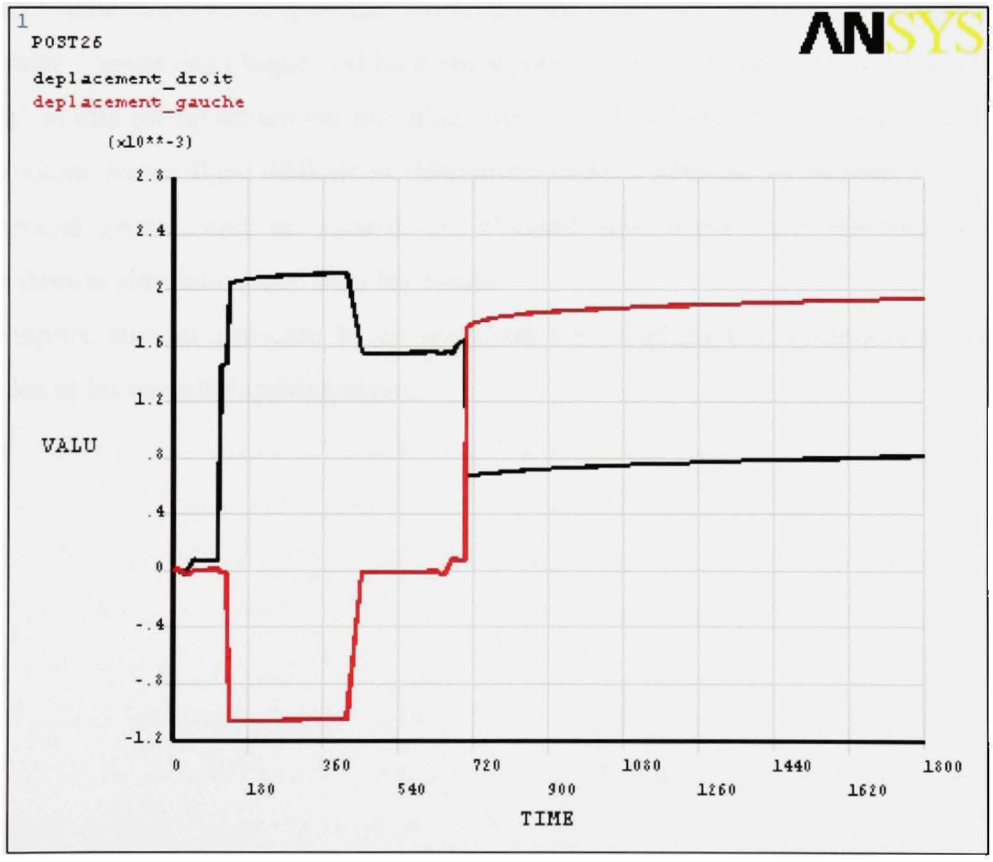


Figure 3.24 Déplacements en y des côtés de la plaque horizontale en fonction du temps pour la première demi-heure

À la figure 3.24, il est clair que l'on voit l'interaction entre les encastrements droits et gauches, qui jouent des rôles symétriques, car les déplacements des côtés dans la direction y sont symétriques par rapport à la plaque verticale (soudure). Il est bien montré aussi que les déplacements dus à la variation dans les encastrements sont brusques, mais durant les refroidissements ils se dirigent dans la direction de y positivement en prenant plus de temps. Par ailleurs, dans la simulation, les deux encastrements de chaque côté sont enlevés au même instant, alors qu'en pratique, les deux boulons de chaque côté ont été dévissés graduellement et en alternant le dévissage entre les deux encastrements.

L'élément important qui a augmenté la distorsion des résultats structuraux est la rigidité du gabarit de fixation des plaques. Ce gabarit est rigidifié pour avoir le moins possible de déformations durant le soudage. Comme il est possible de le voir à la figure 3.24, la « parfaite » tenue des plaques est bien apparente sur la courbe des déplacements du côté gauche et elle est présentée par une plage avec des déplacements quasiment nuls durant la deuxième passe. Il est difficile de déterminer cette rigidité par estimation à cause de la complexité géométrique du gabarit. On s'attend alors à avoir des déplacements plus petits dans la simulation que dans les essais.

Le chapitre suivant présente la comparaison des résultats de la simulation avec les données et les calculs expérimentaux.

CHAPITRE 4

DISCUSSION DES RÉSULTATS DE LA SIMULATION ET COMPARAISON AVEC L'EXPÉRIMENTATION

4.1 But

Le premier but de ce chapitre est de comparer les résultats thermiques et structuraux donnés par la simulation avec ceux de l'expérimentation, et de les discuter.
Le deuxième est de suggérer des façons d'améliorer la précision des résultats dans la simulation ainsi que dans l'expérimentation et de donner des conseils à propos des difficultés rencontrées dans ce projet pour qu'elles soient évitées dans des travaux similaires dans le futur.

4.2 Comparaison des résultats thermiques avec l'expérimentation

Un modèle d'éléments finis est très important en ce qui concerne la prédiction et la simulation quand le modèle décrit fidèlement la réalité. Il peut prévoir des problèmes futurs pour essayer de les prévenir; il est donc important dans l'information qu'il donne. De plus, il gagne un intérêt exceptionnel quand il s'agit de la facilité d'accéder à cette information, en tout temps, de répéter l'analyse avec changement des variables du modèle et de connaître l'état du modèle dans tous les nœuds. Une fois le modèle réalisé, il est très facile de consulter ses résultats. Le problème majeur sera le temps de calcul et l'exactitude des données d'entrée.
Comme déjà mentionné dans le chapitre 2, la comparaison des résultats thermiques se fera durant la deuxième passe, jusqu'au refroidissement final, à cause des grandes perturbations dans l'acquisition des températures durant la première passe.
La comparaison des températures données par la MEF et celles monitorées durant l'expérimentation est présentée ci-après.

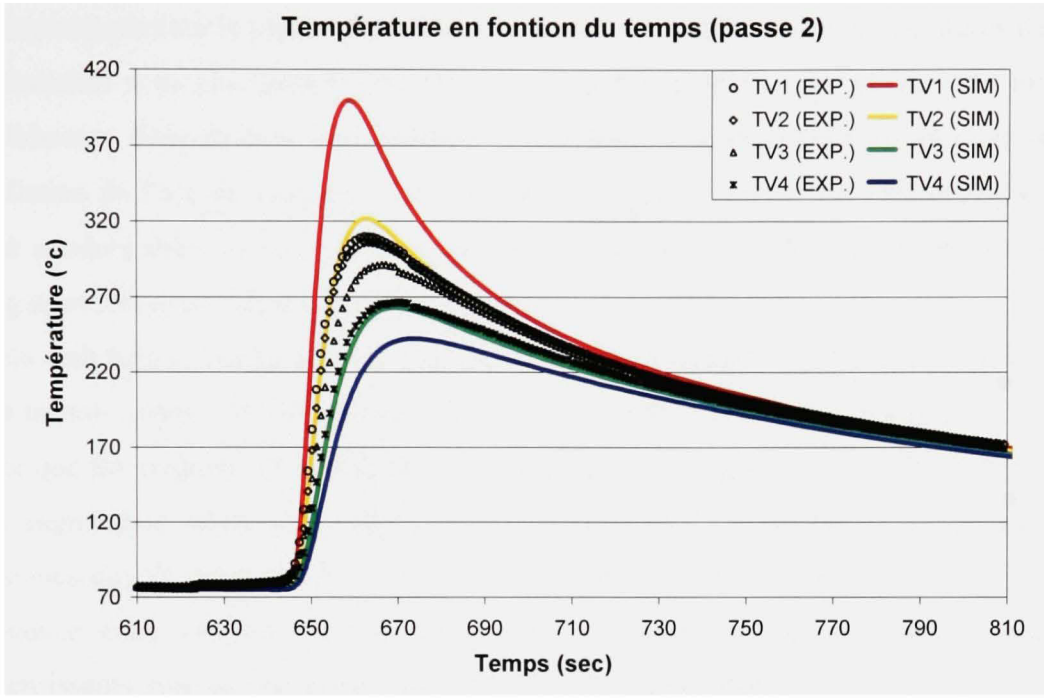


Figure 4.1 Comparaison des TVi

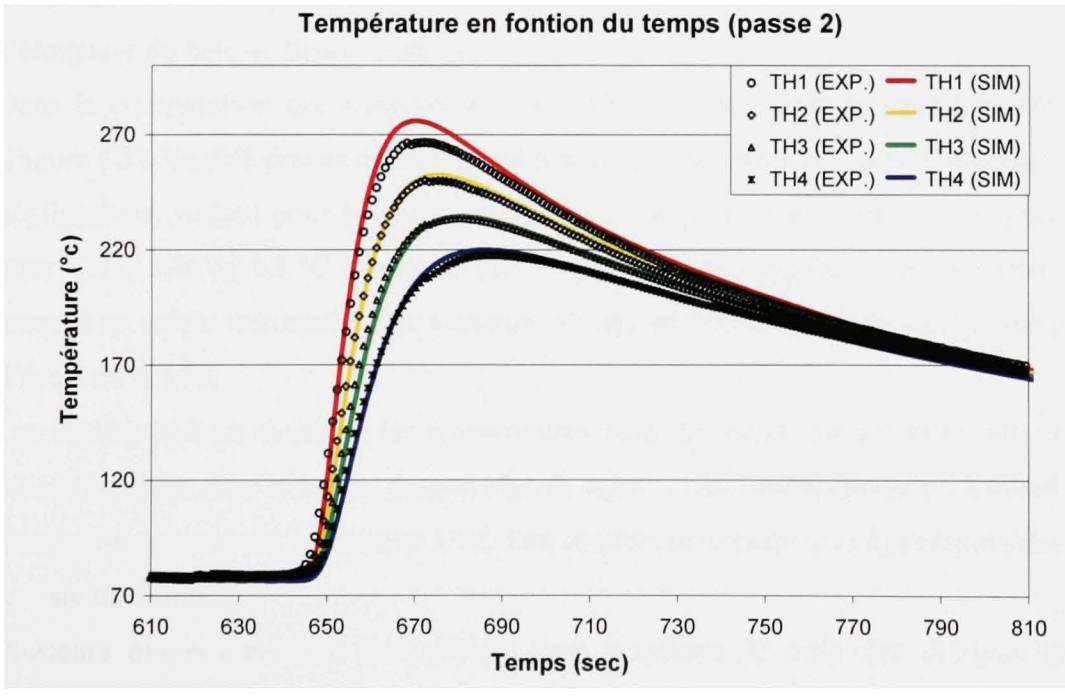


Figure 4.2 Comparaison des THi

La figure 4.1 montre les courbes de températures en fonction du temps pour les thermocouples sur la plaque verticale. À noter que les gradients des températures dans la simulation sont plus grands que ceux de l'expérimentation. Les plaques du modèle d'éléments finis ne sont pas sensibles à la chaleur transmise vers les plaques par la radiation de l'arc de soudage. Cette quantité de chaleur ne peut pas être négligée dans une soudure dans un joint en T et elle doit être ajoutée dans le bain de fusion, ce qui augmente les gradients dans les régions proches du cordon.

Cela était prévu et expliqué avec plus de détails dans le chapitre 2 (figures 2.3 et 2.4).

En tenant compte de l'espacement des thermocouples dans l'expérimentation, on peut dire que les gradients de températures entre les thermocouples TV2, TV3 et TV4 varient en augmentant selon y! La différence entre TV3 et TV4 est de 25 °C; pourtant, la distance qui les sépare est de 2.73 mm. La différence entre TV2 et TV3 est de 15 °C; la distance entre eux est de 4.45 mm. Alors, on marche dans le sens de gradients décroissants avec une croissance de différences de températures.

Cela est incorrect et les résultats donnés par la simulation semblent plus cohérents. Dans la simulation, on voit clairement des gradients de températures décroissants en s'éloignant du bain de fusion et de la ZAT.

Dans la comparaison des températures des thermocouples dans la plaque horizontale (Figure 4.2), les différences de températures entre la simulation et l'expérimentation sont négligeables, surtout pour les thermocouples 2, 3 et 4. Le maximum de différence est pour TH1, soit de 9.2 °C durant le pic. Cette différence augmente de la valeur zéro jusqu'à sa valeur maximale puis s'annule sur une plage de 30 secondes. Le maximum d'écart est 4.5 %.

Les figures ci-haut montrent les températures pour un temps variant entre 610 et 800 secondes, et ce, dans le but de donner plus de détails. Les courbes jusqu'à 15 minutes de simulation se trouvent à l'annexe VIII. Les courbes se superposent également dans tout le reste du temps.

Plusieurs moyens peuvent être utilisés pour améliorer la prise des mesures durant l'expérimentation, comme l'application de moyens plus efficaces comme avoir un plus

grand nombre de points d'acquisition et réduction des effets des radiations de l'arc sur les thermocouples durant la première passe et l'utilisation de systèmes d'acquisition de températures plus avancés comme la thermographie.

Une meilleure isolation des thermocouples et des plaques contre la radiation peut aussi aider à l'amélioration des résultats de mesures. Mais quand on soude en réalité, est-ce qu'on prend autant de mesures préventives pour des soudures ordinaires à l'arc dans un champ de travail? La réponse triviale est non.

Un modèle plus complexe de la modélisation d'une source de chaleur, incluant les effets radiatifs de la torche, peut être fait dans l'avenir. Des études dans la complexité de l'arc de soudage et des effets visqueux dans le bain de fusion sont toujours en cours.

Le paragraphe suivant va montrer la comparaison structurale entre l'expérimentation et la simulation.

4.3 Comparaison des résultats structuraux avec l'expérimentation

La simulation thermique est beaucoup plus sensible aux propriétés du matériau et au temps qu'aux conditions frontières (le coefficient de conductivité thermique versus la température de l'air ambiant), et ce, à cause des grands gradients qui changent subitement dans une fraction de seconde. Dans la simulation structurale, il y a moins de variables dans les propriétés mécaniques du matériau et ces propriétés sont mieux connues que les propriétés thermiques.

Par ailleurs, les propriétés structurales du matériau deviennent pratiquement nulles quand le métal devient à l'état liquide. Structuralement, ces éléments sont dans un état qui s'approche de leur état inactif.

Par exemple, le module d'élasticité devient comme nul après la fusion. Un autre exemple est réalisé dans ce projet. Plusieurs valeurs pour le coefficient de dilatation thermique linéaire sont trouvées, mais une valeur de $23 \times 10^{-6}/°C$ a été citée clairement dans la référence [14]. La différence entre les résultats donnés par cette valeur et ceux

donnés par la valeur prise dans d'autres références, comme les références [7, 9, 10], soit $\alpha=13x10^{-6}/°C$, est négligeable.

Cependant, la variation de certaines propriétés change les résultats à de basses températures, surtout pour la limite d'élasticité. Donc, un changement de 2 % dans le module d'Young ne modifie pas les résultats structuraux, même chose pour α. Par contre, un changement de 2 % dans l'enthalpie ou dans le coefficient de conductivité a un effet apparent sur les résultats thermiques, surtout dans la ZS. De même, un changement dans la limite d'élasticité influe beaucoup sur les contraintes résiduelles

En chauffant un matériau, localement ou globalement, on y introduit des déformations thermiques (ε_T) qui génèrent des contraintes thermiques dépendamment de sa forme et des conditions frontières. Si ces contraintes ne dépassent pas la limite d'élasticité du matériau, en enlevant la charge thermique, le matériau retourne à son état initial. Mais si les contraintes thermiques dépassent la limite d'élasticité, le matériau se déforme plastiquement et des contraintes résiduelles restent dans le matériau. Alors, la limite d'élasticité joue un rôle important dans les déformations plastiques.

Le tableau suivant résume la comparaison entre les résultats calculés et mesurés de l'expérimentation et les résultats donnés par la simulation.

Tableau 4.1 Comparaison de résultats structuraux

	Simulation	Expérimentation	Écart
Contrainte (MPa)			
S1	458	429	+29
S3	75.6	62	+13.6
Déplacements (mm)			
Déplacement droit	0.93	1.35	31.1%
Déplacement gauche	2.1	3.13	32.9%

Comme on peut voir, il y a une différence de +29 MPa entre la simulation et l'expérimentation par rapport à la première contrainte principale S1. Théoriquement,

cette contrainte doit être proche de la limite d'élasticité (cas de non relaxation des contraintes). Dans le résultat donné par la MEF, la contrainte est plus proche de la limite d'élasticité donnée par les essais de traction. En plus, comme c'est mentionné au paragraphe 2.3.2.1 une erreur entre 10 % et 30 % est notée sur la mesure de la contrainte dans le cas où la concentration des contraintes autour du trou dépasse la limite d'élasticité du matériau des plaques; c'est le cas de cette mesure en ce point.

Par ailleurs, la forme du bain de fusion n'est pas un double ellipsoïde parfait, surtout dans la deuxième passe dans laquelle il a la forme proche à une punaise (voir annexe IX). De même, la section de la soudure n'est pas un triangle équilatéral parfait durant toute la trajectoire. Les dimensions du double ellipsoïde donnent de bonnes valeurs pour la distribution de la température si ses frontières sont de 10 % inférieures à celles du bain de fusion expérimental [4]. Une meilleure étude du bain de fusion est nécessaire avec d'autres variantes du double ellipsoïde et avec la possibilité de changer de configuration entre différentes passes. Plus le métal de base est chaud, plus grande est la pénétration dans la soudure et plus le modèle du bain de fusion va changer.

Il reste le facteur majeur qui change les résultats structuraux : les conditions aux encastrements. Ceux-ci sont supposés être parfaitement rigides ce qui permettra moins de déplacements qui sont de grande importance par rapport à l'ordre de grandeur en jeu et à la rigidité des plaques en flexion sur une longueur de 5 pouces.

Une chose à remarquer dans la distribution des contraintes à la figure 3.23 est la redistribution des contraintes dans la première passe après le dépôt de la deuxième. Cela est dû au choc thermique fait par la chaleur de la deuxième passe.

Des figures démontrant les résultats généraux du modèle simulé sont présentées au point suivant.

4.4 Figures des résultats de simulation

Comme mentionné au début du mémoire, l'utilité des simulations numériques est aussi dans la facilité de consulter les résultats visuellement et dans tout le modèle.

Cette section présente quelques figures pour les résultats thermiques et structuraux.

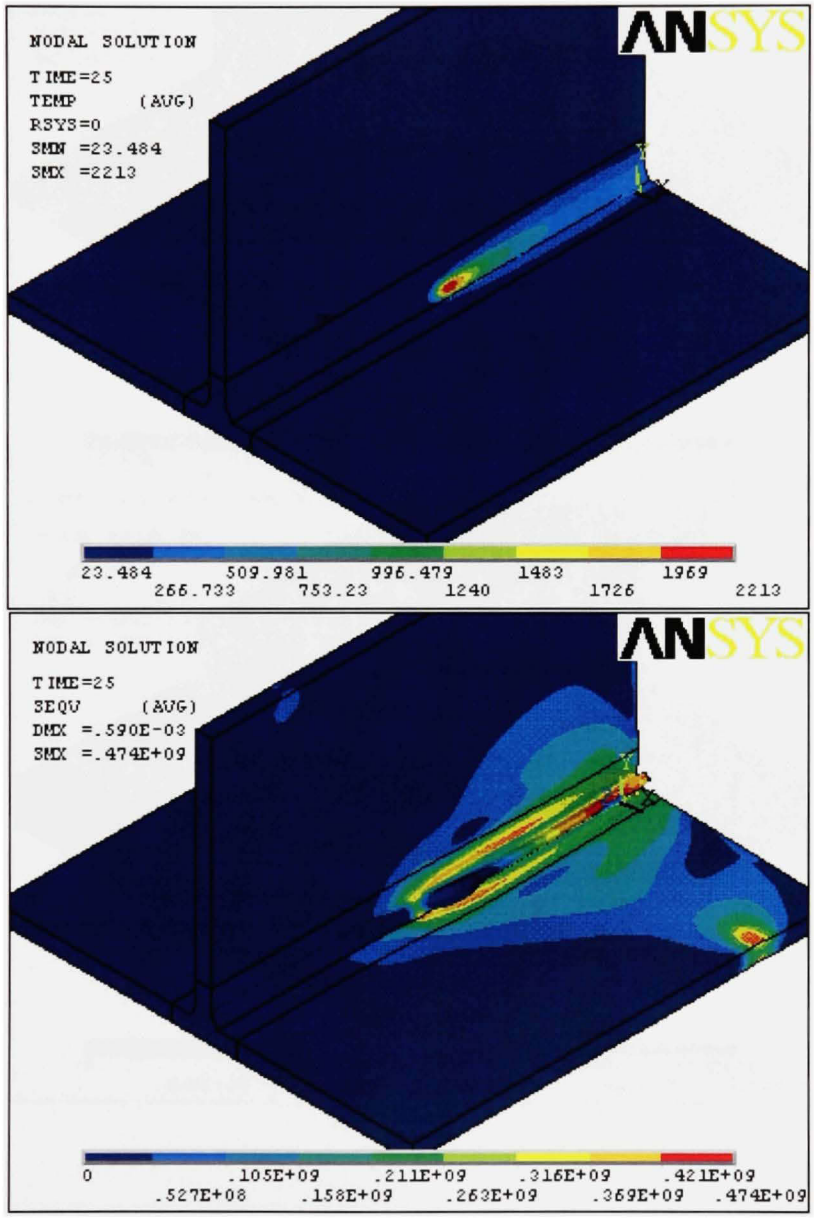


Figure 4.3 Température et contrainte de Von Mises à 25 secondes

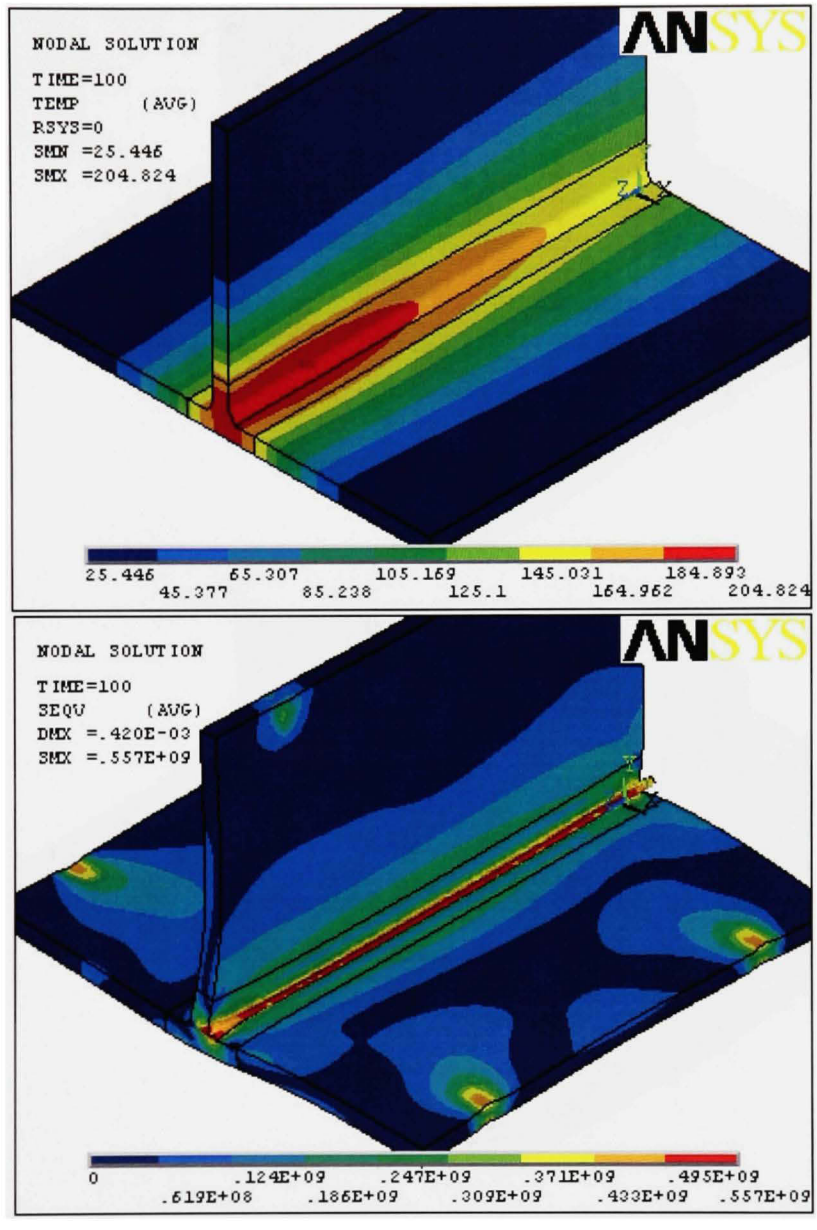


Figure 4.4 Température et contrainte de Von Mises à 100 secondes (soudage du premier côté et refroidissement intermédiaire)

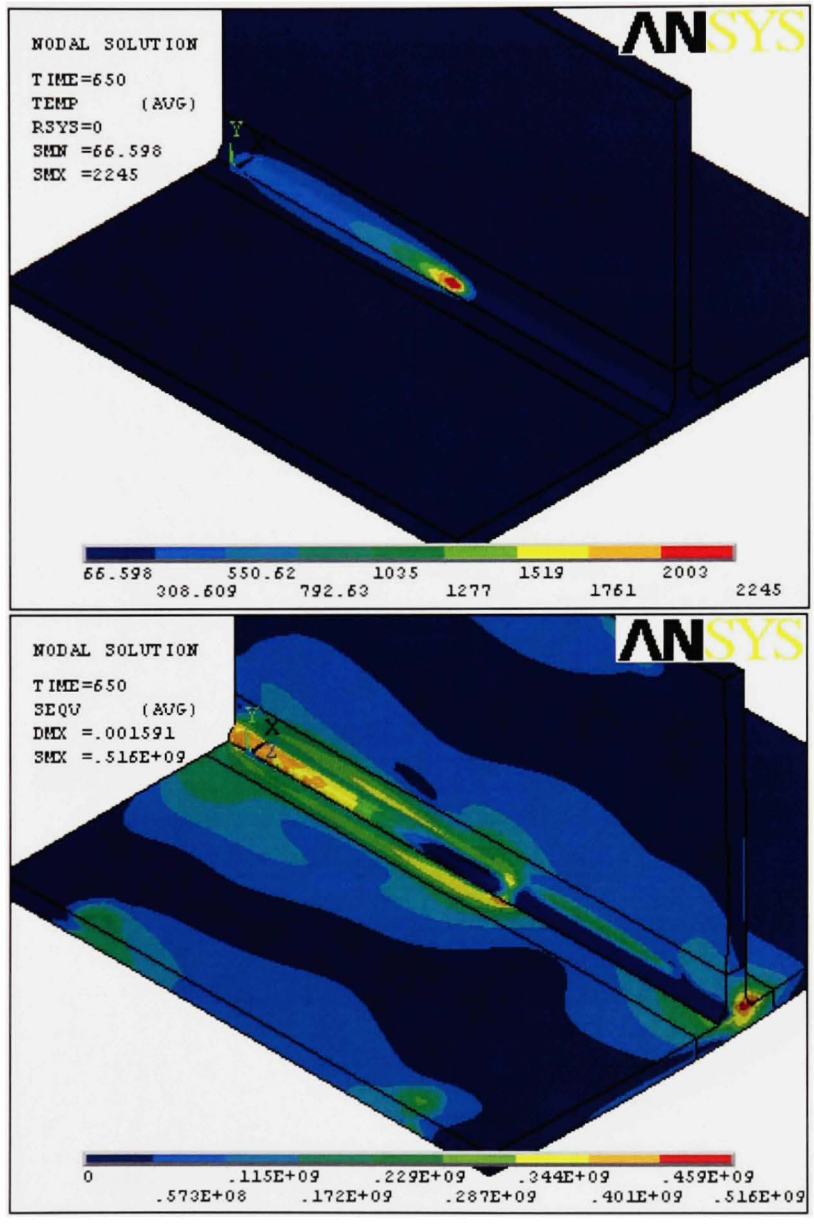


Figure 4.5 Température et contrainte de Von Mises à 650 secondes

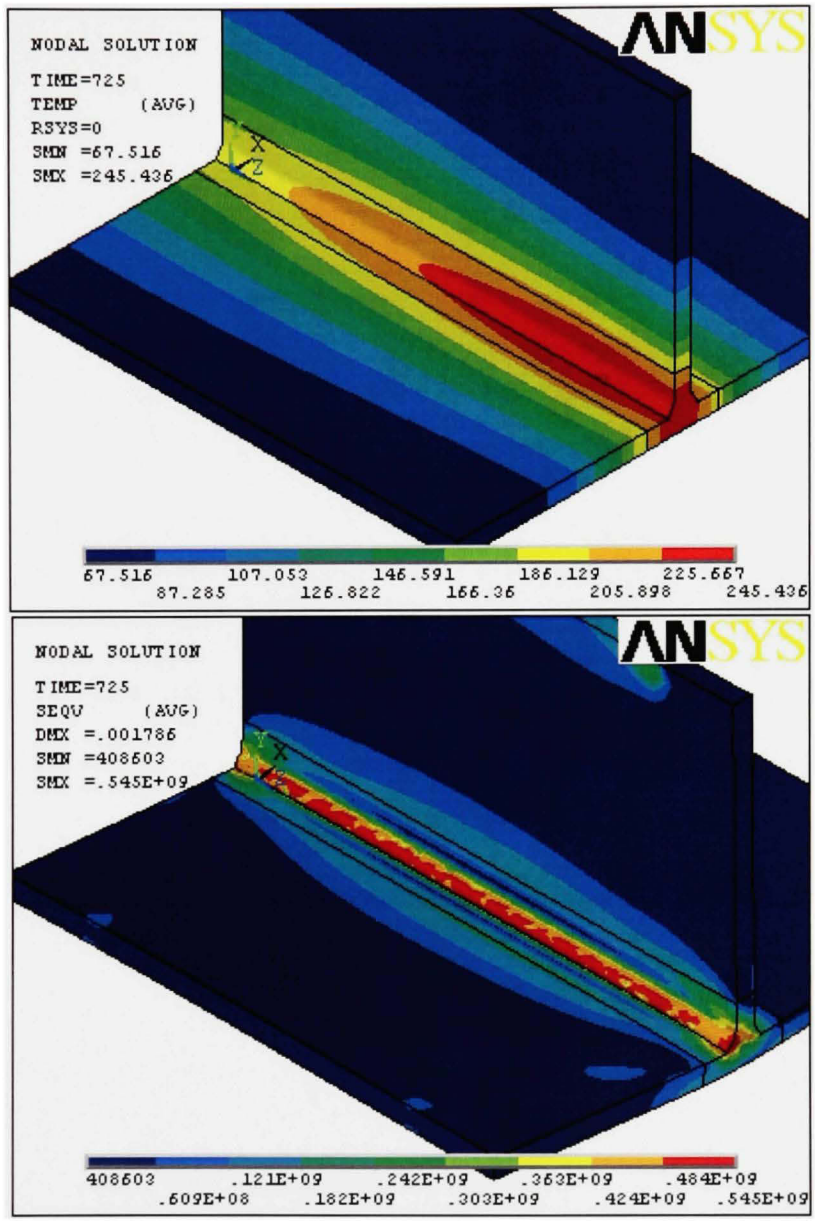


Figure 4.6 Température et contrainte de Von Mises à 725 secondes

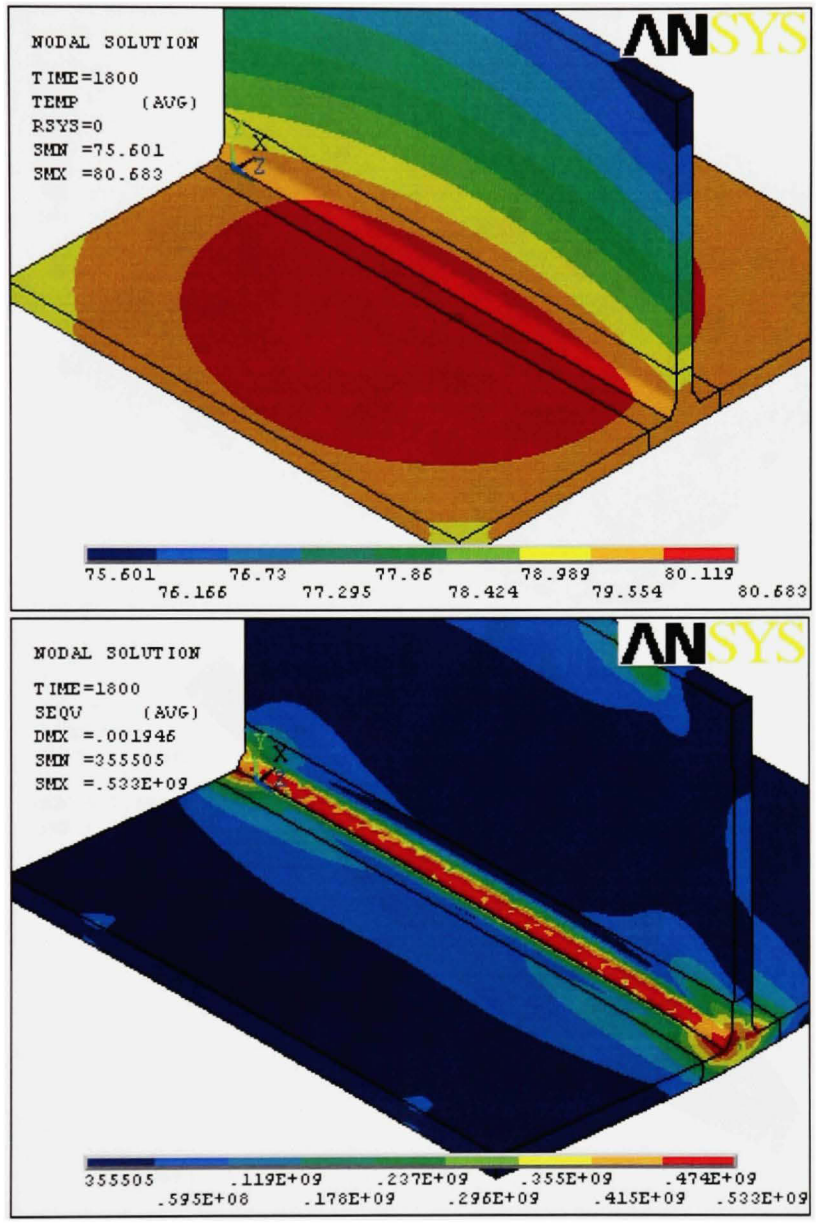


Figure 4.7 Température et contrainte de Von Mises à 1800 secondes

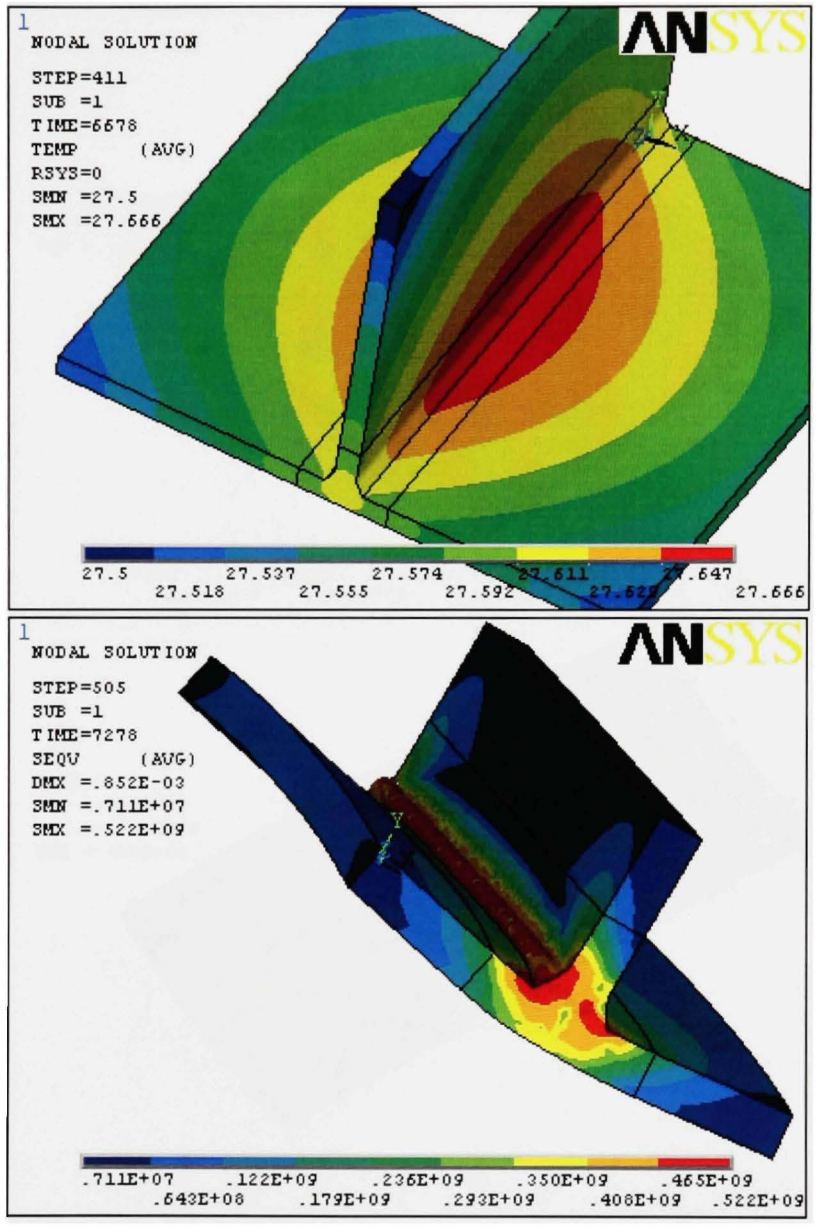


Figure 4.8 Température finale et contrainte de Von Mises résiduelle dans les régions 50 mm loin du joint

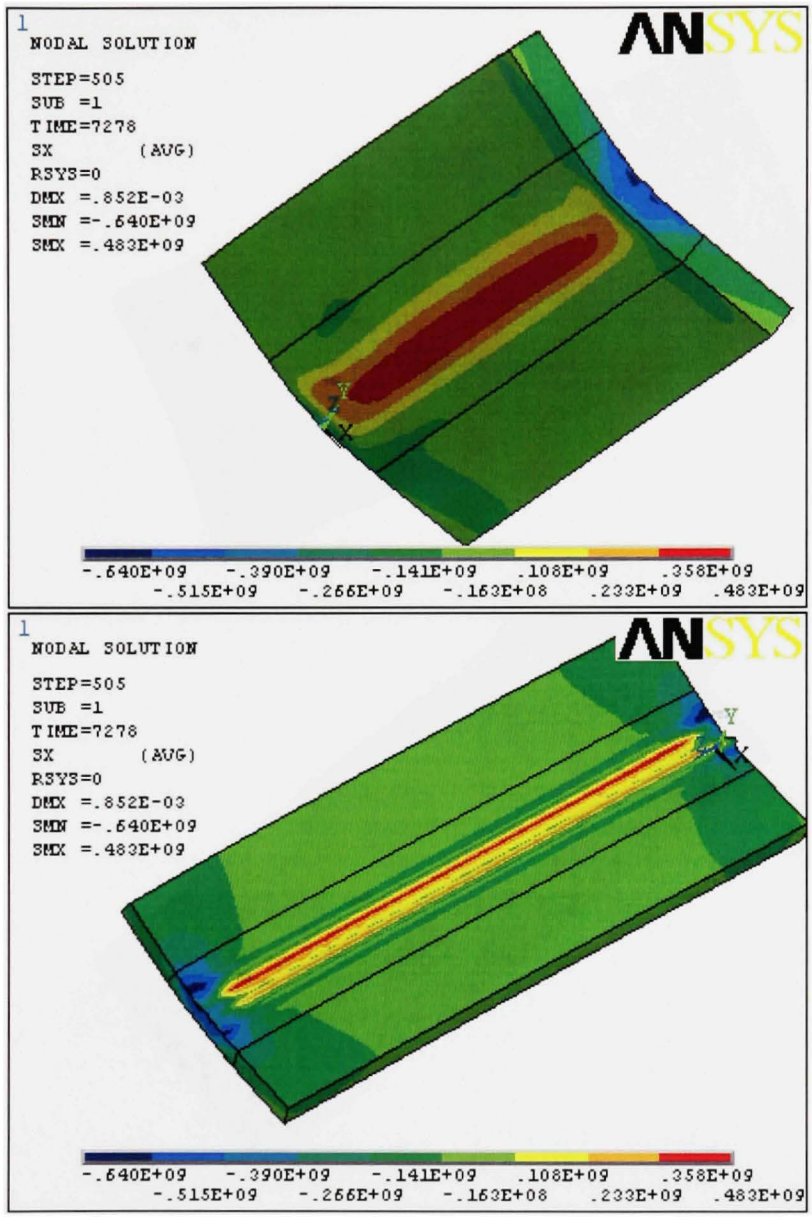


Figure 4.9 Contrainte σx résiduelle dans la plaque horizontale

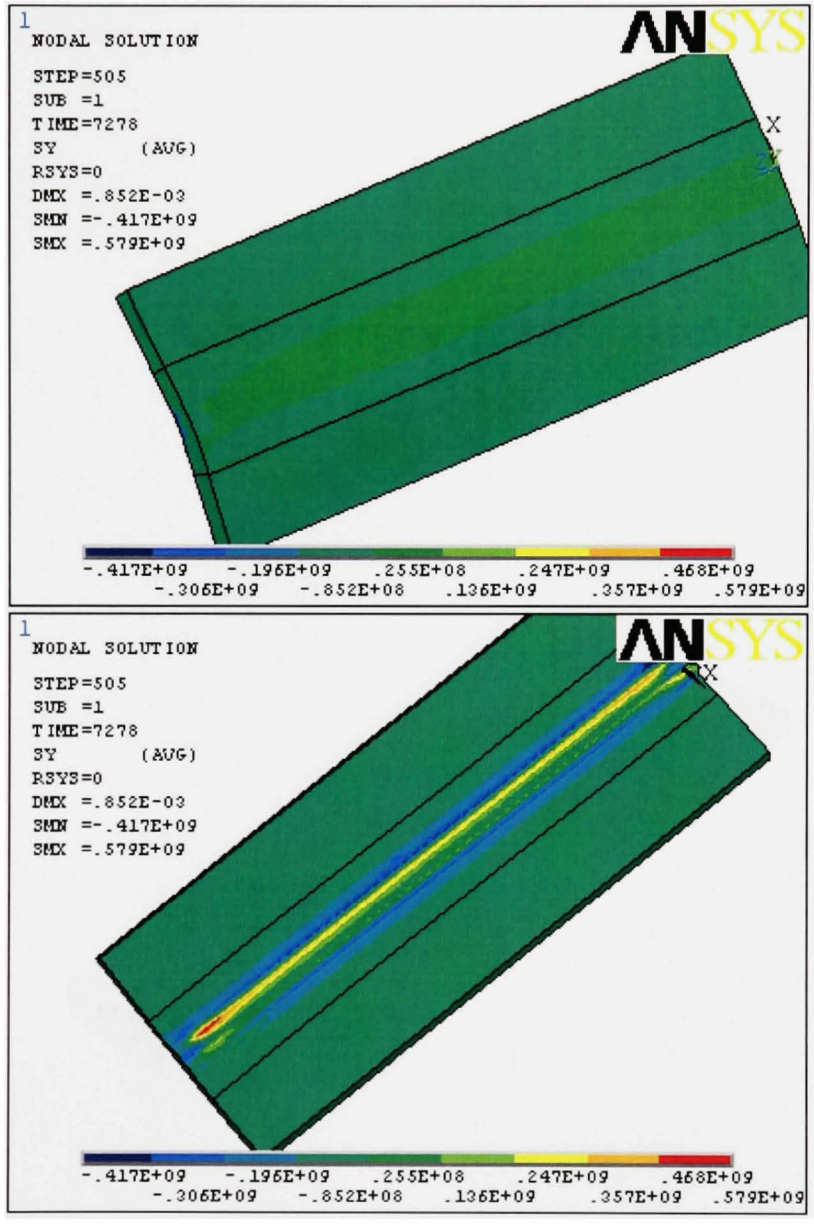


Figure 4.10 Contrainte σy résiduelle dans la plaque horizontale

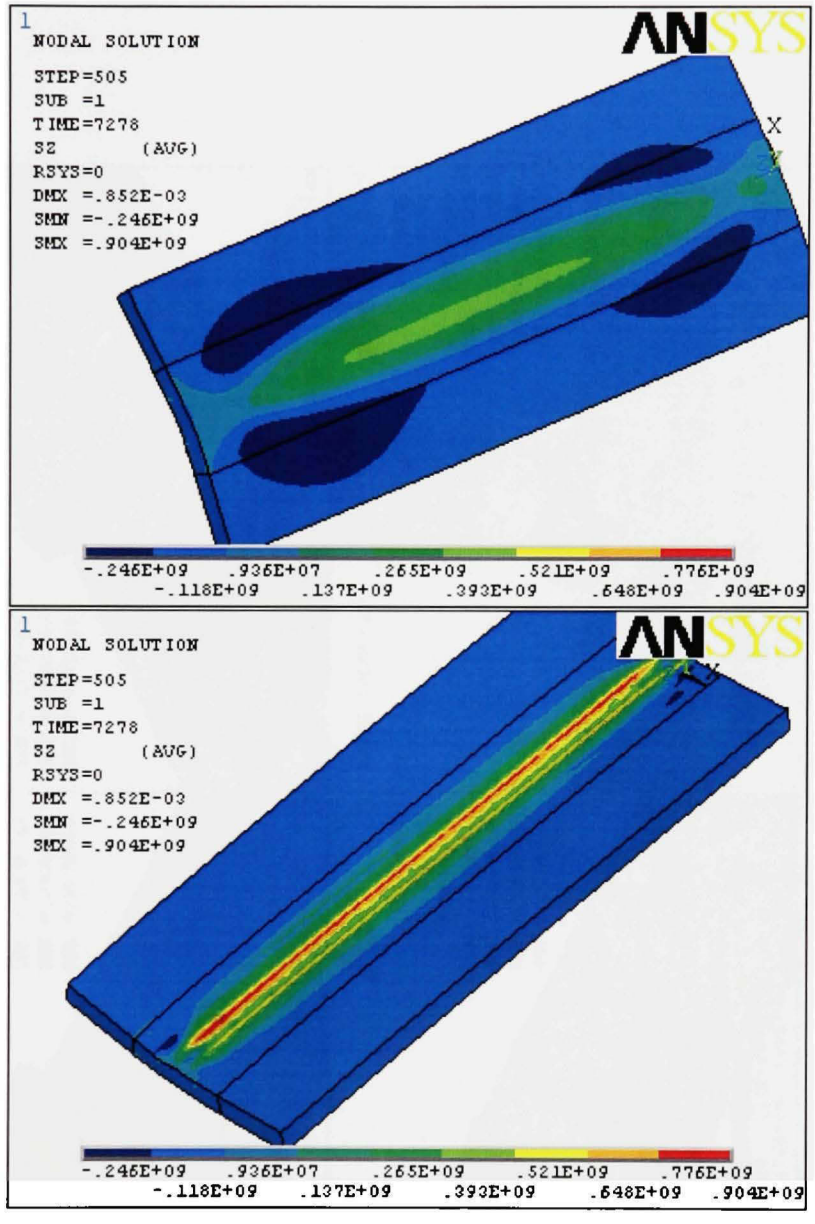


Figure 4.11 Contrainte σz résiduelle dans la plaque horizontale

Les figures 4.12 à 4.15 montrent la plaque horizontale avec enlèvement d'une partie de la plaque verticale et une partie plus grange du métal d'apport pour mieux voir les contraintes aux interfaces aussi qu'à la section.

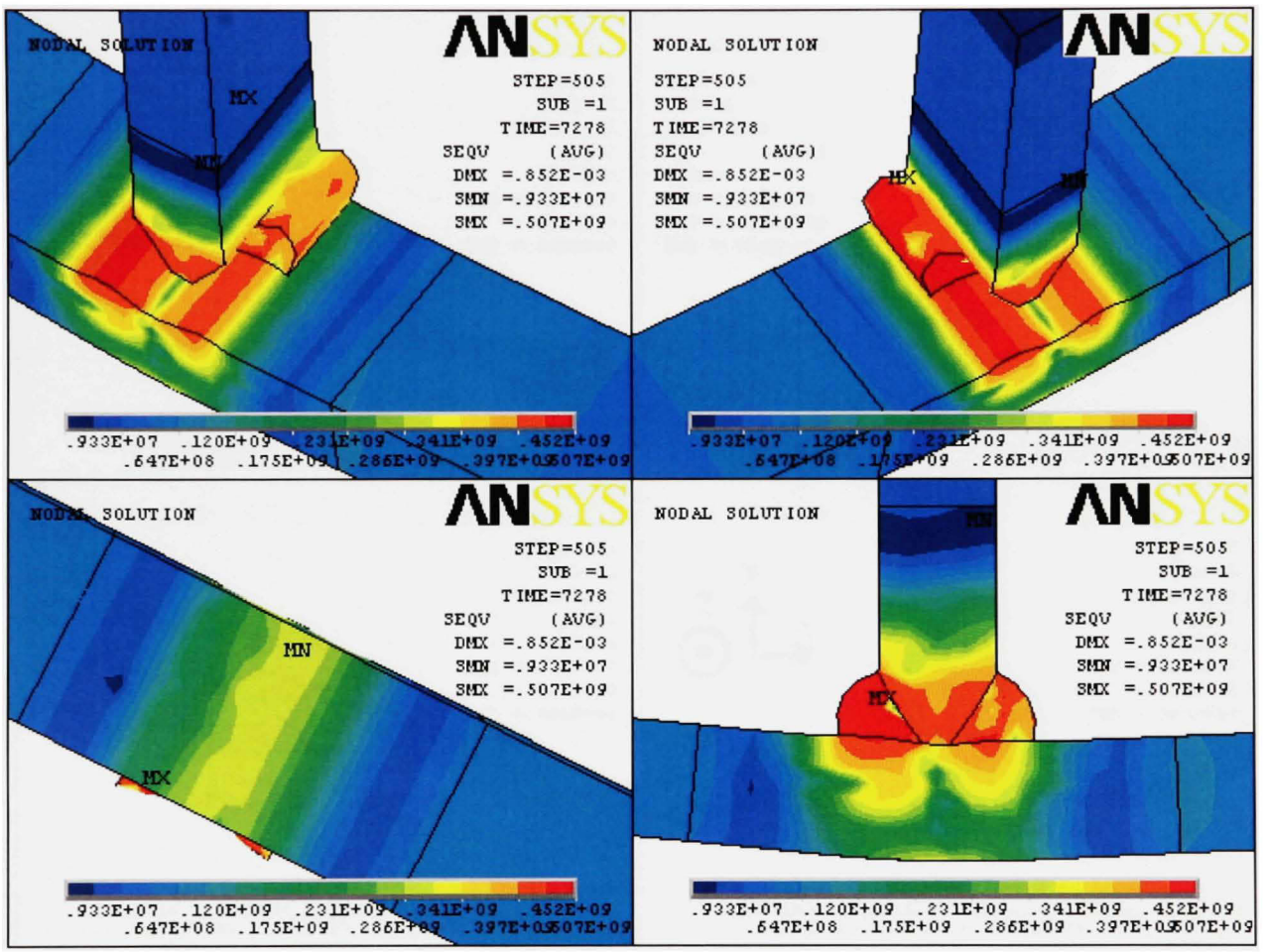


Figure 4.12 Contrainte résiduelle de Von-Mises dans une section au milieu du joint

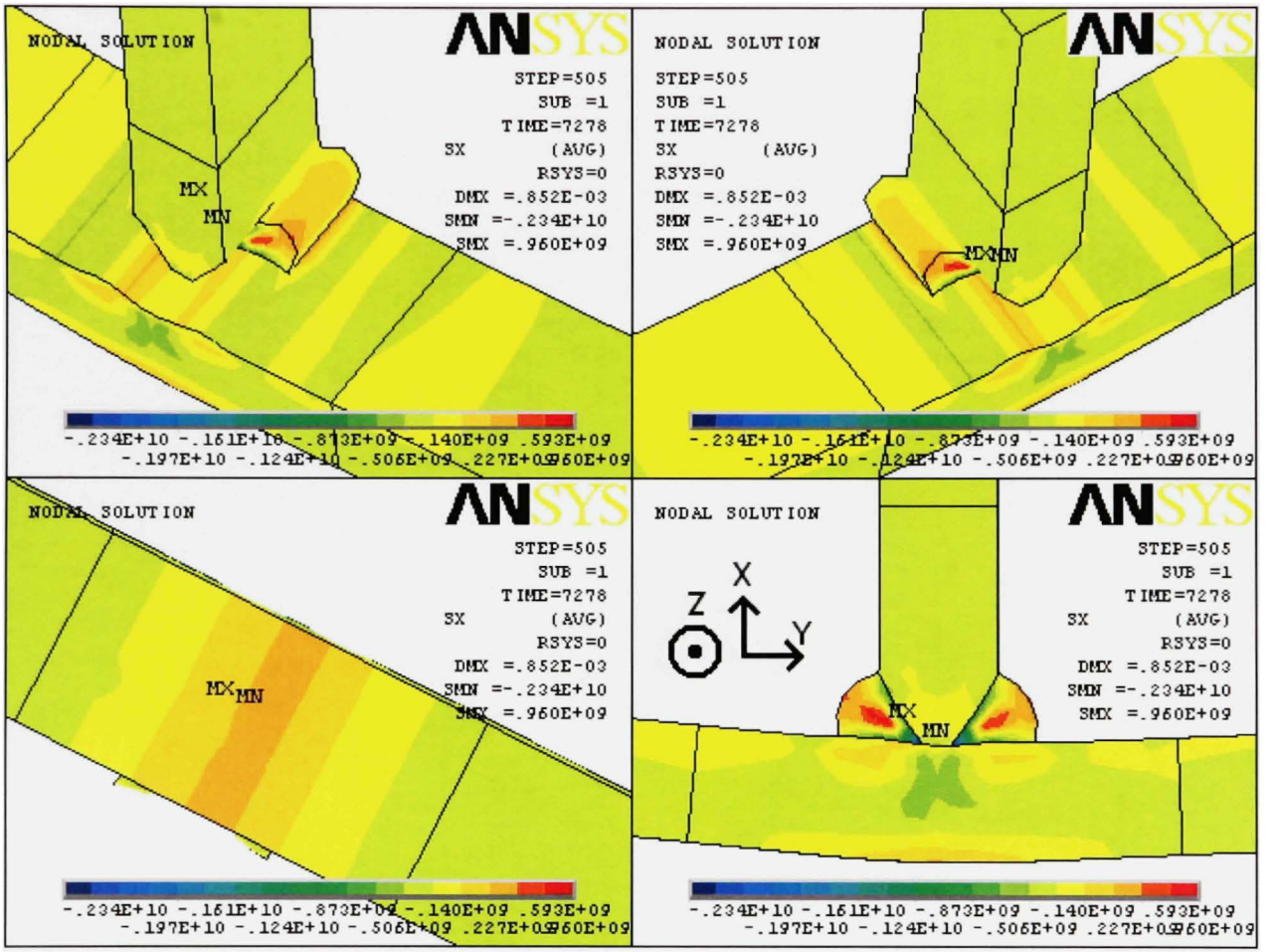


Figure 4.13 Contrainte résiduelle Sx dans une section au milieu du joint

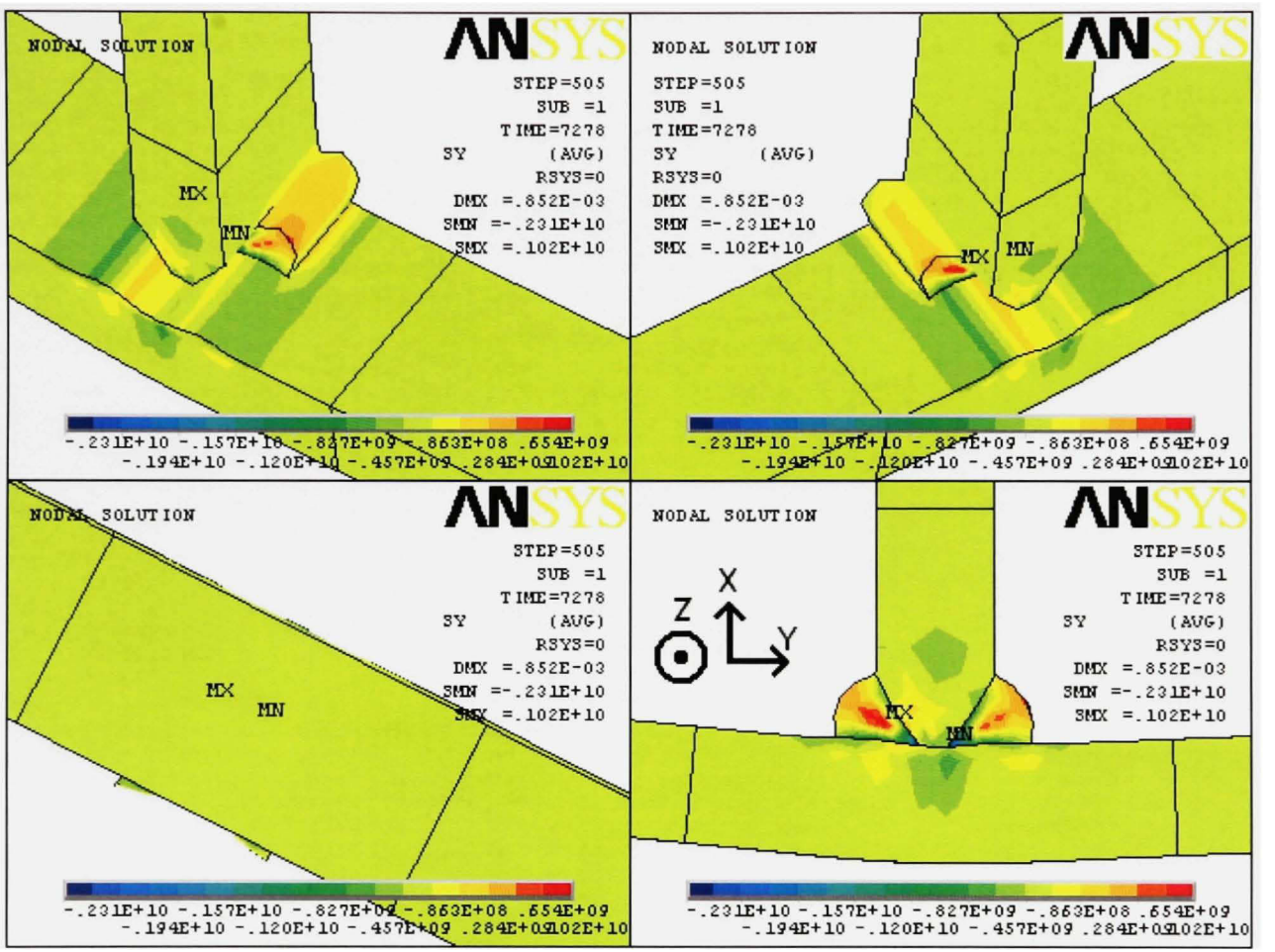


Figure 4.14 Contrainte résiduelle Sy dans une section au milieu du joint

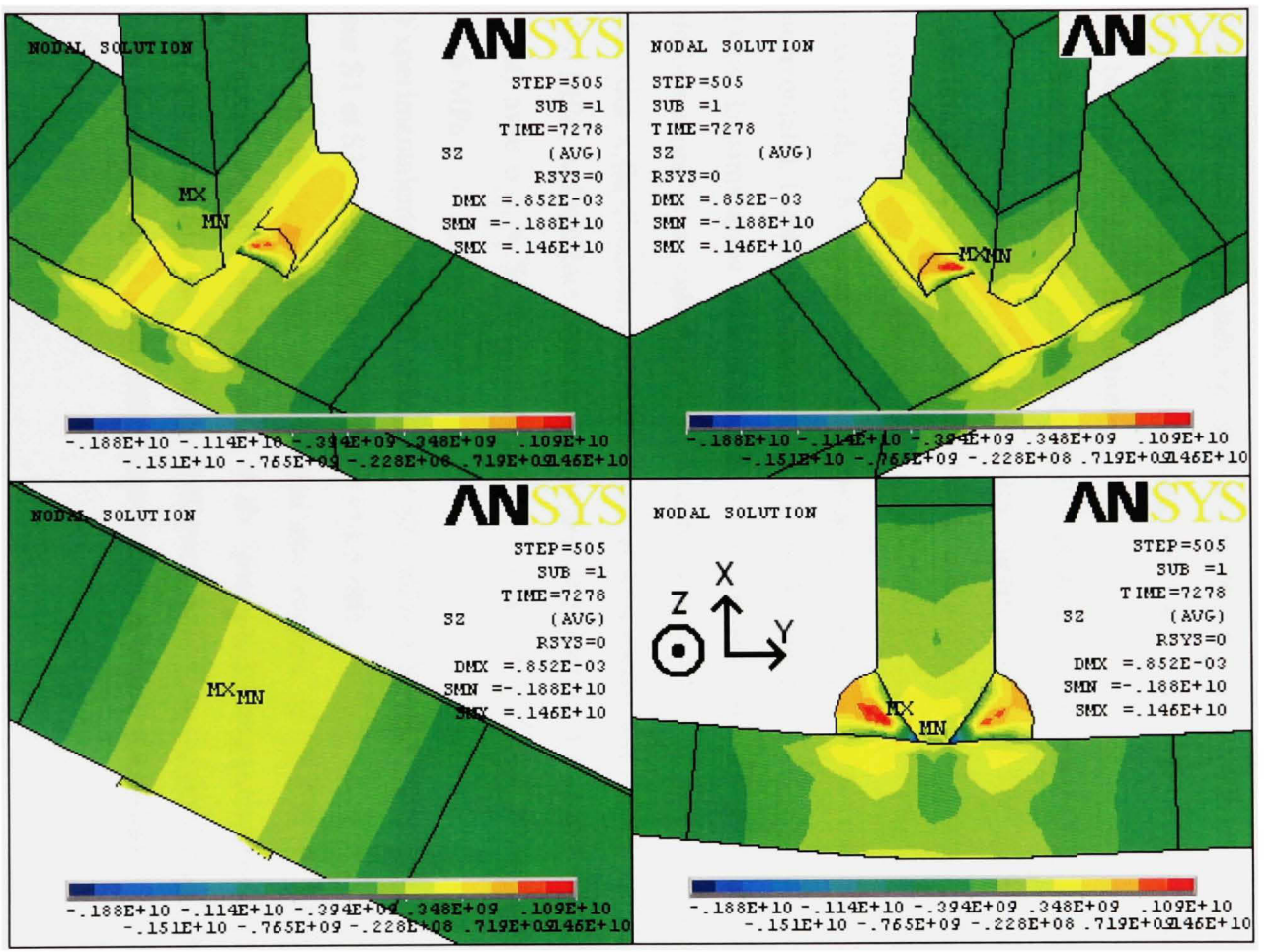


Figure 4.15 Contrainte résiduelle Sz dans une section au milieu du joint

CONCLUSION

Ce projet de mémoire a démontré la simulation du soudage d'un joint en T avec préparation. La comparaison des résultats simulés avec des essais réels a été faite.

Selon les articles consultés, ce projet est le premier qui modélise une géométrie pareille considérée plus complexe que le soudage bout à bout avec des résultats qui se comparent très bien avec l'expérimentation.

La simulation thermique, par la MEF, reproduit la distribution des températures et fait leur comparaison avec celles repérées durant l'expérimentation. L'importance de la radiation dans ce type de joint a limité la comparaison juste à la deuxième passe et aux thermocouples sur la plaque horizontale (TH). Cette comparaison a donné un écart maximal de 1.5 % pour TH1 (le thermocouple le plus proche à la soudure sur la plaque horizontale). L'erreur dans les autres TH est négligeable.

Dans la simulation structurale, il a été obtenu que, au point de la mesure des déformations et du calcul de la contrainte, la première contrainte principale est selon la direction x (la direction normale au joint et à la plaque verticale) avec $\sigma_{max} \equiv Sx \equiv S1 =$ 458 MPa; la deuxième contrainte principale est selon la direction z (selon la direction du joint) avec $\sigma_{min} \equiv Sz \equiv S2 =$ 409 MPa. La contrainte selon la direction y $Sy \equiv S3 =$ 75.6 MPa.

Expérimentalement, on a calculé S1 = 429 MPa et S3 = 62 MPa. Les erreurs respectives sur S1 et S3 sont donc de +29 MPa et +13.6 MPa.

Pour les déplacements, on a obtenu des erreurs de 31.1 % et de 32.9 % sur les déplacements en y, du côté droit et du côté gauche respectivement. Ces erreurs sont expliquées par plusieurs facteurs dont, entre autres, la rigidité du gabarit (le facteur le plus important) après avoir obtenu une bonne simulation thermique.

RECOMMANDATIONS

Ce projet de mémoire compte deux démarches : la démarche expérimentale et la démarche numérique.

Expérimentalement, on recommande :

- Mise à la terre des thermocouples comme avec la soudure.
- Une meilleure préparation pour l'expérimentation comme avoir un plus grand nombre de points d'acquisition et réduire les effets des radiations de l'arc sur les thermocouples durant la première passe (condensateurs aux bornes des thermocouples)
- Améliorer le contrôle des C.F et le procédé du soudage pour avoir une meilleure précision, aussi l'utilisation d'autres moyens d'acquisition comme la thermographie.
- Une connaissance plus précise sur les propriétés thermiques et mécaniques des matériaux utilisés (réalisation de tests pour les propriétés thermiques aussi).

Dans la modélisation et la simulation :

- Des modèles de plus en plus complexes sont nécessaires pour compenser les grossières simplifications comme la modélisation de l'effet radiatif de la torche, surtout dans les cas où cet effet ne peut pas être négligé.
- Une création d'une géométrie d'un bain de fusion paramétrique ($z = f(x, y)$) qui peut modéliser toutes les géométries d'un bain de fusion dont le double ellipsoïde devient un cas particulier, comme le modèle sphérique l'est pour le double ellipsoïde.
- Avoir une configuration d'un joint en T avec des angles différents (autres que droits).

ANNEXE I

PROPRIÉTÉS THERMOPHYSIQUES DU MATÉRIAU DES PLAQUES

AISI1018 (E-Funda) [15]

Subcategory: AISI 1000 Series Steel; Carbon Steel; Low Carbon Steel; Metal

Key Words: carbon steels, AMS 5069, ASTM A108, UNS G10180, AS 1442 K1018 (Australia), AS 1443 K1018, CSN 12020 (Czech), CSN 12022, AFNOR NF A33-101 AF42C20, DIN 1.0453, DIN C16.8, DGN B-301 1018 (Mexico), COPANT 331 1018 (Pan America), COPANT 333 1018, MST.T (Russia), ST.20A, ST.3, ST.3T, GOST M18S, GOST 23570 18ps, GOST 23570 18sp, GOST 5520 18K, GOST 5521 S, NBN 629 D37-2 (Belgium), NBN 630 E37-1, NBN 630 E37-2, NBN A21-221 C17KD, BDS 9801 S (Bulgaria), GB 715 ML3 (China), TS 302 Fe35.2 (Turkey), TS 346 Fe35, BS 970 080A17, DEF STAN95-1-1 C1018

Component	Wt. %
C	0.14 - 0.2
Fe	98.81 - 99.26
Mn	0.6 - 0.9
P	Max 0.04
S	Max 0.05

Material Notes:

Medium low-carbon steel has good weldability and slightly better machinability than the lower carbon steels.

Physical Properties	Metric	English
Density	7.87 g/cc	0.284 lb/in^3

Mechanical Properties:

	Metric	English	Comments
Hardness, Brinell	126	126	
Hardness, Knoop	145	145	Converted from Brinell hardness.
Hardness, Rockwell B	71	71	Converted from Brinell hardness.
Hardness, Vickers	131	131	Converted from Brinell hardness.
Tensile Strength, Ultimate	440 MPa	63800 psi	
Tensile Strength, Yield	370 MPa	53700 psi	
Elongation at Break	15 %	15 %	In 50 mm
Reduction of Area	40 %	40 %	
Modulus of Elasticity	205 GPa	29700 ksi	Typical for steel
Bulk Modulus	140 GPa	20300 ksi	Typical for steel
Poisson's Ratio	0.29	0.29	Typical For Steel
Machinability	70 %	70 %	Based on AISI 1212 steel. as 100% machinability
Shear Modulus	80 GPa	11600 ksi	

Thermal Properties:

	Metric	English	Comments
Specific Heat Capacity	0.486 J/g-°C	0.116 BTU/lb-°F	annealed; 50-100°C (122-212°F)
Thermal Conductivity	51.9 W/m-K	360 BTU-in/hr-ft²-°F	estimated based on similar materials

Tableau 4.2

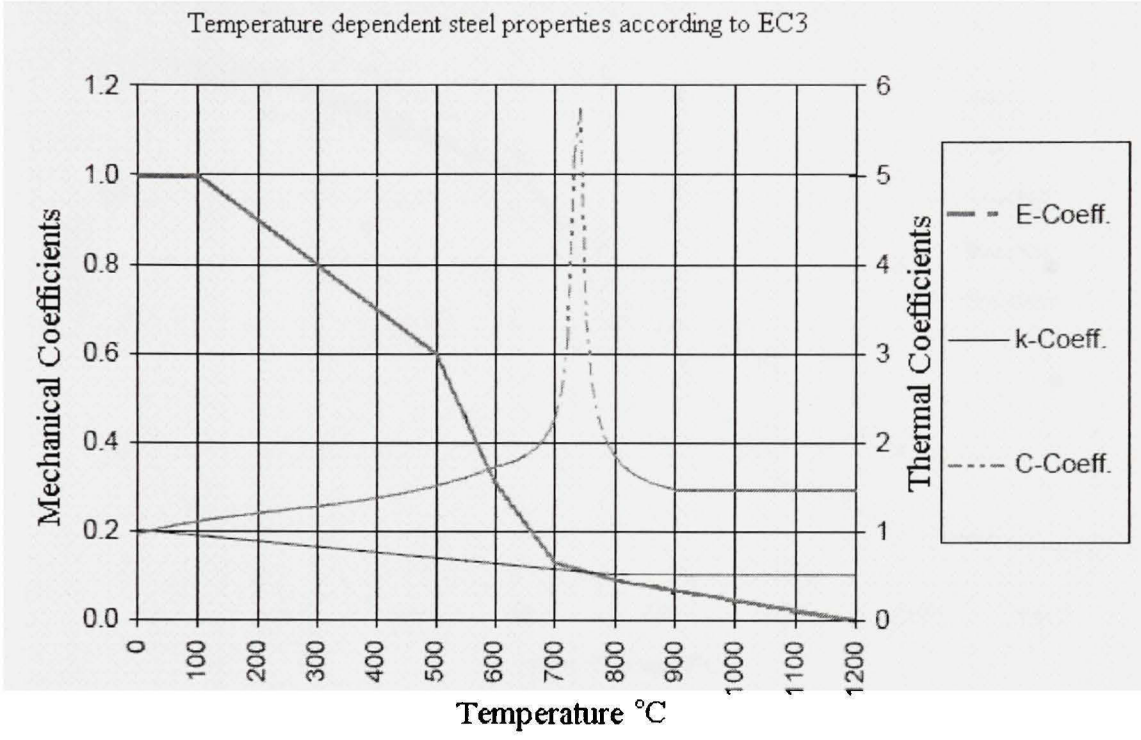
Thermophysical Properties of AISI 1018 steel electrode*

Parameter	Description	Values
T_r	Room temperature	300 (K)
ρ_r	Room temperature density	7.83 (g/cm3)
C_r	Room temperature specific heat	0.434 (J/gK)
K_r	Room temperature thermal conductivity	0.639 (W/cmK)
α_r	Room temperature diffusivity $K_r / \rho_r C_r$	0.188 (cm2/sec)
T_m	Liquidus temperature	1783 (K)
ρ_m	Melt temperature density	7.40 (g/cm3)
C_m	Melt temperature specific heat	1.168 (J/gK)
K_m	Melt temperature thermal conductivity	0.313 (W/cmK)
α_m	Melt temperature diffusivity $K_m / \rho_m C_m$	0.036 (cm2/sec)
h_m	Approximate melt temperature specific enthalpy $1/2 \left(C_m \rho_m + C_r \rho_r\right) \left(T_m - T_r\right)$	8928.71 (J/cm3)
T_{sup}	Superheat temperature $100 + T_m$	1883 (K)
L	Latent heat	271.96 (J/g)
h_{sup}	Approximate superheat specific enthalpy $1/2 \left(\rho_m C_m + \rho_r C_r\right) \left(T_{sup} - T_r\right) + \rho_m \quad L$	11543.29 (J/cm3)

*Modeling, Estimation, and Control of Electroslag RemeltingProcess

Seokyoung Ahn (Tableau 6.3 - Page 103) [14]

Variation des propriétés thermiques et mécaniques des aciers en fonction de la température selon l'Eurocode

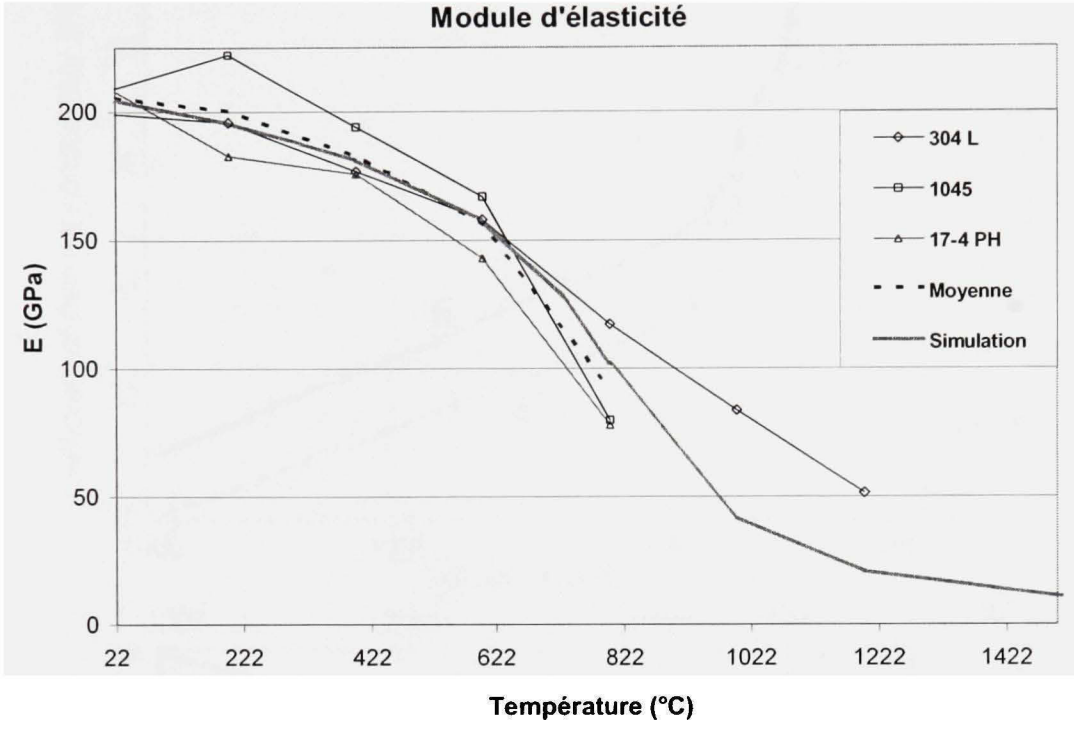


Adaptée de la référence R. Becker, Structural behavior of simple steel structures with non-uniform longitudinal temperature distributions under fire conditions [6], avec élimination du coefficient Fy non utilisé dans ce mémoire.

Cette figure est utilisée pour la détermination des coefficients dans la plage des températures existantes en elle, comme le pic de la chaleur spécifique durant le changement de phase à l'état solide. De même pour le coefficient de conductivité thermique.

La page suivante montre la comparaison du module d'élasticité entre le résultat du calcul selon cette figure et ceux suggérés par des chercheurs à l'IREQ.

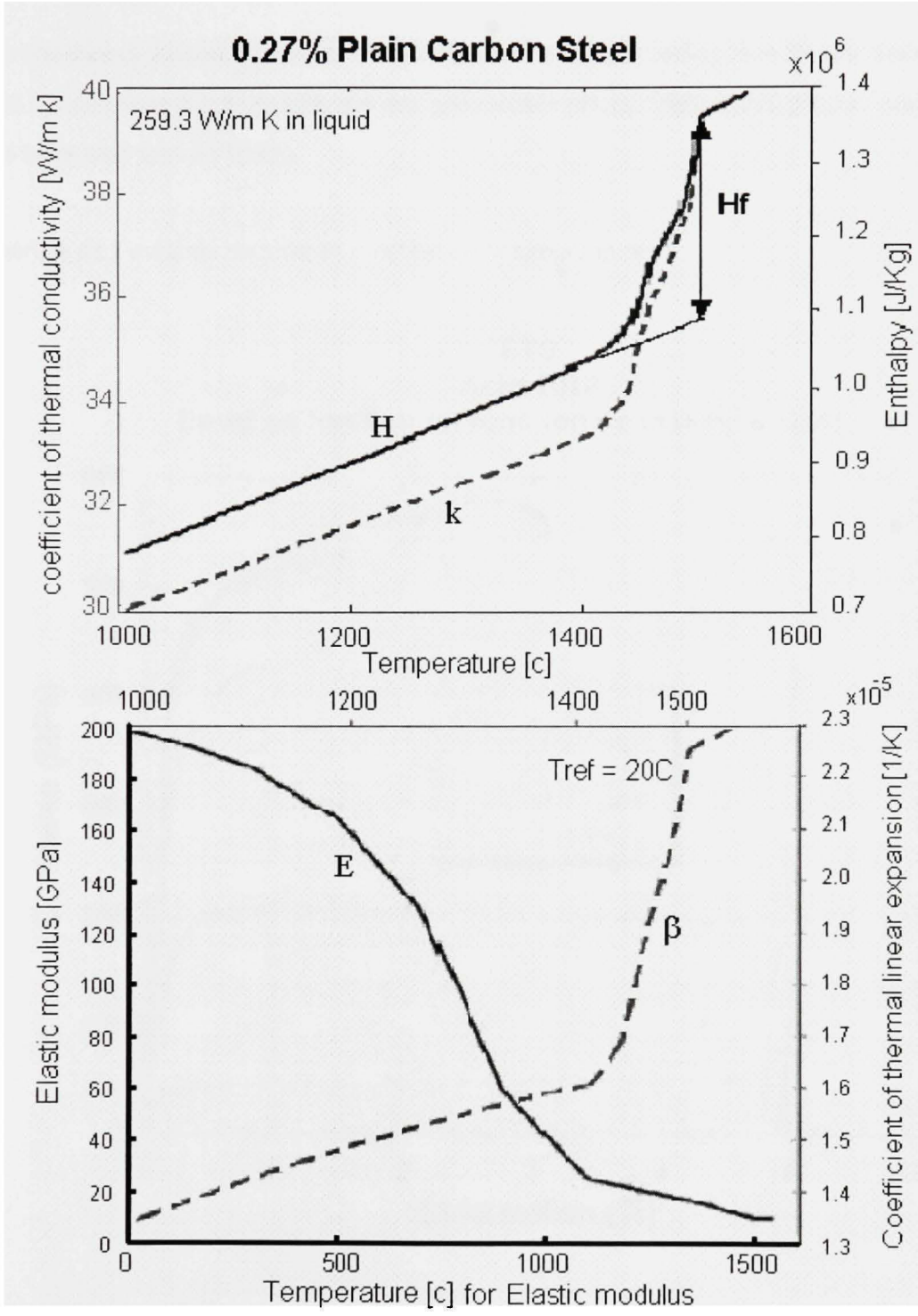
Comparaison des modules d'élasticités de trois aciers différents et de leur moyenne avec la courbe donnée par le EC3



Il est trouvé que la courbe nommée Moyenne qui constitue la moyenne des trois modules d'élasticité de 304L, 1045 et 17-4PH est bien proche de la courbe donnée par le EC3. Cette dernière est celle adaptée pour la simulation.

À la page suivante se trouve une référence importante sur les propriétés d'un acier en carbone 0.27 % pour des hautes températures allant jusqu'à la température de fusion [16].

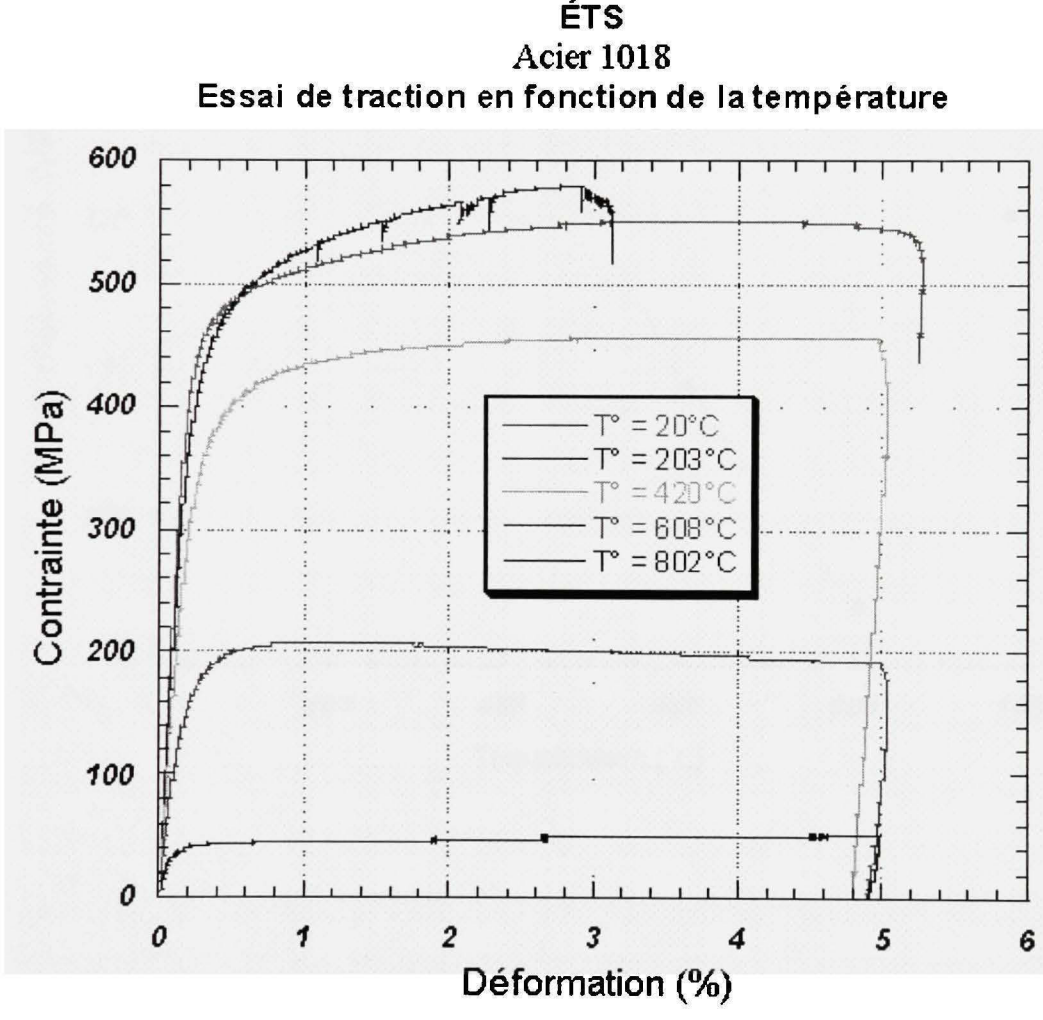
Les propriétés thermiques mécaniques sont groupées chacune dans un cadre différent, mais les deux se trouvent dans une même image pour faciliter la vue de toute l'information sur une seule page.



Adapté de l'article « Efficient thermo-mechanical model for solidification processes, Seid Koric and Brian G Thomas" INTERNATIONAL JOURNAL FOR NUMERICAL METHODS IN ENGINEERING [16].

Les courbes de l'essai de traction et de la limite d'élasticité en fonction de la température sont les résultats des tests faits sur des éprouvettes plates coupées des plaques soudées. Les tests sont faits à l'IREQ.

Courbes de l'essai de traction en fonction de la température :



Courbe de la limite d'élasticité en fonction de la température :

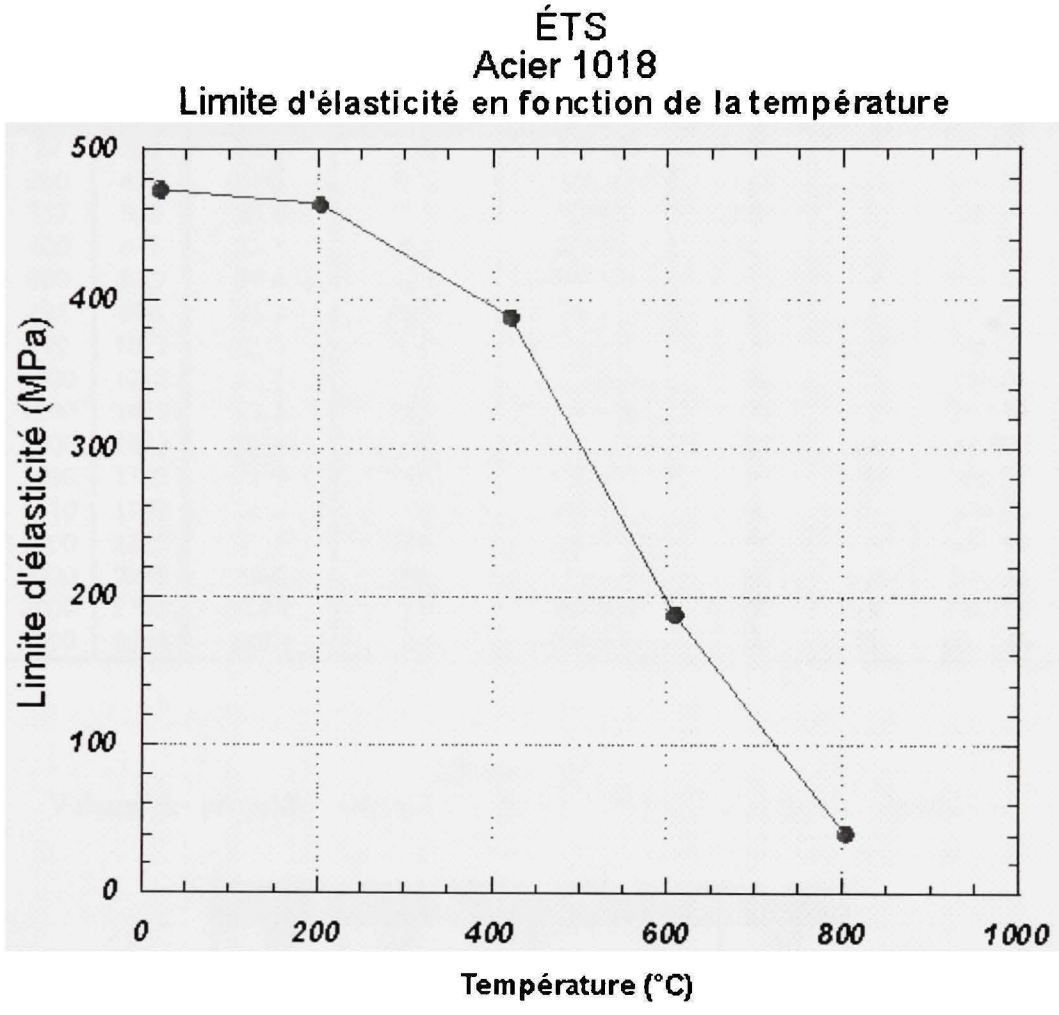


Tableau 4.3

Valeurs des propriétés mécaniques du AISI1018 utilisées dans la simulation

T (C)	T (K)	K (W/m k)	Cp(J/Kg C)	H (J/m3 C)	Émissivité	Hf	Hc (calculé)
22	295	50.2	450	0.00E+00	0.850	4.5	9.47
200	473	41.5	600	7.355E+08	0.869	6.2	18.00
317	590	35.9	725	1.35E+09	0.882	7	26.31
400	673	33.1	750	1.827E+09	0.891	7.4	33.87
600	873	26.4	850	3.09E+09	0.913	7.9	59.32
725	998	22.3	2588	4.78E+09	0.927	8.1	81.76
800	1073	22.3	950	5.821E+09	0.935	8.25	98.14
1000	1273	22.3	950	7.317E+09	0.956	8.5	153.84
1200	1473	22.3	950	8.812E+09	0.978	8.7	230.19
1400	1673	25.6	950	1.031E+10	1.000	8.9	331.16
1490	1763	27.2	5400	1.256E+10	1.000	8.92	382.01
1510	1783	31.2	950	1.306E+10	1.000	9	394.08
1600	1873	37.0	950	1.373E+10	1.000	9.1	451.31
2000	2273	76.0	950	1.672E+10	1.000	9.2	774.53
2500	2773	124.8	950	2.046E+10	1.000	9.4	1362.72
5000	5273	156.0	950	3.915E+10	1.000	10	8817.29

Tableau 4.4

Valeurs des propriétés mécaniques du AISI1018 utilisées dans la simulation

T (C)	T (K)	Δ L/L0(%)	β(E-6/C)	E (Gpa)
22	295	0.005	12.00	205
200	473	0.226	12.84	195.8
317	590	0.393	13.41	187.9
400	673	0.525	13.96	181.4
600	873	0.854	14.83	158
725	998	1.049	14.96	128
800	1073	1.094	14.10	102
1000	1273		13.50	42
1200	1473		14.62	21
1400	1673		15.90	14.5
1490	1763		20.70	11.6
1510	1783		22.00	11
1600	1873		23.50	10
2000	2273		23.50	9.5
2500	2773		23.50	9
5000	5273		23.50	8

ANNEXE II

LE FIL DU METAL D'APPORT ER70S6 (COMME DONNE PAR LE MANUFACTURIER)

ER70S6 is a mild steel welding wire that contains higher levels of manganese and silicon than other standard grades of MIG wire to produce high quality welds when used on dirty, oily, or rusty steel. The high silicon content increases the fluidity of the weld pool, thus creating a smoother bead appearance and resulting in minimal post-weld grinding. This wire is engineered to provide porosity-free, x-ray quality welds at the highest tensile strength (as welded) of all the plain carbon steel wires. This product requires a shielding gas: CO_2 and/or CO_2 mix.

Typical Applications

General shop applications with poor fit-up or rusty, oily plates

Steel castings or forging salvage

Home projects, tanks, sheet metal, construction work

AWS Specification

AWS A5.18

AWS Classification

ER70S6

Welding Current for MIG process

DCEP (Electrode Positive, Reverse Polarity)

Typical Wire Chemistry

C	0.07
Si	0.80
Mn	1.45

Typical Mechanical Properties (As Welded)

Yield Strength, psi	73,000
Tensile Strength, psi	90,000
% Elongation in 2"	25

ANNEXE III

SPECIFICATIONS DE LA ROSETTE UTILISEE POUR LA MESURE DE LA CONTRAINTE RESIDUELLE

Vishay Micro-Measurements
RALEIGH, NORTH CAROLINA
Batch: VF332078

PRECISION STRAIN GAGES
F015

CODE	NOMINAL (All Sections)	SECTION 3	SECTION 2	SECTION 1	RESISTANCE IN OHMS AT 24°C	LOT NUMBER	QUANTITY	OPTION	TYPE
142314-4072	2.09±1.0%	2.085±0.5% (+1.1±0.2)%	2.080±0.5% (+1.4±0.2)%	2.090±0.5% (+1.1±0.2)%	120.0±0.2%	A66AD833	5		EA-06-062RE-120

GAGE FACTOR 24°C — SENSITIVITY 24°C TRANSVERSE

EA-06-062RE-120

GENERAL INFORMATION: EA-SERIES STRAIN GAGES

GENERAL DESCRIPTION: EA-Series gages are a general purpose family of constantan strain gages widely used in experimental stress analysis. These gages are of open-faced construction with a 1 mil [0.001 in (0.03) mm)] tough, flexible polyimide film backing.

TEMPERATURE RANGE: -100 to +350° F (-75° to +175°C) for continuous use in static measurements; -320° to +400° F (-195° to +205° C) for special or short-term exposure.

SELF-TEMPERATURE COMPENSATION: See data curve below.

STRAIN LIMITS: Approximately 5% for gage lengths 1/8 in. (3.2 mm) and larger and approximately 3% for gage lengths under 1/8 in. (3.2 mm).

FATIGUE LIFE: 10^8 cycles at ±1200μin/in (μm/m); 10^6 cycles at ±1500μin/in (μm/m); 10^5 cycles at ±1800μin/in (μm/m). 10^5 cycles at 2800μin/in (μm/m) for unidirectional tension or compression loading. Longer gage lengths and lower resistance result in greater endurance and less scatter in fatigue life.

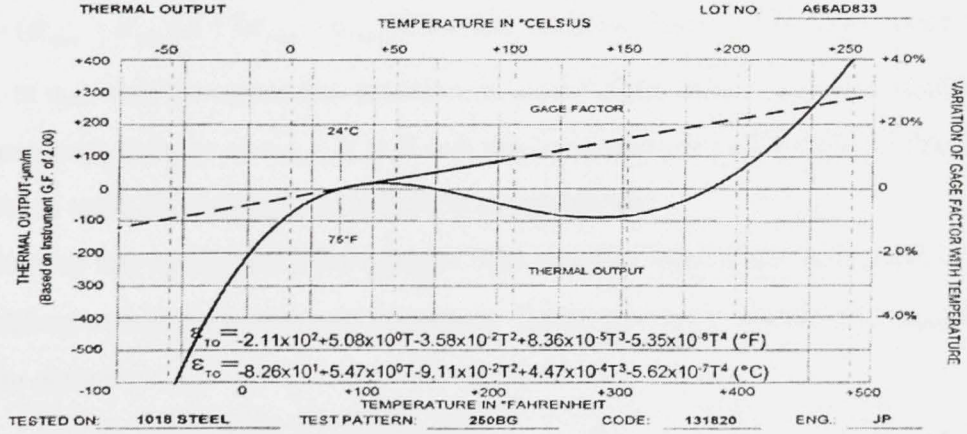
CEMENTS: Compatible with M-M Certified M-Bond 200 but it will normally not provide the greatest fatigue life. Micro-Measurements M-Bond AE-10/15, M-Bond GA-2, M-Bond 600, and M-Bond 610 are excellent. M-Bond 610 is the best choice over the entire operating range. Refer to M-M Catalog A-110 for information on bonding agents, and Bulletins B-127, B-130, and B-137 for installation procedures.

SOLDER: If operating temperature will not exceed +300° F (+150° C), M-Line 361 (63-37) tin-lead solder may be used for lead attachment. M-Line 450 (95-5) tin-antimony is satisfactory to +400° F (+205° C). When solder turrets (Option S) are supplied on these gages, they are formed with +570° F (+300° C) lead-tin silver solder alloy. Refer to M-M Catalog A-110 for further information on solder, and Tech Tip TT-609 for lead attachment techniques.

PROTECTIVE COATINGS: These EA open-faced gages should always be protected with a suitable coating that is applied as soon as possible after gage installation. Refer to M-M Catalog A-110 for information on Strain Gage Protective Coatings.

NOTE: The backing on EA-Series gages has been specially treated for optimum bond formation with all appropriate strain gage adhesives. No further cleaning is necessary if contamination of the prepared surface is avoided during handling.

G023



TESTED ON: 1018 STEEL TEST PATTERN: 250BG CODE: 131820 ENG.: JP

TEST PROCEDURES USED BY MICRO-MEASUREMENTS

OPTICAL DEFECT ANALYSIS	M-M Procedures and Standards
GAGE RESISTANCE AT 24°C AND 50% RH	M-M Procedure, Direct NIST Traceability on Resistance Standards
GAGE FACTOR AT 24°C & 50% RH (UNIAXIAL STRESS FIELD - POISSON RATIO -0.285)	ASTM E-251 (Constant Stress Cantilever Method)
TEMPERATURE COEFFICIENT OF GAGE FACTOR	ATSM E-251 (Step Deflection Method)
THERMAL OUTPUT	ASTM E-251 (Slow Heating Rate, Continuously Recorded)
TRANSVERSE SENSITIVITY AT 24°C AND 50%H	ASTM E-251
FATIGUE LIFE	NAS-942 (Modified)
STRAIN LIMITS	NAS-942 (Modified)
GAGE THICKNESS	M-M Procedure
CREEP AND DRIFT	M-M Procedure (Similar to NAS 942 Method)

NOTE: Gage resistance, gage factor, temperature coefficient of gage factor, thermal output, and transverse sensitivity testing and information presentation are in compliance with OIML International Recommendation NO. 62. "Performance characteristics of metallic resistance strain gages." Other tests are not included in I.R. NO. 62.

T001

ANNEXE IV

CALCUL DE LA CONTRAINTE RESIDUELLE EN UTILISANT LA METHODE DU PERÇAGE D'UN TROU

Données du test:

Matériau:

E = 205000 Mpa

$\nu = 0.3$

Paramètres:

Trou = D_0 = 1/16" = 1.53125 mm

Diamètre de la jauge = D = 0.202" = 5.13 mm

Facteur de la jauge = 2.09±1.0 %

$D_0/D = 0.30$

Théorie: [5]

La déformation d'un trou au centre d'une jauge et le relâchement des contraintes principales situées dans le plan de la jauge sont reliés avec la relation $\varepsilon_r = (\sigma_{max} + \sigma_{min})A + (\sigma_{max} - \sigma_{min})B\cos 2\alpha$ (voir la figure 2.14). Dans cette formule, σ_{max} et σ_{min} sont les contraintes principales, a est l'angle dans le sens des aiguilles d'une montre entre la jauge et σ_{max} ; A et B sont des constantes de calibration qui dépendent du matériau testé, de la rosette, du trou et de sa profondeur.

Donc pour une rosette, on a trois jauges dont chacune mesure une déformation ε. Alors, on obtient trois équations à trois inconnues. En inversant, on calcule pour σ_{max} et σ_{min} et α. On obtient :

$$\sigma_{max}, \sigma_{min} = [(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)/4A] \pm \left\{ \left[(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2 + (\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)^2 \right]^{1/2} / 4B \right\}$$

Et $$\beta = 1/2 \tan^{-1}[(\varepsilon_3 + \varepsilon_1 - 2\varepsilon_2)/(\varepsilon_3 - \varepsilon_1)]$$

Où $A = -(1+\upsilon)\bar{a}/2E$ et $B = -\bar{b}/2E$

$\bar{a}$ et $\bar{b}$ sont des constantes empiriques montrées dans la figure qui suit

Calcul:

Tableau 4.5

Tableaux de calcul de la contrainte résiduelle

Z	Z/D	ā	$\bar{b}$	A	B
0.127	0.025	0.015	0.022	-4.8E-08	-5.4E-08
0.254	0.050	0.025	0.05	-7.9E-08	-1.2E-07
0.381	0.074	0.042	0.08	-1.3E-07	-2.0E-07
0.508	0.099	0.058	0.115	-1.8E-07	-2.8E-07
0.762	0.149	0.075	0.175	-2.4E-07	-4.3E-07
1.016	0.198	0.08	0.22	-2.5E-07	-5.4E-07

Profondeur (Z)		Lecture (mV)		
po	mm	1	2	3
0.005	0.127	-91	-58	7
0.010	0.254	-187	-122	7
0.015	0.381	-300	-188	0
0.020	0.508	-405	-254	-12
0.030	0.762	-556	-328	17
0.040	1.016	-780	-410	-5

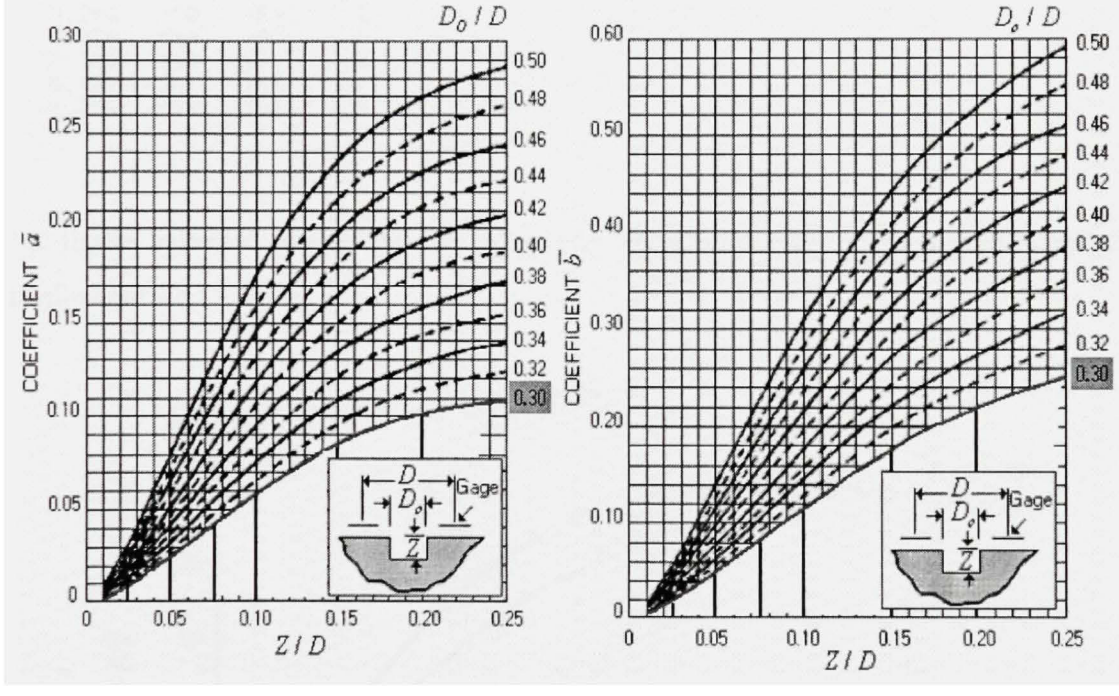
Profondeur (Z)		Déformation (μ)		
po	mm	1	2	3
0.005	0.127	-43.5	-27.8	3.3
0.010	0.254	-89.5	-58.4	3.3
0.015	0.381	-143.5	-90.0	0.0
0.020	0.508	-193.8	-121.5	-5.7
0.030	0.762	-266.0	-156.9	8.1
0.040	1.016	-373.2	-196.2	-2.4

Z	σ_{max}	σ_{min}	β (rad)	β (degrés)
0.127	-476.3	-16.7	0.16	9.0
0.254	-493.1	-92.4	0.16	9.1
0.381	-459.2	-79.7	0.12	7.1
0.508	-427.7	-83.6	0.11	6.5
0.762	-452.1	-124.3	0.10	5.8
1.016	-538.4	-192.5	0.02	1.3

Il est facile de voir que dès le premier incrément (Z/D = 0.025), on a obtenu la valeur de la limite d'élasticité du matériau. Avec des profondeurs plus grandes, on voit que le trou s'est déformé plastiquement et que les contraintes enregistrées sont pour la somme de la déformation élastique et plastique.

Les résultats obtenus sont bien ceux calculés par le logiciel avec l'avantage de la facilité d'introduction des erreurs sur les mesures dans ce dernier et la facilité de produire les courbes.

La figure suivante montre les constantes $\bar{b}$ et $\bar{b}$ en fonction des dimensions normalisées Z/D et D_0/D.



La figure suivante montre les résultats de l'état de contrainte résiduelle en supposant un cas d'un champ de contrainte uniforme. En effet, comme déjà montré, c'est une approximation qui est acceptable dans le cas où la variation de la contrainte à travers l'épaisseur n'est pas grande. On peut voir que l'angle β est de 4 degrés.

H-DRILL RESIDUAL STRESS CALCULATION ----- Uniform Stresses

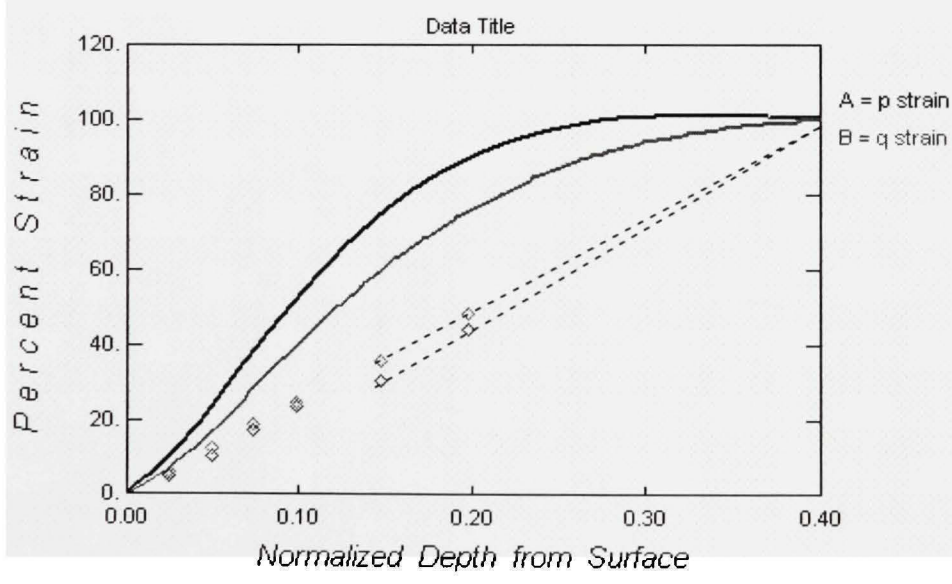
Data Title

Rosette type	= 062 RE	Rosette mean diameter	= 5.13 mm
Young's modulus	= 205.0 GPa	Hole diameter	= 1.531 mm
Poisson's ratio	= 0.300	Stress depth limit	= 2.05 mm
Std modulus error	= 1.5 %	Std diameter error	= 0.015 mm
Std strain error	= 0 ue	Std depth error	= 0.001 mm

beta = angle gage 1 clockwise to Smax

	--- Strains ---			90%	---------- Stresses ----------						
Depth	e1	e2	e3	prob.	Smax	Smin	Tmax	beta	S1	S3	T13
mm	ue	ue	ue	bound	MPa	MPa	MPa	deg	MPa	MPa	MPa
				max	463	110	181	4	461	111	-22
0.000	0	0	0		444	105	170	4	443	107	-23
				min	426	101	158	4	425	103	-24
0.127	-44	-28	3								
0.254	-90	-58	3								
0.381	-144	-90	0								
0.508	-194	-122	-6								
0.762	-266	-157	8								
1.016	-373	-196	-2								

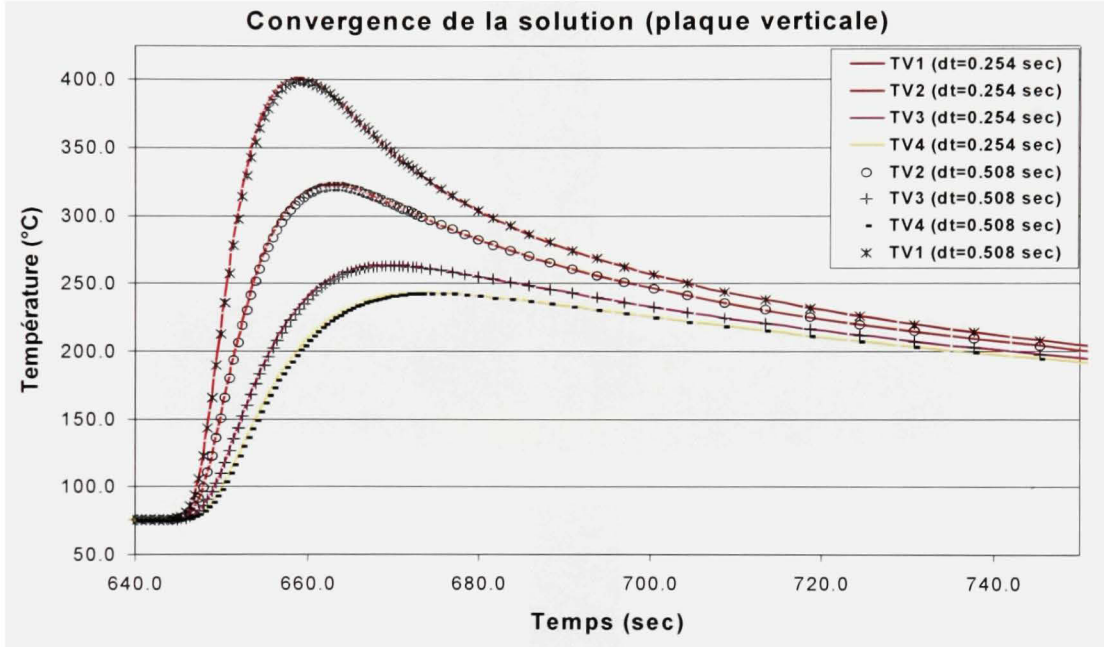
La figure suivante montre la relaxation des contraintes pour une normalisation de profondeur Z/D = 40 %.

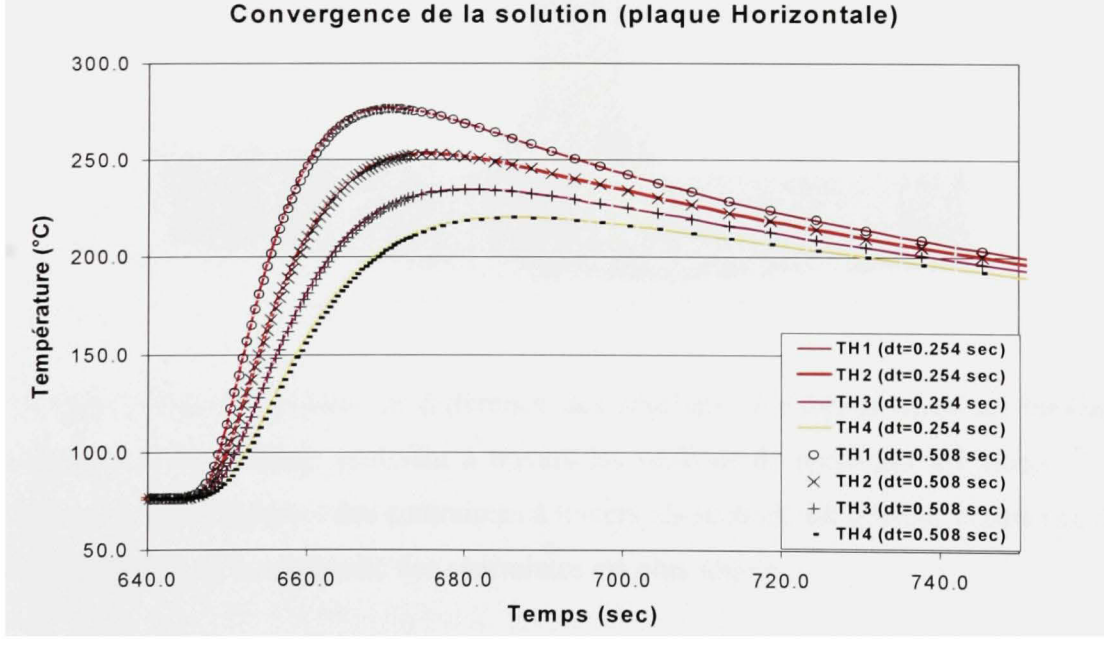


Dans ce cas, la normalisation n'est pas complète. C'est pour cela qu'on voit une différence entre les points mesurés et la courbe théorique, car le logiciel calcule une variation constante (non décroissant) des incréments de la relaxation des contraintes et garde le dernier incrément calculé entre les deux dernières mesures. Cet effet est montré par des lignes pointillées.

ANNEXE V

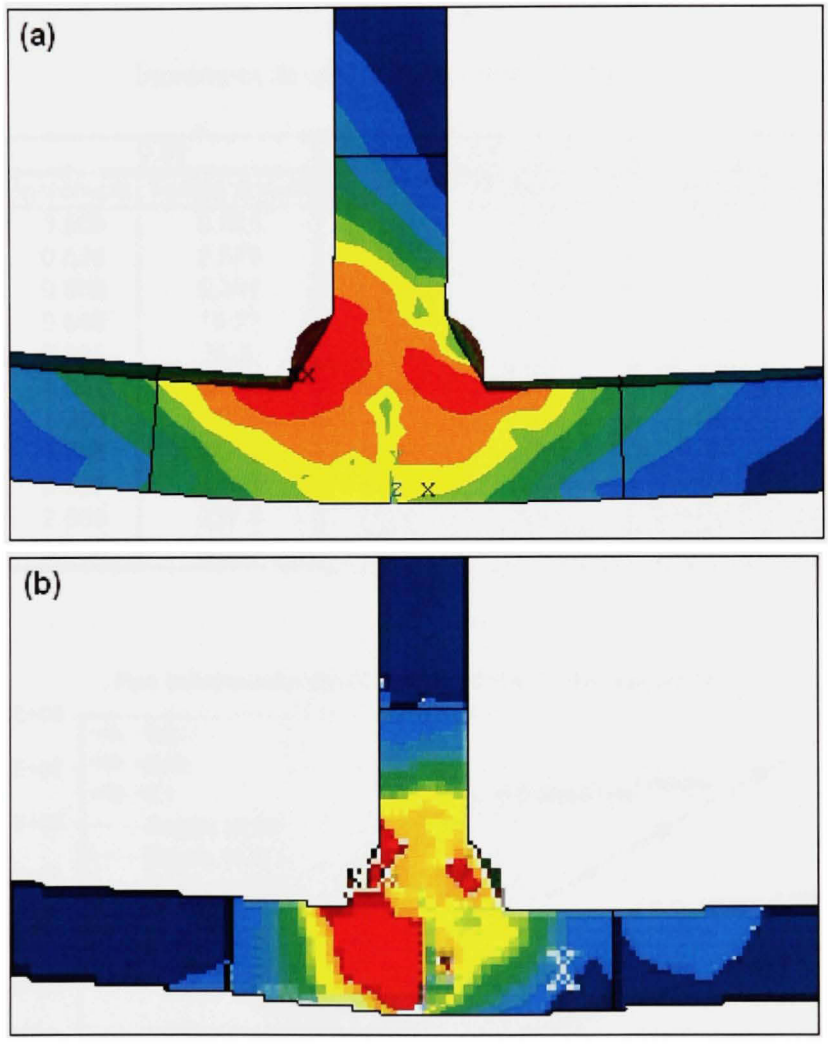
ERREUR SUR LA CONVERGENCE DE LA SOLUTION EN FONCTION DE L'INCREMENT DE TEMPS





ANNEXE VI

EFFET D'UN MAILLAGE CROISSANT A TRAVERS LES SECTIONS



La figure ci-dessus montre la différence des résultats structuraux entre un maillage uniforme et un maillage croissant à travers les sections de maillages différents. À la figure (b), le changement des contraintes à travers les sections est brusque contrairement à la figure (a), où la continuité des contraintes est plus souple.

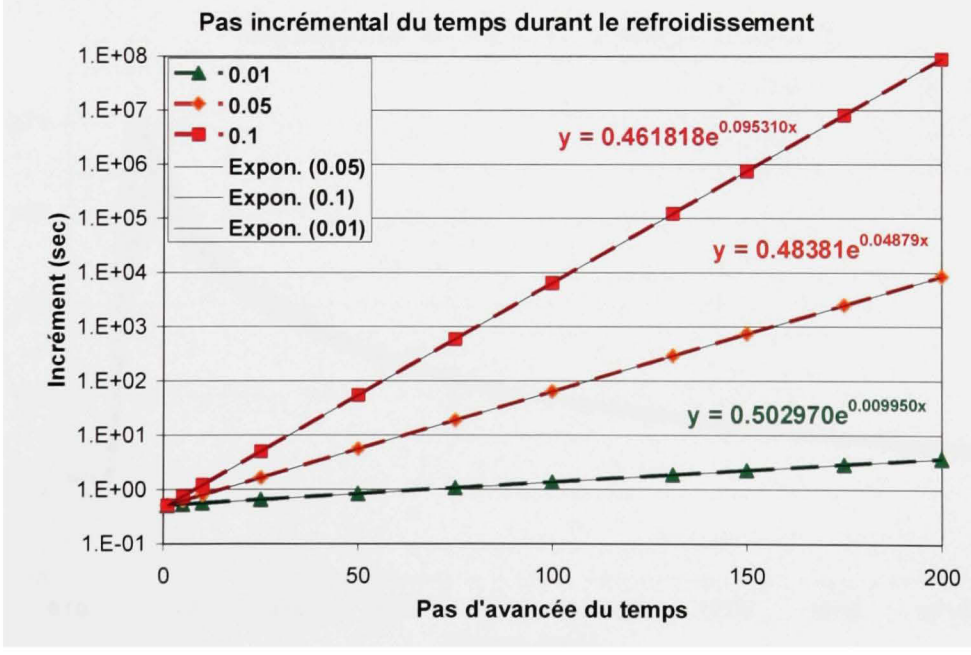
ANNEXE VII

PAS INCRÉMENTAL DU TEMPS DURANT LE REFROIDISSEMENT

Tableau 4.6

Incrément de temps durant le refroidissement

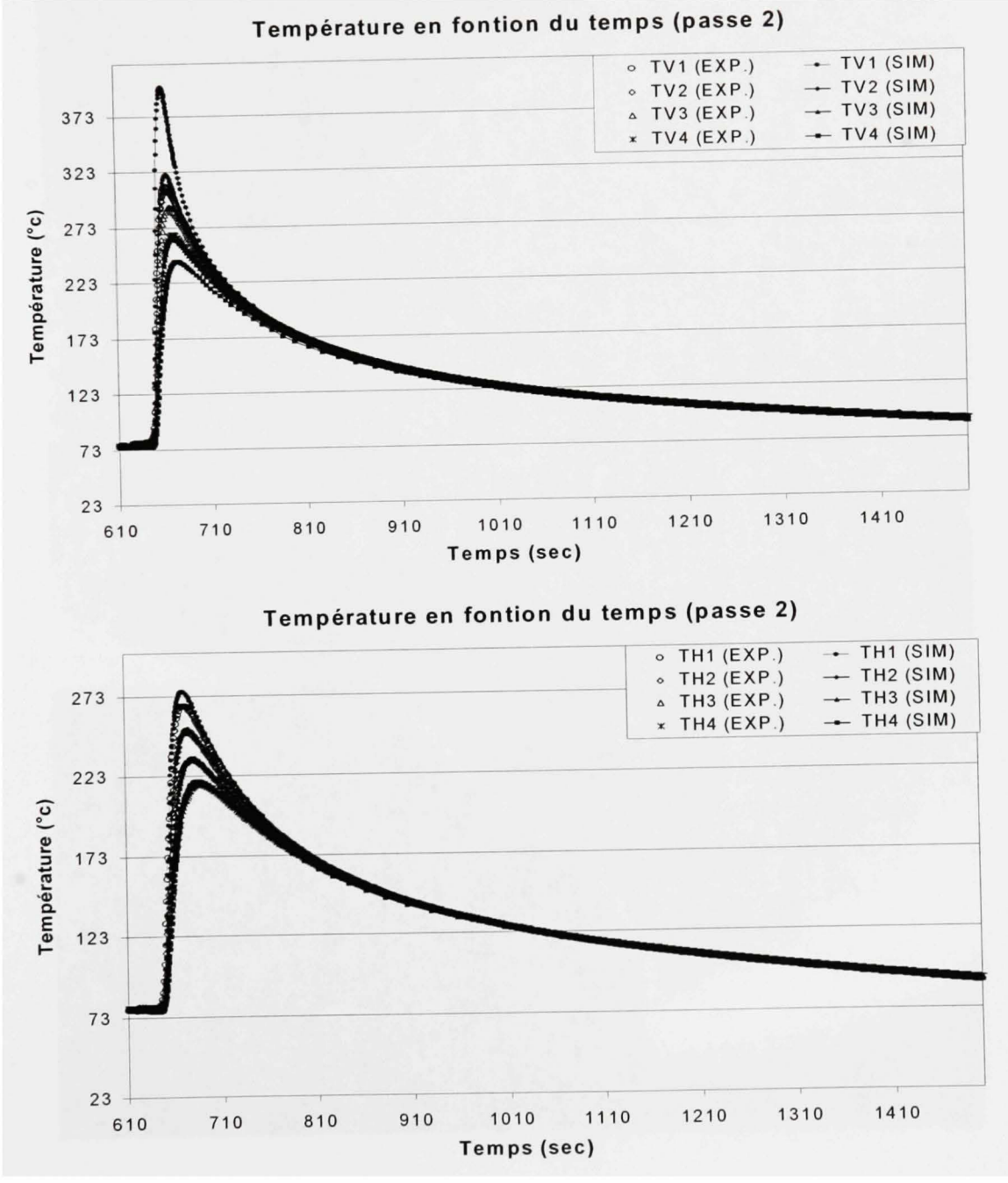
itr	0.01		0.05		0.1	
Pas	Incrément	Temps écoulé	Incrément	Temps écoulé	Incrément	Temps écoulé
1	0.508	0.505	0.508	0.496	0.508	0.485
5	0.529	2.578	0.617	2.740	0.744	2.958
10	0.556	5.288	0.788	6.236	1.198	7.722
25	0.645	14.27	1.638	23.7	5.004	48
50	0.827	32.6	5.548	104	54.213	564
75	1.061	56.1	19	375	587	6158
100	1.360	86.2	64	1294	6364	66767
125	1.745	124.8	215	4406	68954	723445
150	2.237	174.3	730	14943	747092	7838323
175	2.869	237.8	2471	50626	8094517	84925595
200	3.680	319.2	8366	171461	87701709	920139762



Pas incrémental du temps en fonction du pas d'avancée

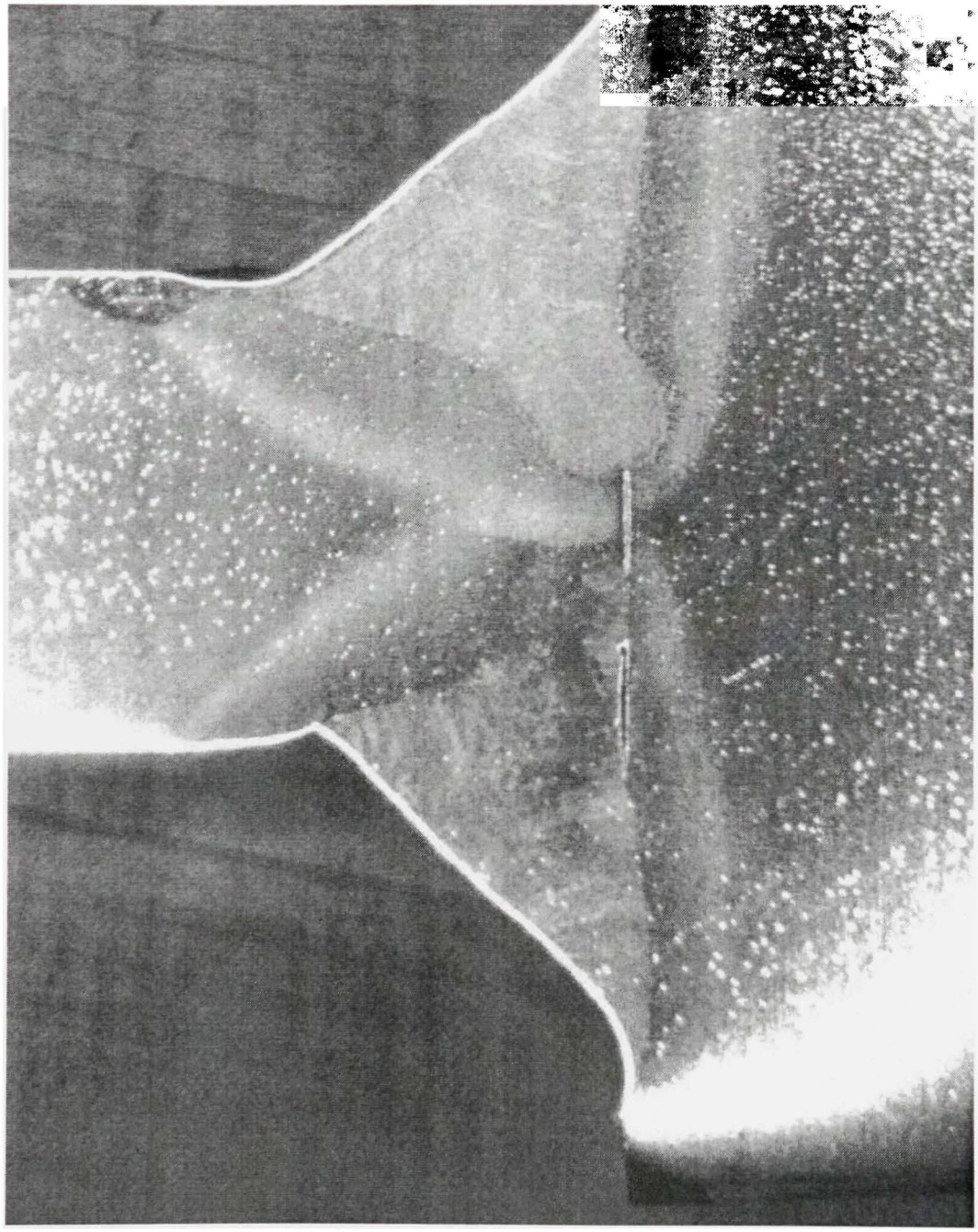
ANNEXE VIII

COMPARAISON DES RESULTATS THERMIQUES JUSQU'À QUINZE MINUTES



ANNEXE IX

PHOTO MICROSCOPIQUE D'UNE SECTION DE LA SOUDURE



ANNEXE X

PROGRAMMES DE LA SIMULATION

Fichier 1T_parametres.txt

```
!!!
```

```
! géométrie de la soudure
!-----------------------------------
larg_soud=1/2/SQRT(3)*po
larg_soud=MAX((ep_2-pointe)/2,Larg_soud)
haut_soud=(ep_2-pointe)*TAN(chanfrein)/2

*IF,larg_soud,EQ,(ep_2-pointe)/2,THEN
        alpha=90
        *ELSE
        alpha=ATAN(2*haut_soud/(pointe+2*larg_soud-ep_2))
*ENDIF
selection_b=larg_soud*SIN(alpha)

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!    CONDITIONS FRONTIÈRES       !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
Tf=23          ! température de l'air ambiant
Tf_s=2.6       ! moyenne de l'augmentation de Tf durant le soudage

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!  BAIN DE FUSION   !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
theta=ATAN2(haut_soud,(larg_soud+(pointe-ep_2)/2))
a=SQRT(haut_soud**2+(larg_soud-((ep_2-pointe)/2))**2)/2
b=larg_soud*sin(theta)
c1=2*a         $        c2=4*a
ff=0.6         $        fr=1.4

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!  TEMPS   !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
nlong=100     ! nombre d'éléments sur la longueur (ajusté plus tard)

! position de la torche par rapport à un élément
pos_elm= ½             ! au centre ( 0 <= pos_elem < 1 )

! # d'éléments par incrément de temps
elem_inc_temp=1

! # d'éléments laissés aux bouts
elem_laisses=1

! ajustement du déplacement de la torche
!-------------------------------------------------------------
! # d'elements internes
elem_inter=nlong-2*elem_laisses-1! travessés parla torche

! # d'incréments temporels du mouvement
inc_inter=NINT(elem_inter/elem_inc_temp)
elem_inter=inc_inter*elem_inc_temp
```

```
! ajustement du nombre d'éléments selon la longeur
nlong=elem_inter+2*elem_laisses+1
taille_long=long_1/nlong

! incrément de temps pour l'analyse thermique
inc_temp=elem_inc_temp*taille_long/vitesse

! incrément de temps pour l'analyse structurale
inc_struc=inc_temp

! décalage
!--------------
t_passe=inc_temp*inc_inter          ! temps d'une passe
t_debut=taille_long*(elem_laisses+pos_elm)/vitesse
t_soud=t_passe+t_debut              ! temps à la fin de la première passe
decalage= 623.5                     ! début de la deuxième passe
ttotal=decalage+t_passe             ! temps total pour réaliser la soudure

temps_final=6678                    ! temps final de l'acquisition

itr=.05                        ! pas incrémental du temps durant le refroidissement

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!   MAILLAGE   !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
nlarg=100                           ! nombre d'éléments sur la largeur
nep=8                               ! nombre d'éléments sur l'épaisseur (pair)

taille_larg=larg_1/nlarg
taille_ep=ep_1/nep
taille_min=MIN(taille_larg,taille_long,taille_ep)

!maillage du volume du métal d'apport
n_soudure=NINT(Larg_soud/taille_larg)
n_soudure=(n_soudure+MOD(n_soudure,2)
```

fichier 2T_materiau.txt

```
FINI
/PREP7

! les températures
MPTEMP,,22,200,317,400,600,725
MPTEMP,,800,1000,1200,1400,1490,1510
MPTEMP,,1600,2000,2500,5000

! coefficient de conductivité thermique
MPDATA,KXX,1,,50.2,41.5,35.9,33.1,26.4,22.3
MPDATA,KXX,1, ,22.3,22.3,22.3,25.6,27.2,31.2
MPDATA,KXX,1,,37.0,76.0,124.8,156.0
```

```
! enthalpie
GJ=1*1e9
MPDATA,ENTH,1,,0*GJ,0.73*GJ,1.35*GJ,1.82*GJ,3.09*GJ,4.78*GJ
MPDATA,ENTH,1,,5.82*GJ,7.31*GJ,8.81*GJ,10.31*GJ,12.56*GJ,13.06*GJ
MPDATA,ENTH,1,,13.73*GJ,16.72*GJ,20.46*GJ,39.15*GJ

! coefficient de dilatation linéaire
micron=1e-6
MPDATA,ALPX,1,,12.00*micron,12.84*micron,13.41*micron,13.96*micron
MPDATA,ALPX,1,,14.83*micron,14.96*micron,14.10*micron,13.50*micron
MPDATA,ALPX,1,,14.62*micron,15.90*micron,20.70* micron,22.00* micron
MPDATA,ALPX,1,,23.50*micron,23.50*micron,23.50* micron,23.50* micron

! Module d'élasticité
GPa=1e9
MPDATA,EX,1,,205*GPa,195.8*GPa,187.9*GPa,181.4*GPa,158*GPa,128*GPa
MPDATA,EX,1,,102*GPa,42*GPa,21*GPa,14.5*GPa,11.6*GPa,11*GPa
MPDATA,EX,1,,10*GPa,9.5*GPa,9*GPa,8*GPa

MP,REFT,1,23
! coefficient combiné de perte de chaleur
MPDATA,HF,1,,9.5,18.04,26.36,33.92,59.40,81.86
MPDATA,HF,1,,98.25,153.99,230.37,331.39,382.26,394.33
MPDATA,HF,1,,451.59,774.92,1363.26,8819.06

MP,NUXY,1,0.3        ! coefficient de poisson
MP,DENS,1,7870       ! densité

! comportement plastique
TB,KINH,1,5,10,4     ! 10 points dans le domaine plastique sur 5 températures

TBTEMP,22.0
TBPT,,0.0019386,396.35e6          $ TBPT,,0.0020024,402.35e6
TBPT,,0.0025008,437.31e6          $ TBPT,,0.002999,455.5e6
TBPT,,0.0039537,473.97e6          $ TBPT,,0.0039638,474.03e6
TBPT,,0.0050008,486.23e6          $ TBPT,,0.005504,490.19e6
TBPT,,0.011499,517.29e6           $ TBPT,,0.012745,521.27e6

TBTEMP,203.0
TBPT,,0.0017315,337.91e6          $ TBPT,,0.0025004,405.24e6
TBPT,,0.0030047,430.64e6          $ TBPT,,0.0035015,449.55e6
TBPT,,0.0040188,463.94e6          $ TBPT,,0.0040275,464.07e6
TBPT,,0.0054941,490.32e6          $ TBPT,,0.008495,518.52e6
TBPT,,0.015294,550.94e6           $ TBPT,,0.022194,569.67e6

TBTEMP,420.0
TBPT,,0.00082256,145.37e6         $ TBPT,,0.0019972,296.69e6
TBPT,,0.0024996,331.45e6          $ TBPT,,0.0030166,356.78e6
TBPT,,0.00425,388.87e6            $ TBPT,,0.0042607,389.11e6
TBPT,,0.0054895,406.81e6          $ TBPT,,0.0088059,429.85e6
TBPT,,0.015214,445.54e6           $ TBPT,,0.029665,455.97e6
```

```
TBTEMP,608.0
TBPT,,0.0010177,101.17e6                $ TBPT,,0.0020041,155.14e6
TBPT,,0.0025139,170.38e6                $ TBPT,,0.0029959,179.97e6
TBPT,,0.0036316,188.75e6                $ TBPT,,0.0036821,189.12e6
TBPT,,0.0040067,192.3e6                 $ TBPT,,0.0055483,201.01e6
TBPT,,0.0078763,205.92e6                $ TBPT,,0.019982,204.62e6

TBTEMP,802.0
TBPT,,0.00050678,23.216e6               $ TBPT,,0.0010024,32.922e6
TBPT,,0.0015053,37.315e6                $ TBPT,,0.0020104,39.756e6
TBPT,,0.0026861,41.476e6                $ TBPT,,0.0030213,42.019e6
TBPT,,0.0040038,43.012e6                $ TBPT,,0.005708,44.085e6
TBPT,,0.0069537,44.448e6                $ TBPT,,0.021105,46.995e6
```

Fishier 3T_geometrie.txt

```
FINI
/PREP7

! plaque horizontale
!-----------------------------
BLOCK,-pointe/2,pointe/2,0,ep_1,0,Long_1

BLOCK,pointe/2,pointe/2+larg_soud,0,ep_1,0,Long_1
BLOCK,-pointe/2,-pointe/2-larg_soud,0,ep_1,0,Long_1

BLOCK,pointe/2+Larg_soud,section1,0,ep_1,0,Long_1
BLOCK,-pointe/2-Larg_soud,-section1,0,ep_1,0,Long_1

NUMMRG,KP
CM,plaque_h1,VOLU                       ! première section (plaque horizontale)
/COLOR,VOLU,YGRE

VSEL,NONE
BLOCK,section1,Larg_1/2,0,ep_1,0,Long_1
BLOCK,-section1,-Larg_1/2,0,ep_1,0,Long_1

CM,plaque_h2,VOLU                       ! deuxième section (plaque horizontale)

! plaque verticale
!-------------------------
ALLS
VSEL,NONE

*GET,k0,KP,,NUM,MAX
KSEL,NONE

K,k0+1,pointe/2,ep_1
K,k0+2,ep_2/2,ep_1+haut_soud
K,k0+3,-ep_2/2,ep_1+haut_soud
```

```
K,k0+4,-pointe/2,ep_1
K,k0+5,pointe/2,ep_1,long_2
K,k0+6,ep_2/2,ep_1+haut_soud,long_2
K,k0+7,-ep_2/2,ep_1+haut_soud,long_2
K,k0+8,-pointe/2,ep_1,long_2

k1=k0+1                                 $ k2=k0+2
k3=k0+3                                 $ k4=k0+4
k5=k0+5                                 $ k6=k0+6
k7=k0+7                                 $ k8=k0+8

V,k1,k2,k3,k4,k5,k6,k7,k8

BLOCK,-ep_2/2,ep_2/2,ep_1+haut_soud,ep_1+section1,0,Long_2

NUMMRG,KP
CM,plaque_v1,VOLU                       ! première section (plaque verticale)
/COLOR,VOLU,YGRE

VSEL,NONE

BLOCK,-ep_2/2,ep_2/2,ep_1+section1,ep_1+Larg_2,0,Long_2

CM,plaque_v2,VOLU                       ! deuxième section (plaque verticale)


! soudure
!--------------
ALLS
VSEL,NONE

*GET,k0,KP,,NUM,MAX
KSEL,NONE


K,k0+1,pointe/2,ep_1
K,k0+2,pointe/2+Larg_soud,ep_1,0
K,k0+3,ep_2/2,ep_1+haut_soud,0
K,k0+4,pointe/2,ep_1,long_2
K,k0+5,pointe/2+Larg_soud,ep_1,long_2
K,k0+6,ep_2/2,ep_1+haut_soud,long_2

k1=k0+1                                 $ k2=k0+2
k3=k0+3                                 $ k4=k0+4
k5=k0+5                                 $ k6=k0+6

V,k1,k2,k3,k4,k5,k6
CM,soud_d,VOLU                          ! soudure droite
/COLOR,VOLU,RED

VSEL,NONE
```

```
*GET,k0,KP,,NUM,MAX

K,k0+1,-pointe/2,ep_1
K,k0+2,-pointe/2-Larg_soud,ep_1,0
K,k0+3,-ep_2/2,ep_1+haut_soud,0
K,k0+4,-pointe/2,ep_1,long_2
K,k0+5,-pointe/2-Larg_soud,ep_1,long_2
K,k0+6,-ep_2/2,ep_1+haut_soud,long_2

k1=k0+1                                 $ k2=k0+2
k3=k0+3                                 $ k4=k0+4
k5=k0+5                                 $ k6=k0+6

V,k1,k2,k3,k4,k5,k6
CM,soud_g,VOLU                          ! soudure gauche
/COLOR,VOLU,RED

! compression de la numérotation des points
!-----------------------------------------------------------------
ALLS
KSEL,S,LOC,Y,ep_1,ep_1+haut_soud
KSEL,R,LOC,X,-pointe/2-larg_soud,pointe/2+larg_soud
NUMMRG,KP

ALLS
NUMCMP,KP

ALLS
/view,1,1,1,1
VPLOT
```

Fichier 4T_maillage.txt

```
FINI
/PREP7

ET,1,SOLID70                            ! élément brique thermique

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!       MAILLAGE        !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

! plaque horizontale
!-----------------------------
CMSEL,S,plaque_h1
ASLV

LSEL,,LOC,Y,ep_1
LSEL,R,LOC,X,0
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_ep
```

```
LSEL,,LOC,Y,0
LSEL,R,LOC,X,0
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_ep

LSEL,S,TAN1,X,1
LSEL,A,TAN1,X,-1
LSLA,R
LSEL,U,LOC,X,-pointe/2-Larg_soud,pointe/2+Larg_soud
LESIZE,ALL,taille_larg

LSEL,S,TAN1,Y,1
LSEL,A,TAN1,Y,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_ep

LSEL,S,TAN1,Z,1
LSEL,A,TAN1,Z,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_long

LSEL,S,LENGTH,,Larg_soud
LSLA,R
LESIZE,ALL,,,n_soudure

LSEL,S,LOC,Y,0
LSEL,A,LOC,Y,ep_1
LSEL,R,LOC,X,0
LSLA,R
LESIZE,ALL,,,n_soudure
CMSEL,S,plaque_h2
ASLV

LSEL,S,TAN1,Y,1
LSEL,A,TAN1,Y,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_ep*2

LSEL,S,TAN1,Z,1
LSEL,A,TAN1,Z,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_long*2

LSEL,S,LOC,X,0,larg_1/2
LSEL,R,TAN1,X,1
LSLA,R
LESIZE,ALL,,,22,1/2                    ! maillage croissant
LSEL,S,LOC,X,0,larg_1/2
LSEL,R,TAN1,X,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,,,22,2                      ! maillage croissant
```

```
LSEL,S,LOC,X,0,-larg_1/2
LSEL,R,TAN1,X,1
LSLA,R
LESIZE,ALL,,,22,2                    ! maillage croissant
LSEL,S,LOC,X,0,-larg_1/2
LSEL,R,TAN1,X,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,,,22,1/2                  ! maillage croissant

! application du maillage:
!---------------------------------
CMSEL,S,plaque_h1
CMSEL,A,plaque_h2
TREF,Tf
VATT,1,,1
VMESH,ALL


! plaque verticale:
!------------------------
CMSEL,S,plaque_v1
ASLV

LSLA
LSEL,R,TAN1,Z
LSEL,R,LOC,Y,ep_1,ep_1+haut_soud
LESIZE,ALL,,,n_soudure

LSEL,S,TAN1,Z,1
LSEL,A,TAN1,Z,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_long

LSEL,S,TAN1,Y,1
LSEL,A,TAN1,Y,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_larg

LSEL,S,TAN1,Z
LSEL,R,LOC,Y,ep_1+section1
LSLA,R
LESIZE,ALL,,,n_soudure

CMSEL,S,plaque_V2
ASLV

LSEL,S,TAN1,X,1
LSEL,A,TAN1,X,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_ep*2
```

```
LSEL,S,TAN1,Z,1
LSEL,A,TAN1,Z,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_long*2

LSEL,S,TAN1,Y,1
LSLA,R
LESIZE,ALL,,,26,1/2
LSEL,S,TAN1,Y,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,,,26,2

! application du maillage:
!---------------------------------
CMSEL,S,plaque_v1
CMSEL,A,plaque_v2
TREF,Tf
VATT,1,,1
VMESH,ALL

! soudure:
!--------------
ALLS

CMSEL,S,soud_d
CMSEL,A,soud_g

ASLV
LSLA
LSEL,R,TAN1,Z
LESIZE,ALL,,,n_soudure

LSEL,S,TAN1,Z,1
LSEL,A,TAN1,Z,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_long

VATT,1,,1
VMESH,ALL                                   ! application du maillage

!!!
```

```
CMSEL,S,plaque_h1
NSLV,S,1
NSEL,R,LOC,X,section1

CEINTF,,ALL                          ! application des équations de contraintes

CMSEL,S,plaque_h2
NSLV,S,1
NSEL,R,LOC,X,-section1
ESLN

CMSEL,S,plaque_h1
NSLV,S,1
NSEL,R,LOC,X,-section1

CEINTF,,ALL                          ! application des équations de contraintes

! plaque verticale:
!-----------------------
CMSEL,S,plaque_v2
NSLV,S,1
NSEL,R,LOC,Y,ep_1+section1
ESLN

CMSEL,S,plaque_v1
NSLV,S,1
NSEL,R,LOC,Y,ep_1+section1

CEINTF,,ALL                          ! application des équations de contraintes

ALLS
/view,1,1,1,1
EPLOT
```

Fichier 5T_points_mesure.txt

```
CSYS,0                               ! système de coordonnées global

! Températures:
!--------------------
nombre_therm=8

*DIM,tcouple,ARRAY,3,nombre_therm

! plaque verticale

tcouple(1,1)=ep_2/2,0.01815,long_1/2
tcouple(1,2)=ep_2/2,0.0227,long_1/2
tcouple(1,3)=ep_2/2,0.02725,long_1/2
tcouple(1,4)=ep_2/2,0.029525,long_1/2
```

```
! plaque horizontale

tcouple(1,5)=0.01074293936748,ep_1,long_1/2
tcouple(1,6)=0.01305720452561,ep_1,long_1/2
tcouple(1,7)=0.01537146968374,ep_1,long_1/2
tcouple(1,8)=0.01768573484187,ep_1,long_1/2

! contrainte:
!---------------
contrainte=NODE(0,0,long_1/2)

! déplacements:
!--------------------
deplacement_d=NODE(larg_1/2,ep_1,long_1/2)
deplacement_g=NODE(-larg_1/2,ep_1,long_1/2)
```

fichier 6T_thermique.txt

```
FINI
/FILNAME,thermique,1
/CONFIG,NRES,20000
/PREP7

FINI
/SOLU
ALLS

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!      PARAMÈTRES DU SOLVEUR      !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

ANTYPE,TRANS              ! Analyse transitoire
SOLCONTROL,ON             ! Optimisation de la Solution non linéaire
NEQIT,25                  ! nombre maximal d'itérations par pas
NSUBST,,2                 ! nombre maximal des sous-pas

OUTRES,ALL,NONE
NROPT,FULL                ! Solution par la méthode de Newton-Raphson
KBC,0                     ! chargement rampe avec interpolation linéaire

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!  CONDITIONS INITIALES   !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

CMSEL,U,soud_d
CMSEL,U,soud_g
NSLV,S,1
IC,ALL,TEMP,Tf
```

```
!!!
```

```
NSEL,R,LOC,X,-a,a
CMSEL,U,soud_d_face
CM,soud_d_interfaces,NODE

CMSEL,,contour
NSEL,R,LOC,Y,0
NSEL,R,LOC,X,-a,a
CM,soud_d_face,NODE        ! cordon droit

CSYS

!*************************************

LOCAL,12,0,-(larg_soud/2+(ep_2+pointe)/4),ep_1+haut_soud/2,centre,theta

CMSEL,,contour
NSEL,R,LOC,Y,0
NSEL,R,LOC,X,-a+taille_min,a-taille_min
CM,soud_g_face,NODE

CMSEL,,contour
NSEL,R,LOC,Y,-selection_b,0
NSEL,R,LOC,X,-a,a
CMSEL,U,soud_g_face
CM,soud_g_interfaces,NODE

CMSEL,,contour
NSEL,R,LOC,Y,0
NSEL,R,LOC,X,-a,a
CM,soud_g_face,NODE        ! cordon gauche

CSYS

!*************************************

ALLS
NSEL,,LOC,X,-pointe/2,pointe/2
NSEL,R,LOC,Y,ep_1
CM,face_pointe,NODE

ALLS
NSEL,,LOC,Z,0
NSEL,A,LOC,Z,long_2
CM,bouts,NODE

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!  DÉPÔT DU METAL !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

ALLS
```

```
CMSEL,S,soud_d
CMSEL,A,soud_g
ESLV
EKILL,ALL

! perte de chaleur:
!------------------------
ALLS
CMSEL,,plates
CMSEL,,contour
CMSEL,A,bouts
SF,ALL,CONV,-1,Tf_s*Tf      ! Convection

ALLS
CMSEL,,soud_d_face
CMSEL,A,soud_g_face

SF,ALL,CONV,-1,Tf_s*Tf      ! Convection

! mouvement du temps:
!--------------------------------

restant=ttotal
TIME,0
temps=t_debut
compteur=1

*DOWHILE,restant

  *IF,temps,LE,t_soud,OR,temps,GE,decalage,THEN

        compteur=compteur+1
        *IF,compteur,EQ,2,THEN
            OUTRES,ALL,NONE
        *ELSE
            OUTRES,ALL,LAST
            compteur=0
        *ENDIF                      ! sauvegarde des résultats chaque deux pas

        TIME,temps

        ALLS
        BFEDELE,ALL,ALL

        ! soudure droite:
        !----------------------

        *IF,temps,LE,t_soud,THEN
        centre_d=vitesse*temps    ! centre de la torche
        LOCAL,11,0,(larg_soud/2+(ep_2+pointe)/4),ep_1+haut_soud/2,centre_d,-theta
```

```
        goldak,a,b,c1,c2,ff,fr,puissance   ! application de la chaleur
        CSYS
        ! elimination de la à convection sous les éléments activés
        ALLS
        CMSEL,,plates
        CMSEL,,soud_d_interfaces
        NSEL,R,LOC,Z,0,centre_d+taille_long+c1
        SFDELE,ALL,CONV

        *ENDIF

        ! soudure gauch:
        !-----------------------
        *IF,temps,GE,decalage,THEN
        centre_g=vitesse*(temps-decalage+t_debut)      ! centre de la torche
        LOCAL,12,0,-(larg_soud/2+(ep_2+pointe)/4),ep_1+haut_soud/2,centre_g,theta
        goldak,a,b,c1,c2,ff,fr,puissance   ! application de la chaleur
        CSYS
        ! elimination de la à convection sous les éléments activés
        ALLS
        CMSEL,,plates
        CMSEL,,soud_g_interfaces
        NSEL,R,LOC,Z,0,centre_g+taille_long+c1
        SFDELE,ALL,CONV

        *ENDIF

        ALLS          $SOLVE
        temps=temps+inc_temp

*ENDIF

        ! refroidissement intermédiaire:
        !-----------------------------------------------
*IF,temps,GT,t_soud,AND,temps,LT,decalage,THEN

        ALLS
        BFEDELE,ALL,ALL

        condition=1
        increment=inc_temp

        temps=t_soud+increment
        TIME,temps
        ALLS
        SOLVE
        *DOWHILE,condition
              compteur=compteur+1
```

```
                *IF,compteur,EQ,2,THEN
                        OUTRES,ALL,LAST
                        compteur=0
                *ELSE
                        OUTRES,ALL,NONE
                *ENDIF

                increment=increment*(1+itr)
                temps=temps+increment

                *IF,temps,GE,decalage,THEN
                        temps=decalage-inc_temp/10
                *ENDIF

                TIME,temps
                ALLS
                SOLVE

                *IF,temps,EQ,decalage-inc_temp/10,THEN
                        condition=-1
                *ENDIF

        *ENDDO

        temps=decalage

  *ENDIF

restant=ttotal+inc_temp-temps

*ENDDO

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! REFROIDISSEMENT !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! refroidissement premières 5 minutes:
!-----------------------------------------------------
ALLS
BFEDELE,ALL,ALL
SFDELE,ALL,CONV

! perte de chaleur:
!------------------------
ALLS
CMSEL,,plates
CMSEL,,contour
CMSEL,A,bouts
SF,ALL,CONV,-1,Tf_s*Tf      ! Convection

ALLS
CMSEL,,soud_d_face
```

```
CMSEL,A,soud_g_face
SF,ALL,CONV,-1,Tf_s*Tf      ! Convection

ALLS
CMSEL,,plates
CMSEL,,soud_d_interfaces
CMSEL,A,soud_g_interfaces
SFDELE,ALL,CONV

ALLS

temps=temps+inc_temp/10

TIME,temps
ALLS     $ SOLVE

ALLS

condition=1
increment=inc_temp

*DOWHILE,condition
        compteur=compteur+1
        *IF,compteur,EQ,2,THEN
            OUTRES,ALL,LAST
            compteur=0
        *ELSE
            OUTRES,ALL,NONE
        *ENDIF

        increment=increment*(1+itr)
        temps=temps+increment

        *IF,temps,GT,ttotal+300,THEN
            temps=ttotal+300
        *ENDIF

        TIME,temps
        ALLS          $ SOLVE

        *IF,temps,EQ,ttotal+300,THEN
            condition=-1
        *ENDIF
*ENDDO

! refroidissement jusqu'au temps final:
!-------------------------------------------------------

ALLS
BFEDELE,ALL,ALL
SFDELE,ALL,CONV
```

```
ALLS
CMSEL,,plates
CMSEL,,contour
CMSEL,A,bouts
SF,ALL,CONV,-1,Tf    ! Convection

ALLS
CMSEL,,soud_d_face
CMSEL,A,soud_g_face
SF,ALL,CONV,-1,Tf    ! Convection

ALLS
CMSEL,,plates
CMSEL,,soud_d_interfaces
CMSEL,A,soud_g_interfaces

SFDELE,ALL,CONV

ALLS

condition=1

*DOWHILE,condition
        compteur=compteur+1
        *IF,compteur,EQ,2,THEN
            OUTRES,ALL,LAST
            compteur=0
        *ELSE
            OUTRES,ALL,NONE
        *ENDIF

        increment=increment*(1+itr)
        temps=temps+increment

        *IF,temps,GT,temps_final,THEN
            temps=temps_final
        *ENDIF

        TIME,temps
        ALLS
        SOLVE

        *IF,temps,EQ,temps_final,THEN
            condition=-1
        *ENDIF

*ENDDO

ALLS
FINI
SAVE
```

Fichier 7T_resultat_thermique.txt

```
/POST26

NUMVAR,nombre_therm+1
compteur=1
ALLS
*DO,i,1,nombre_therm
      compteur=compteur+1
      noeud=NODE(tcouple(1,i),tcouple(2,i),tcouple(3,i))
      NSOL,compteur,noeud,temp
      STORE,MERGE
*ENDDO

*DEL,temeratures
*GET,dimension,VARI,,NSETS
*DIM,temperatures,TABLE,dimension,nombre_therm
*DO,i,0,nombre_therm
      VGET,temperatures(1,i),i+1
*ENDDO

*CFOPEN,'résultats thermiques',csv
*VWRITE,'Temps','TV1','TV2','TV3','TV4','TH1','TH2','TH3','TH4'
°C, %C, %C, %C, %C, %C, %C, %C, %C, %C
*VWRITE,temperatures(1,0),temperatures(1,1),temperatures(1,2),temperatures(1,3),t
emperatures(1,4),temperatures(1,5),temperatures(1,6),temperatures(1,7),temperatur
es(1,8)          (sur une seule ligne)
%G, %G, %G, %G, %G, %G, %G, %G, %G
*CFCLOSE

XVAR,1
PLVAR,2,3,4,5,6,7,8,9,10,11

/GROPT,VIEW,1
/VIEW,,0,0,1
/REPLOT
```

Fishier 8T_structure.txt

```
FINI
/FILNAME,structure,1
/PREP7

ALLS
ETCHG,TTS          ! Changement des éléments du thermique au structural
KEYOPT,1,1,1       ! Élimination des extra displacement shapes
KEYOPT,1,5,2       ! Solution des contraintes

ALLS

CEDELE,ALL,ALL
```

```
!!!
```

```
SOLCONTROL,ON,0          ! Solution non-linéaire
OUTRES,ALL,ALL
NROPT,FULL,,ON           ! Solution par la méthode de Newton-Raphson
AUTOTS,OFF               ! calcul en fonction du pas de chargement
KBC,0                    ! chargement rampe

TREF,tf
TIME=0

!!!
```

```
!!!
```

```
    ! Solution
    ALLS
    SOLVE
    temps=temps+inc_struc

*ENDIF

    ! refroidissement intermédiaire:
    !-----------------------------------------------

*IF,temps,GT,t_soud,AND,temps,LT,decalage,THEN
    ALLS

    condition=1
    increment=inc_struc

    ! libéreration des côtés
    t_relache_d=t_soud+60
    t_relache_g=t_soud+80

    ! réencastrement des côtés
    t_encastrement_g=decalage-180

    ! conditions
    relache_g=0
    relache_d=0
    encastrement_g=0

    *DOWHILE,condition
      compteur=compteur+1
      *IF,compteur,EQ,2,THEN
            OUTRES,ALL,LAST
            compteur=0
      *ELSE
            OUTRES,ALL,NONE
      *ENDIF

      increment=increment*(1+itr)
      temps=temps+increment

      *IF,temps,GE,decalage,THEN
            temps=decalage-inc_struc/10
      *ENDIF

      TIME,temps

      ! application de la distribution de température
      ALLS
      LDREAD,TEMP,,,temps,,thermique,rth
```

```
        ! relache_d
        *IF,temps,GT,t_relache_d,AND,relache_d,EQ,0,THEN
              CMSEL,S,encastrement_d
              DDELE,ALL,ALL
              relache_d=1
        *ENDIF

        ! relache_g
        *IF,temps,GT,t_relache_g,AND,relache_g,EQ,0,THEN
              CMSEL,S,encastrement_g
              DDELE,ALL,ALL
              relache_g=1
        *ENDIF

        ! encastrement_g
        *IF,temps,GT,t_encastrement_g,AND,encastrement_g,EQ,0,THEN
              CMSEL,S,encastrement_g
              D,ALL,ALL,0
              encastrement_g=1
        *ENDIF

        ALLS
        SOLVE

        *IF,temps,EQ,decalage-inc_struc/10,THEN
              condition=-1
        *ENDIF

      *ENDDO

      temps=decalage

  *ENDIF

restant=ttotal+inc_struc-temps

*ENDDO

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
!  REFROIDISSEMENT !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

ALLS

condition=1
increment=inc_struc

t_relache_d=ttotal+20
t_relache_g=ttotal+30

relache_g=0
```

```
*DOWHILE,condition
        compteur=compteur+1
        *IF,compteur,EQ,2,THEN
           OUTRES,ALL,LAST
           compteur=0
        *ELSE
           OUTRES,ALL,NONE
        *ENDIF

        increment=increment*(1+itr)
        temps=temps+increment

        *IF,temps,GT,temps_final,THEN
           temps=temps_final
           OUTRES,ALL,LAST
        *ENDIF

        TIME,temps

        ! application de la distribution de température
        LDREAD,TEMP,,,temps,,thermique,rth

        ! relache_g
        *IF,temps,GT,t_relache_g,AND,relache_g,EQ,0,THEN
           CMSEL,S,encastrement_g
           DDELE,ALL,ALL
           relache_g=1
        *ENDIF

        ALLS
        SOLVE

        *IF,temps,EQ,temps_final,THEN
           condition=-1
        *ENDIF

*ENDDO

! structure après 10 minutes additionnelles:
!-----------------------------------------------------------------
OUTRES,ALL,LAST
temps=temps+600

TIME,temps

ALLS
BF,ALL,TEMP,Tf

SOLVE
FINI
SAVE
```

Fishier 9T_resultat_structure.txt

```
/POST26

NUMVAR,10
ALLS

NSOL,2,deplacement_d,U,Y,deplacement_droit
STORE,MERGE
NSOL,3,deplacement_g,U,Y,deplacement_gauche
STORE,MERGE
ANSOL,4,contrainte,S,SX,contrainte_SX
STORE,MERGE
ANSOL,5,contrainte,S,SY,contrainte_SY
STORE,MERGE
ANSOL,6,contrainte,S,SZ,contrainte_SZ
STORE,MERGE
ANSOL,7,contrainte,S,S1,contrainte_S1
STORE,MERGE
ANSOL,8,contrainte,S,S2,contrainte_S2
STORE,MERGE
ANSOL,9,contrainte,S,S3,contrainte_S3
STORE,MERGE
ANSOL,10,contrainte,S,EQV,contrainte_VM
STORE,MERGE
*DEL,D_et_S
*GET,dimension,VARI,,NSETS
*DIM,D_et_S,TABLE,dimension,9

*DO,i,0,9
      VGET,D_et_S(1,i),i+1
*ENDDO

*CFOPEN,'résultats structuraux',csv
*VWRITE,'Temps','Déplacement droit','Déplacement
gauche','SX','SY','SZ','S1','S2','S3','S_VM'              (sur une seule ligne)
%C, %C, %C, %C, %C, %C, %C, %C, %C, %C
*VWRITE,D_et_S(1,0),D_et_S(1,1),D_et_S(1,2),D_et_S(1,3),D_et_S(1,4),D_et_S(1,5),D_et_
S(1,6),D_et_S(1,7),D_et_S(1,8),D_et_S(1,9)              (sur une seule ligne)
%G, %G, %G, %G, %G, %G, %G, %G, %G, %G
*CFCLOSE

XVAR,1
PLVAR,2,3

/GROPT,VIEW,1
/VIEW,,0,0,1
/REPLOT
```

Pour les macros « goldak.mac » et « chaleur.mac », il faut regarder la référence [13]. Comme déjà mentionné, un petit changement était fait sur « goldak.mac » pour la possibilité d'application des deux soudures en même temps. Cela est fait durant l'ajustement de la chaleur mise dans les éléments du bain de fusion en éliminant les charges juste dans ces éléments (CMSEL,,AR30 $BFEDELE,ALL,ALL
à la place de CMSEL,,ALL $ BFEDELE,ALL,ALL).

BIBLIOGRAPHIE

1 Jaroslav Mackerle. Finite Element Analysis and Simulation of Welding: a Bibliography (1976–1996). 1996.

2 Yaghi&Becker. State of the Art Review - Weld Simulation Using Finite Element Methods. 2004.

3 John Goldak, Aditya Chakravarti and Bibby, M. A New Finite Element Model for Welding Heat Sources. *Metallurgical Transactions B*, 1984, 17.

4 J. Goldak, M. Bibby, J. Moore, R. House and Patel, B. Computer Modeling of Heat Flow in Welds. *Metallurgical Transactions B*, 1986, 17.

5 Measurements Group. Measurements Group Tech Note TN-503, Measurement of Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain Gage Method.

6 R. Becker. Structural Behavior of Simple Steel Structures With Non-Uniform Longitudinal Temperature Distributions Under Fire Conditions. 2001.

7 Goldsmith, W., Hirschhorn. Handbook of Thermophysical Properties of Solid Materials. 3.

8 S.-H. Cho and Kim, J.-W. Analysis of Residual Rtress in Carbon Steel Weldment Incorporating Phase Transformations. *Science and Technolody of Welding and Joining*, 2002, 7.

9 Touloukian, Y.S. Thermophysical Properties of High Temperature Solid Materials. 3: Ferrous Alloys.

10 Touloukian, Y.S. Thermophysical Properties of Matter, The TPRC Data Series. 1, 4 & 12.

11 Outokumpu www.outokumpu.com/stainless. Steel Grades, Properties and Global Standards.

12 Database of Material Data Sheets www.matweb.com.

13 O. Morin, H. Champliaud and V. N. Lê. Calcul Des Contraintes Résiduelles Dans Les Soudures Par La Méthode Des Éléments Finis. 2006.

14 Seokyoung, A. Modeling, Estimation, and Control of Electroslag Remelting Process. 2005).

15 Engineering Fundamentals www.efunda.com.

16 Seid Koric and Brian G. Thomas. Efficient Thermo-Mechanical Model For Solidification Processes. *INTERNATIONAL JOURNAL FOR NUMERICAL METHODS IN ENGINEERING*, 2006.

17 SEETHARAMU-PARAGASAM-GHULAM-QUADIR-ZAINAL-SATHYA-PRASAD&SUNDARARAJAN. Finite Element Modelling of Solidification Phenomena. 2001.

18 Ihab F. Z. Fanous, Maher Y. A. Younan and Abdalla S. Wifi. Study of the Effect of Boundary Conditions on Residual Stresses in Welding Using Element Birth and Element Movement Techniques. *ASME*, 2003, 125.

19 J. Goldak, M. Nasstrom, L. Wikander, L. Karlsson and L.E. Lindgren. Combined Solid and Shell Element Modeling of welding.

20 Choo and Chow, T. Mathematical Modelling of Heat and Fluid Flow Phenomena in a Mutually Coupled Welding Arc and Weld Pool. (Massachusetts Institute of Technology, 1991).

21 Goodarzi and Massoud. Mathematical Modelling of Gas Tungsten Arc Welding (GTAW) and Gas Metal Arc Welding (GMAW) Processes. p. 214 (University of Toronto (Canada), 1997).

22 Lee Sung Geun. Modeling of Residual Stress in Thick Section Weldments. p. 238 (The Ohio State University, 1992).

23 Okumoto Yasuhisa. Analysis of residual stress and deformation due to welding. *Proceedings of the 1998 17th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE, Jul 5-9 1998*, p. 8 (ASME, Fairfield, NJ, USA, Lisbon, Portugal, 1998).

24 Sheng I. Ching. Modeling Welding: Predicting Residual Stress and Microstructure. p. 260 (Rutgers the State University of New Jersey - New Brunswick, 1991).

25 Wikander, L., Karlsson, L., Nasstrom, M. and Webster, P. Finite Element Simulation and Measurement of Welding Residual Stresses. *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 1994, 2(4), 845-864.

26 S. Yushanov and K.C. Koppenhoefer. Computational Modeling of Residual Stress in Welds. *Eleventh International Conference on Computer Technology in Welding, 5-6 Dec. 2001*, pp. 223-231 (NIST, Columbus, OH, USA, 2002).

27 A. Wu, S. Syngellakis and B. G. Mellor. Finite Element Analysis of Residual Stress in a Butt Weld.

28 Choi Joohyun. Three Dimensional Transient Finite Element Model for Residual Stress and Solidification in the GMAW Process for AISI 304 Stainless Steel. p. 286 (University of Illinois at Urbana-Champaign, 1995).

29 Davoud Mohammad Shaikh. A Comprehensive Study of Gas Metal Arc Welding Process: Finite Element Simulations and Experiments. p. 230 (University of South Carolina, 1999).

30 Fenggui Lu , Shun Yao, Songnian Lou and Yongbing Li. Modeling and Finite Element Analysis on GTAW Arc and Weld Pool. 2003.

31 LI YAJIANG, WANG JUAN, CHEN MAOAI and SHEN XIAOQIN. Finite Element Analysis of Residual Stress in the Welded Zone of a High Strength Steel. *Bull. Mater. Sci.*, 2004, 27.

32 Sandra Zeiler Newman. FEM Model of 3D Transient Temperature and Stress Fields in Welded Plates (Residual). p. 139 (Carnegie Mellon University, 1986).

33 Alan Sinclair Oddy. Three-Dimensional, Finite Deformation, Thermal-elasto-plastic Finite Element Analysis. (Carleton University (Canada), 1988).

34 Min-Chun Tsai. Numerical Simulations of Heat Transfer and Fluid Flow Phenomena in Gas Tungsten Arc Welding. p. 197 (The University of Wisconsin - Madison, 1988).

35 Kälpakjiän and Schmid. The Metallurgy of Welding; Welding Design and Process Selection. *Manufacturing Engineering and Technology*, 2001.

36 Gunnar Bolmsjö. Process and Quality Monitoring and Control.

37 M. Korhonen, M. Luukas and H.Hänninen. Narrow Gap GTA Welding of Stainless Steels. 2000.

38 Korhonen Mika. Narrow Gap GTA Welding of P/M Super Duplex Stainless Steels.

39 H. Murakawa, Y. Luo and Y. Ueda. Theoretical Prediction of Welding Deformation at Groove in Narrow Gap Welding. *Trends in Welding Research: Proceedings of the 5th International Conference, Jun 1-5 1998*, pp. 993-998 (ASM International, Pine Mountain, GA, United States, 1998).

40 T. Nakamura and K. Hiraoka. Ultranarrow GMAW process with newly developed wire melting control system. 2001).

41 T. Nakamura and K. Hiraoka. Numerical Simulation System of Development of Ultra-Narrow Gap GMAW Process.

42 Lars Börjesson and Lars-Erik Lindgren. Simulation of Multipass Welding With Simultaneous Computation of Material Properties. *ASME*, 2001, 123.

43 Jyri Outinen, a.P.M. Mechanical Properties of Structural Steel at Elevated Temperatures and After Cooling Down. 2004.

44 Key To Steel www.key-to-steel.com.

45 www.welding.com. Thechnical Articles.

46 Lee Jinhee. Finite Element Models of Laser Welding. p. 168 (University of Michigan, 1992).

47 X. Long and S.K. Khanna. Numerical Simulation of Residual Stresses in a Spot Welded Joint. *Transactions of the ASME. Journal of Engineering Materials and Technology*, 2003, 125(2), 222-226.