

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À  
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

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

PAR  
AMRI, Brahim

EFFET D'HYSTÉRÉSIS DE LA DILATATION THERMIQUE  
SUR LES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DUES AU SOUDAGE

MONTREAL, LE 05 AOÛT 2008

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ

PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

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

M. Henri Champlaud, codirecteur de mémoire  
Département de génie mécanique à l'École de technologie supérieure

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

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

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

LE 23 JUILLET 2008

À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

## REMERCIEMENTS

Je prie Monsieur Van Ngan Lê, Professeur de génie mécanique, de trouver en ces quelques lignes l'expression de ma profonde gratitude pour avoir accepté de diriger mes travaux de recherche, pour le temps qu'il m'a généreusement accordé et durant lequel j'ai tellement appris grâce à son véritable don de la pédagogie et ses connaissances pointues, notamment en éléments finis. Je le remercie infiniment aussi pour la patience dont il a fait preuve et son soutien moral et financier surtout durant une certaine période assez difficile de ma vie.

Ma profonde reconnaissance s'adresse également à Monsieur Henri Champlaud, Professeur de génie mécanique, qui, à titre de co-directeur, a fait preuve d'une incroyable disponibilité grâce à laquelle j'ai pu enrichir mes connaissances en éléments finis et en programmation sur Ansys®. Maintes fois les directives de Monsieur Champlaud m'ont été d'un grand secours jusqu'à même être parfois vitales pour le projet.

Je tiens aussi à remercier sincèrement les autres professeurs ainsi que les étudiants de notre groupe de recherche pour la collaboration et la qualité des relations entretenues au sein de l'équipe.

Un grand merci pour ma belle-sœur Nabila pour sa précieuse aide lors de la rédaction de mon article de conférence. Mes remerciements vont aussi à Monsieur Florentin Steanta et Madame Marjolaine Côté pour la documentation et les informations qu'ils m'ont fournies.

Finalement je remercie vivement ma tendre mère, mon épouse et toute ma famille pour leur soutien moral et leurs incessants encouragements.

# **EFFET D'HYSTÉRÉSIS DE LA DILATATION THERMIQUE SUR LES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DUES AU SOUDAGE**

AMRI, Brahim

## **RÉSUMÉ**

Ce mémoire présente le développement de simulations numériques du soudage bout à bout par le procédé MAG (Metal Active Gas) de deux plaques planes en acier au carbone AISI 516. L'objectif principale de cette étude est l'approximation de l'effet du changement de volume, dû aux changements de phase du matériau, sur les contraintes résiduelles par l'introduction d'une modification appropriée sur la courbe du coefficient de dilatation thermique (CDT). Cette modification consiste en l'introduction d'un comportement d'hystérésis dans la courbe du CDT. L'existence de cette hystérésis est cohérente avec le fait qu'une hystérésis similaire est observée dans la courbe des déformations thermiques pendant un cycle de chauffage et de refroidissement d'un matériau présentant des changements de phase. Un modèle tridimensionnel avec élément coque a été élaboré grâce au programme d'éléments finis Ansys®. L'analyse est de type thermostructural séquentiel. Deux simulations sont réalisées, avec et sans l'introduction de l'hystérésis sur la courbe du CDT, afin de mettre en évidence l'influence de cette modification. Il a été constaté que l'effet de cette hystérésis pourrait réduire la valeur de la contrainte longitudinale résiduelle, dans le cordon de soudure, bien en dessous de la limite élastique du matériau. De plus, une étude de sensibilité a montré que certaines valeurs des caractéristiques de cette hystérésis puissent rendre la contrainte résiduelle longitudinale sur le cordon de soudure en compression comme c'est le cas pour certains types de matériaux.

## **HYSTERESIS EFFECT OF THERMAL EXPANSION ON RESIDUAL STRESSES DUE TO WELDING**

AMRI, Brahim

### **ABSTRACT**

The present work contains the development of a numerical simulation of GMAW welding of two flat plates made of AISI 516 carbon steel. The main objective of this study is the approximation of volume change effect, due to the material phase changes, on the residual stresses by the introduction of an appropriate modification on the coefficient of thermal expansion (CTE) curve. This modification consists of introducing a hysteresis behavior into the CTE curve. The existence of such hysteresis is consistent with the fact that a similar one is observed in the curve of the thermal strain during a heating and cooling cycle of materials presenting phase changes. A three-dimensional model with shell element is then developed using the Ansys® finite element program. The analysis type is a thermal to structural sequential analysis. Two simulations are carried out, with and without the introduction of the hysteresis in the CTE curve, in order to show up the influence of such modification. It is found that the hysteresis effect could reduce the value of the longitudinal residual stress, in the weld, well below the material yield stress. In addition, a sensitivity study has shown that specific values of the hysteresis characteristics can produce a compressive longitudinal residual stress as it is the case for certain types of materials.

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE.....	4
1.1 Procédé de soudage.....	4
1.2 Procédé de soudage MIG - MAG .....	5
1.3 Phénomènes physiques dus au soudage.....	6
1.3.1 Phénomènes thermiques .....	7
1.3.1.1 Transfert de chaleur .....	7
1.3.1.2 Cycle thermique.....	8
1.3.1.3 Représentation tridimensionnelle des températures .....	9
1.3.2 Phénomènes métallurgiques .....	11
1.3.2.1 Transformations de phase durant l'échauffement.....	11
1.3.2.2 Transformations de phase durant le refroidissement .....	14
1.3.2.3 Changement de volume – Déformation de transformation.....	14
1.3.2.4 Phénomène d'hystérésis.....	16
1.3.2.5 Chaleurs latentes .....	17
1.3.3 Phénomènes mécaniques .....	17
1.3.3.1 Plasticité de transformation .....	17
1.3.3.2 Contraintes résiduelles et retraits.....	19
1.3.3.3 Origine thermique des contraintes résiduelles et des retraits.....	20
1.3.3.4 Origine métallurgique des contraintes résiduelles et des retraits.....	22
1.4 Couplages des évolutions thermiques, métallurgiques et mécaniques .....	23
1.5 Simulation du soudage.....	25
1.5.1 Types de résolution.....	25
1.5.2 Modélisation du transfert de chaleur .....	27
1.5.3 Types d'analyse .....	28
1.6 But de la recherche .....	29
CHAPITRE 2 MODÉLISATION DU SOUDAGE.....	31
2.1 Modélisation du matériau .....	31
2.1.1 Propriétés thermiques .....	32
2.1.1.1 Conductivité thermique .....	32
2.1.1.2 Capacité calorifique.....	32
2.1.1.3 Densité .....	33
2.1.2 Propriétés mécaniques .....	34
2.1.2.1 Contraintes d'écoulement vs déformation .....	34
2.1.2.2 Coefficient de dilatation thermique (CDT).....	34
2.2 Simulation du soudage.....	35
2.2.1 Analyse thermique.....	36
2.2.1.1 Paramètres du procédé de soudage.....	36
2.2.1.2 Temps de passage de la torche.....	36

2.2.1.3	Géométrie des pièces à souder.....	36
2.2.1.4	Type d'élément.....	37
2.2.1.5	Types de maillage.....	39
2.2.1.6	Pertes de chaleur.....	41
2.2.1.7	Modélisation de la source de chaleur.....	42
2.2.2	Analyse structurale.....	45
2.2.2.1	Géométrie, maillage et conditions aux frontières.....	45
2.2.2.2	Modification de la courbe du CDT.....	45
<b>CHAPITRE 3 PROGRAMMATION DE LA SIMULATION DU SOUDAGE.....</b>		<b>48</b>
3.1	Analyse thermique.....	50
3.1.1	Paramètres de calcul.....	50
3.1.2	Propriétés thermiques du matériau.....	51
3.1.3	Géométrie et maillage.....	51
3.1.4	Chargement et solution.....	53
3.1.4.1	Durant le soudage.....	53
3.1.4.2	Durant le refroidissement.....	54
3.1.5	Résultats.....	54
3.2	Analyse structurale.....	55
3.2.1	Paramètres de calcul.....	55
3.2.2	Propriétés structurales du matériau.....	55
3.2.3	Commande ETCHG.....	58
3.2.4	Chargement et solution.....	58
3.2.5	Résultats.....	61
<b>CHAPITRE 4 ÉTUDE DE CONVERGENCE DES MAILLAGES.....</b>		<b>62</b>
4.1	Convergence du maillage uniforme.....	63
4.2	Convergence du maillage dissimilaire.....	65
<b>CHAPITRE 5 RÉSULTATS ET DISCUSSION.....</b>		<b>71</b>
5.1	Distribution des températures.....	71
5.1.1	Distribution spatiale.....	71
5.1.2	Distribution temporelle - Solide thermique.....	73
5.2	Modification de la courbe du CDT.....	74
5.2.1	Courbes interpolées de refroidissement du CDT.....	74
5.2.2	Implémentation des courbes de refroidissement du CDT.....	75
5.3	Distribution surfacique des contraintes résiduelles.....	76
5.3.1	Contraintes résiduelles longitudinales.....	76
5.3.2	Contraintes résiduelles transversales.....	79
5.4	Distribution transversale des contraintes résiduelles.....	79
5.5	Analyse de sensibilité.....	80
5.5.1	Influence des températures $M_s$ et $M_f$ .....	81
5.5.2	Influence de la pente de la courbe de refroidissement du CDT.....	84
<b>CONCLUSION.....</b>		<b>89</b>

RECOMMANDATIONS .....	90
ANNEXE I PREMIER PROGRAMME .....	91
ANNEXE II DEUXIÈME PROGRAMME.....	113
ANNEXE III CONVERGENCE DES CONTRAINTES SELON LA VALEUR DE $n_x$ .....	118

## LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1.1	Classification des procédés de soudage. ....5
Figure 1.2	Schématisation du soudage MIG-MAG. ....6
Figure 1.3	Échanges thermiques du soudage. ....8
Figure 1.4	Schéma du cycle thermique du soudage dans la ZAT. ....9
Figure 1.5	Représentation schématique tridimensionnelle des températures. ....10
Figure 1.6	Correspondance diagramme Fe-C et ZAT. ....13
Figure 1.7	Courbe schématique des déformations thermiques. ....15
Figure 1.8	Types de mailles élémentaires. ....16
Figure 1.9	Mécanismes de la plasticité de transformation. ....18
Figure 1.10	Types de retraits dus au soudage. ....19
Figure 1.11	Contraintes résiduelles dues au soudage. ....20
Figure 1.12	Barreau de fer soumis à un cycle thermique. ....21
Figure 1.13	Courbes schématiques des contraintes résiduelles longitudinales. ....23
Figure 1.14	Phénomènes dus au soudage et leurs interactions. ....24
Figure 1.15	Types de modélisations du soudage. ....26
Figure 1.16	Répartition surfacique (a) et volumique (b) du flux de chaleur. ....28
Figure 2.1	Conductivité thermique ( $\lambda$ ). ....32
Figure 2.2	Capacité calorifique ( $C_p$ ). ....33
Figure 2.3	Contrainte d'écoulement vs déformation. ....34
Figure 2.4	Courbe originale du CDT. ....35
Figure 2.5	Dimensions de la plaque à souder. ....37
Figure 2.6	Élément coque thermique (SHELL131). ....38

Figure 2.7	Élément coque structural (SHELL181). .....	38
Figure 2.8	Maillage uniforme. ....	40
Figure 2.9	Maillage dissimilaire à trois zones. ....	40
Figure 2.10	Lignes d'interface. ....	41
Figure 2.11	Demi-ellipses du flux de chaleur. ....	42
Figure 2.12	Courbe modifiée du CDT. ....	47
Figure 3.1	Organigramme de la programmation. ....	49
Figure 3.2	Temps des pas de calculs. ....	50
Figure 3.3	Couplage des zones de maillage. ....	52
Figure 3.4	Repérage des éléments subissant un flux de chaleur. ....	54
Figure 3.5	Deux valeurs du CDT pour une même température. ....	55
Figure 3.6	Pas de chargements et vérification des températures. ....	56
Figure 3.7	Températures aux surfaces supérieures et inférieures de l'élément. ....	59
Figure 3.8	Différentes courbes de refroidissement du CDT pour les 8 nœuds. ....	60
Figure 3.9	Distorsion en V. ....	61
Figure 4.1	Point de vérification des contraintes résiduelles. ....	62
Figure 4.2	Convergence de la valeur de $\sigma_x$ suivant la valeur de $n_x$ . ....	63
Figure 4.3	Convergence de la valeur de $\sigma_y$ suivant la valeur de $n_x$ . ....	64
Figure 4.4	Maillage uniforme après convergence. ....	64
Figure 4.5	Convergence de la valeur de $\sigma_x$ suivant la largeur de la zone 1. ....	66
Figure 4.6	Convergence de la valeur de $\sigma_y$ suivant la largeur de la zone 1. ....	66
Figure 4.7	Convergence de la valeur de $\sigma_x$ suivant la valeur de $n_{x\_z1}$ . ....	67
Figure 4.8	Convergence de la valeur de $\sigma_y$ suivant la valeur de $n_{x\_z1}$ . ....	67
Figure 4.9	Convergence de la valeur de $\sigma_x$ suivant la valeur de $n_{y\_z1}$ . ....	68

Figure 4.10	Convergence de la valeur de $\sigma_x$ suivant la valeur de $n_{y\_z1}$ .....	68
Figure 4.11	Convergence de $\sigma_x$ selon le taux d'augmentation du nombre d'éléments. ....	69
Figure 4.12	Convergence de $\sigma_y$ selon le taux d'augmentation du nombre d'éléments. ....	69
Figure 4.13	Maillage dissimilaire après convergence.....	70
Figure 5.1	Distribution surfacique des températures. ....	72
Figure 5.2	Solide thermique.....	73
Figure 5.3	Courbe interpolée du CDT pour l'élément 200. ....	74
Figure 5.4	Modification de la courbe du CDT pour les éléments de la ZAT. ....	75
Figure 5.5	Contraintes résiduelles longitudinales sans modification du CDT.....	77
Figure 5.6	Contraintes résiduelles longitudinales avec modification du CDT. ....	77
Figure 5.7	Contraintes résiduelles transversales sans modification du CDT.....	78
Figure 5.8	Contraintes résiduelles transversales avec modification du CDT. ....	78
Figure 5.9	Contraintes résiduelles avec et sans modification du CDT. ....	80
Figure 5.10	Quelques combinaisons des valeurs de $M_s$ et $M_f$ .....	82
Figure 5.11	Contrainte $\sigma_x$ en fonction des valeurs de $M_s$ et $M_f$ .....	83
Figure 5.12	Contrainte $\sigma_y$ en fonction des valeurs de $M_s$ et $M_f$ .....	83
Figure 5.13	Variations de la pente de refroidissement du CDT.....	85
Figure 5.14	Contrainte $\sigma_x$ en fonction des valeurs de la pente de refroidissement. ....	86
Figure 5.15	Contrainte $\sigma_y$ en fonction des valeurs de la pente de refroidissement. ....	86
Figure 5.16	Contraintes $\sigma_x$ et $\sigma_y$ sur la ligne médiane transversale de la plaque.....	87
Figure 5.17	Courbe du CDT avec $M_s = 400$ °C, $M_f = 50$ °C et $\alpha_{M_s} = 1 \times 10^{-6}$ °C <sup>-1</sup> .....	88
Figure 5.18	Contraintes $\sigma_x$ et $\sigma_y$ sur la ligne médiane transversale de la plaque. ....	88

## LISTE DES ABRÉVIATIONS ET SIGLES

CC	Cubique centré
CDT	Coefficient de dilatation thermique
CFC	Cubique à faces centrées
MAG	Metal active gas
MEF	Méthode des éléments finis
MIG	Metal inert gas
TRC	Temps-refroidissement en continu
TRCS	Temps-refroidissement en continu adapté au soudage
ZAT	Zone affectée par la température
ZF	Zone fondue

## LISTE DES SYMBOLES ET UNITÉS DE MESURE

$AC_1$	Température de début d'austénitisation ( $^{\circ}C$ )
$AC_3$	Température de fin d'austénitisation ( $^{\circ}C$ )
$M_s$	Température de début de transformation martensitique ( $^{\circ}C$ )
$M_f$	Température de fin de transformation martensitique ( $^{\circ}C$ )
$T$	Température ( $^{\circ}C$ )
$\alpha_{AC1}$	Coefficient de dilatation thermique à la température $AC_1$ ( $^{\circ}C^{-1}$ )
$\alpha_{AC3}$	Coefficient de dilatation thermique à la température $AC_3$ ( $^{\circ}C^{-1}$ )
$\alpha_{Ms}$	Coefficient de dilatation thermique à la température $M_s$ ( $^{\circ}C^{-1}$ )
$\alpha_{Mf}$	Coefficient de dilatation thermique à la température $M_f$ ( $^{\circ}C^{-1}$ )
$\alpha_1$	Coefficient de dilatation thermique à la température $T_1$ ( $^{\circ}C^{-1}$ )
$\alpha_2$	Coefficient de dilatation thermique à la température $T_2$ ( $^{\circ}C^{-1}$ )
$\sigma_x$	Contrainte longitudinale (MPa)
$\sigma_y$	Contrainte transversale (MPa)
$\varepsilon$	Déformation
$\varepsilon$	Coefficient d'émissivité
$k$	Conductivité thermique du matériau (W/m $^{\circ}C$ )
$C_p$	Capacité calorifique (J / kg $^{\circ}C$ )
$\rho$	Densité (kg/m <sup>3</sup> )
$U$	Tension de soudage (V)
$I$	Intensité du courant de soudage (A)
$t$	Temps (s)
$dt$	Temps d'un pas de déplacement de la torche (s)
$dx$	Longueur d'un pas de déplacement de la torche (m)
$V$	Vitesse de déplacement de la torche (m/s)
$h_c$	Coefficient de perte de chaleur (W/m <sup>2</sup> $^{\circ}C$ )
$a_1$	Demi-grand axe de l'ellipse avant (m)
$a_2$	Demi-grand axe de l'ellipse arrière (m)
$b$	Demi-petit axe des deux ellipses (m)
$q(x,y)$	Flux de chaleur en un point de coordonnées x et y (W/m <sup>2</sup> )
$Q$	Quantité de chaleur consommée par la soudure (W)
$r$	Position radiale (m)
$\eta$	Facteur de rendement du soudage
$n_x$	Nombre d'éléments suivant la longueur de la plaque (axe Ox)
$n_y$	Nombre d'éléments suivant la largeur de la plaque (axe Oy)
$n_{x\_z_i}$	Nombre d'éléments suivant la longueur de la zone de maillage i
$n_{y\_z_i}$	Nombre d'éléments suivant la largeur de la zone de maillage i

## INTRODUCTION

Durant les 100 dernières années, le soudage a compté parmi les modes d'assemblage les plus répandus en industrie du fait de son efficacité et de sa fiabilité [1]. Durant tout ce temps, les différents procédés de soudage n'ont pas cessé d'être optimisés afin d'en accroître la performance et la qualité de l'assemblage. De nos jours, une multitude de variantes de ce procédé est utilisée dans différents domaines de l'industrie et de la construction. Toutefois, cette technologie n'est pas sans inconvénients et les contraintes résiduelles qu'elle engendre dans les composants en sont parmi les plus importants. La présence de ces contraintes facilite la corrosion et la fissuration à froid affectant ainsi l'assemblage et la durée de vie des composants [2-4]. L'étude des contraintes résiduelles s'avère donc nécessaire afin d'optimiser le procédé de soudage et par la même augmenter la durée de vie produit.

Un moyen évident pour accomplir cette tâche est la réalisation d'essais expérimentaux de soudage. Cependant et bien qu'elle soit toujours utile, l'étude expérimentale génère des coûts importants considérant le nombre d'essais nécessaires pour une bonne investigation des contraintes résiduelles. De plus, les méthodes expérimentales ne donnent pas d'informations précises, notamment sur la variation de l'état de contraintes dans le temps ni sur la distribution volumique des contraintes résiduelles dans le composant.

Le recours à la méthode analytique, offre un grand avantage, celui de produire des résultats assez précis, dans un temps très court, de l'ordre des secondes [5]. Toutefois, le degré d'exactitude de cette méthode n'est acceptable que loin des forts gradients de températures (loin de la source de chaleur). D'autre part, la méthode analytique ne peut être appliquée pour des pièces de géométrie complexe ou pour des problèmes non-linéaires [5].

Avec l'avènement de moyens informatiques de plus en plus puissants, la méthode des éléments finis (MEF) s'est révélée très efficace et son utilisation, pour la simulation du soudage, est devenue incontournable pour les chercheurs. Par sa robustesse, cette méthode a pu surmonter les difficultés et les limitations de la méthode analytique. De plus, l'utilisation

de la MEF, pour la prédiction des contraintes résiduelles, a pour mérite de réduire le nombre d'essais de soudage et conséquemment réduire les temps et les coûts associés [6-7]. D'autre part, d'énormes informations très précises peuvent être obtenues de ces simulations, notamment les distributions temporelles et spatiales des contraintes et des déformations dans les pièces soudées.

Toutefois, la simulation du soudage n'est pas une tâche facile. En effet, pour être très rigoureuse, elle doit inclure tous les phénomènes physiques (thermiques, métallurgiques et mécaniques) que ce procédé engendre dans les pièces soudées, précisément dans la zone fondue (ZF) et la zone affectée thermiquement (ZAT). L'énorme complexité de ces phénomènes et de leurs interactions, ainsi que le manque, dans la littérature, de certaines données nécessaires à leur prise en compte, font en sorte qu'une modélisation aussi complexe soit une tâche fastidieuse et requiert conséquemment un temps énorme pour son élaboration. De plus, le modèle ainsi fait prend beaucoup de temps pour son exécution ce qui constitue une réticence considérable en industrie. Il serait alors préférable d'adopter certaines hypothèses simplificatrices et de trouver ainsi un compromis entre le degré d'exactitude des résultats et les temps d'élaboration et d'exécution des modèles.

C'est dans cette optique qu'une approche de modélisation beaucoup plus simple à mettre en œuvre a été adoptée dans le cadre de cette étude pour la prédiction des contraintes résiduelles dues au soudage. Ainsi, l'analyse métallurgique est omise ici en proposant une autre façon de prendre en compte l'effet des transformations de phase sur les contraintes résiduelles. L'idée est que l'effet du changement de volume, dues aux transformations de phases, sur les contraintes résiduelles peut être approximé par l'effet qu'engendre l'introduction d'une hystérésis appropriée dans la courbe du coefficient de dilatation thermique (CDT). Cette hystérésis est générée en fait par l'ajout d'une courbe du CDT différente de l'originale puisqu'elle tient compte du changement de phase du matériau lors du refroidissement. D'autres courbes de refroidissement, obtenues par interpolation, sont ajoutées à la courbe du CDT pour des raisons qui seront énumérées plus loin dans ce mémoire.

Dans le premier chapitre, une synthèse est faite des principales notions du soudage et des différentes approches de modélisation adoptées par les auteurs. L'élaboration du modèle numérique ainsi que les modifications apportées à la courbe du CDT sont abordées dans le deuxième chapitre. Au chapitre trois, une explication est donnée quant à la programmation proprement dite du modèle numérique. Une étude de convergence des deux types de maillages, retenus pour ce modèle, est exposée dans le quatrième chapitre. Finalement, dans le cinquième chapitre, les résultats des simulations sont discutés et comparés entre eux afin d'évaluer l'efficacité de l'approche proposée. De plus, à la fin de ce dernier chapitre une étude est réalisée pour observer la sensibilité des résultats aux variations des caractéristiques de l'hystérésis introduite sur la courbe du CDT.

## CHAPITRE 1

### REVUE DE LA LITTÉRATURE

La littérature est très riche en travaux dont l'objet est la simulation du procédé de soudage à l'arc. Le présent chapitre est une synthèse d'informations réalisée suite à une lecture de plusieurs livres, thèses et articles, notamment : [4, 7-10, 12, 17, 20, 22, 29, 33]. Concernant les thèses et les articles, différents cas d'étude sont traités selon le type de matériaux, la géométrie des pièces à assembler, le type de soudage, l'approche de modélisation, le type d'analyse et les hypothèses adoptées. Cependant, pour la majorité des auteurs le but principal du travail est le même, en l'occurrence : la prédiction des contraintes résiduelles que ce procédé engendre dans les pièces soudées.

Dans ce chapitre il sera alors question, dans un premier lieu, d'introduire les principales notions relatives au procédé de soudage à l'arc et les phénomènes physiques qu'il génère et qui sont étroitement liés à la problématique de la présente recherche. Ensuite, seront abordées les différentes approches adoptées par les auteurs pour la modélisation du soudage afin de pouvoir faire un contraste avec l'approche proposée dans le cadre de ce travail.

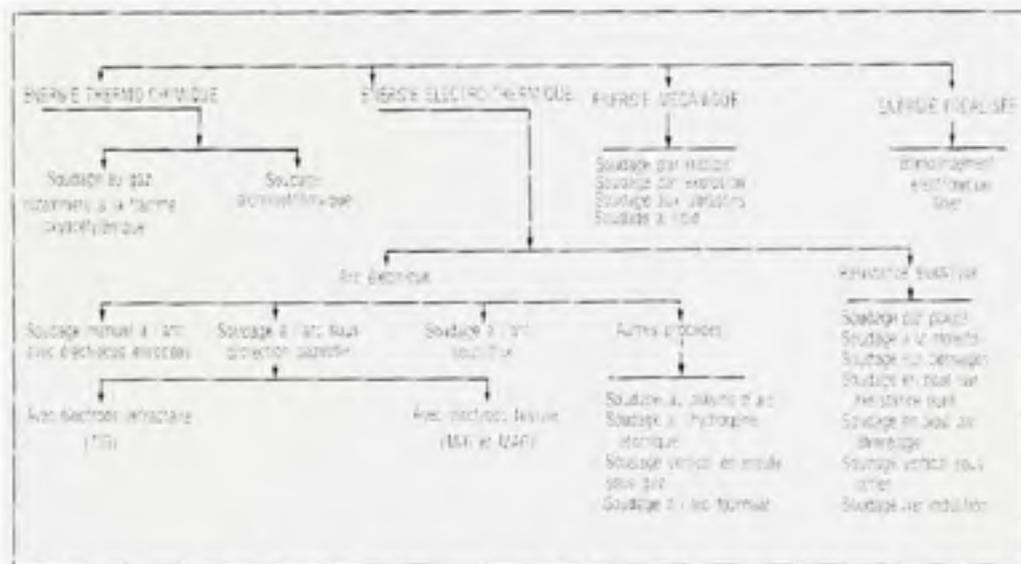
#### 1.1 Procédé de soudage

Le soudage est un procédé d'assemblage applicable à bon nombre de matériaux (métal, verre et plastique). Cette technique vise à établir une continuité de matière entre les parties à souder. Bien qu'ils soient nombreux, les différents types du soudage ne peuvent s'effectuer que selon l'un des deux modes suivants [8] :

- En phase solide : la continuité atomique entre les bords à joindre est assurée par une déformation à froid ou à chaud. Cette déformation est due soit à une pression soit à une friction suivie d'une pression;

- En phase liquide : liaison par fusion localisée des joints des pièces à assembler ou par ajout de métal d'apport en fusion. La majorité des procédés de soudage s'opèrent selon ce mode.

La classification des multiples variantes du soudage peut être faite selon la source d'énergie utilisée. Cette classification est présentée dans la Figure 1.1.



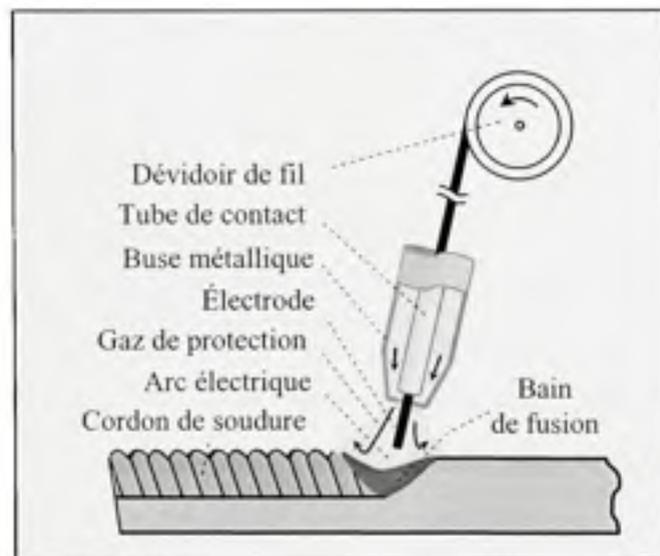
**Figure 1.1 Classification des procédés de soudage.**

Source : Cette figure est tirée du livre du CETIM, *Mécanosoudage - Conception*, p. 1-7, 1989

## 1.2 Procédé de soudage MIG - MAG

Ce procédé est l'un des nombreux types de soudage utilisant l'arc électrique pour fournir la chaleur nécessaire à la fusion locale des pièces à assembler. L'arc électrique s'établit grâce aux déplacements des électrons entre l'électrode et le joint de soudure dans un gaz ionisé formant la colonne d'arc (plasma). Selon le cas, du gaz inerte (Argon, Hélium) ou actif (CO<sub>2</sub>) est utilisé pour protéger l'arc et le bain de fusion ce qui donne leur nom aux procédés : M.I.G. (Metal Inert Gas) et M.A.G. (Metal Active Gas). Le procédé M.I.G. est

utilisé pour le soudage de l'aluminium et de ses alliages quant au procédé M.A.G. il est employé pour le soudage des aciers. Le métal d'apport se dévide automatiquement sous forme de fil à l'intérieur de la buse de la torche pour se déposer en fusion, par régime de court-circuit ou de pulvérisation, sur le métal de base (voir Figure 1.2). La dilution du métal d'apport avec le métal de base puis leur solidification constituera la liaison métallique visée par le soudage. Ce procédé (M.I.G. ou M.A.G.) est particulièrement adapté au soudage, en toutes positions, des tôles d'épaisseurs faibles ou moyennes (1 à 15 mm) [9].



**Figure 1.2 Schématisation du soudage MIG-MAG.**

Dans ce qui suit, toute référence au soudage doit être entendue comme étant le soudage M.A.G.

### **1.3 Phénomènes physiques dus au soudage**

Il s'agit des aspects thermiques, métallurgiques et mécaniques du soudage. Le phénomène thermique est abordé en premier puisque c'est lui qui engendre les deux autres phénomènes. Les interactions entre les trois seront exposées plus loin dans ce chapitre.

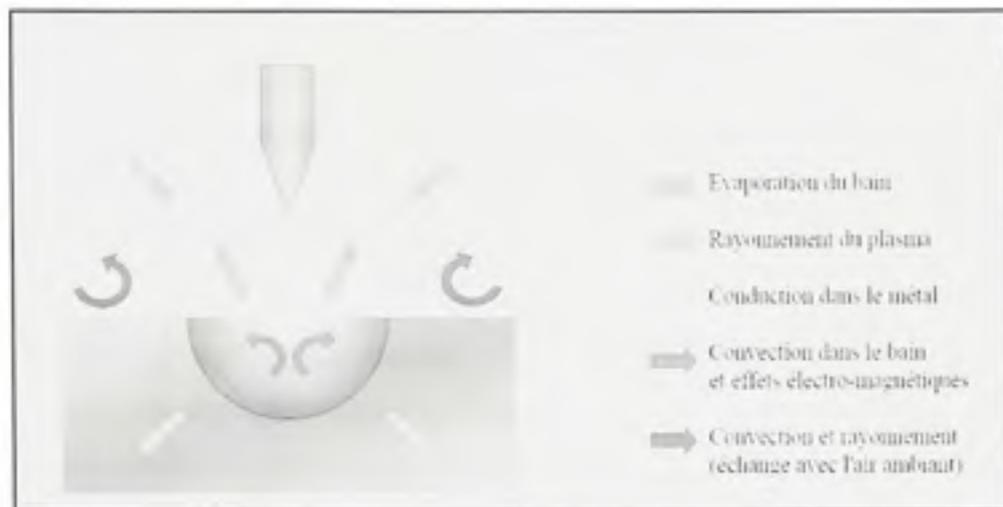
### 1.3.1 Phénomènes thermiques

Lors d'une opération de soudage, d'énormes quantités d'énergie calorifique sont transmises à des zones localisées des pièces soudées engendrant des modifications sévères des températures de ces zones. Bien que la simulation de l'arc électrique fait l'objet d'une étude à part, il est quand même primordial de comprendre comment se déroule ce transfert de chaleur afin de pouvoir expliquer le cycle thermique qu'il génère en tout point de la pièce assemblée et par là-même comprendre les modifications métallurgiques et mécaniques qui s'en suivent.

#### 1.3.1.1 Transfert de chaleur

L'apport de chaleur fourni par l'arc électrique est dû principalement aux déplacements des électrons et au dépôt du métal d'apport en fusion dans le bain fondu. Toutefois, d'autres modes d'échange thermique, montrés schématiquement sur la Figure 1.3, prennent place lors d'une opération de soudage. En premier lieu, le transfert de chaleur à l'intérieur du bain de fusion s'effectue par la convection (convection de Marangoni) [10] que créent les tensions superficielles à la surface du bain et les forces électromagnétiques dues à l'arc électrique. D'autre part, l'apport en énergie reçu par le joint soudé s'accompagne évidemment par des pertes causées essentiellement par son transport par conduction [4] à l'intérieur de la pièce vers les dispositifs de fixations. D'autres causes, de moindres effets, favorisent ces pertes en chaleur : la convection des surfaces chaudes de la pièce et leurs rayonnements vers l'environnement, le rayonnement du bain de fusion et du plasma (arc électrique) et finalement, l'évaporation du bain de fusion [9, 11].

En conséquence, seule une partie de l'énergie calorifique du procédé de soudage est transmise par l'arc électrique ce qui rend nécessaire l'utilisation d'un coefficient de rendement du procédé.



**Figure 1.3 Échanges thermiques du soudage.**

*(Tiré de Kerrouault, 2000)*

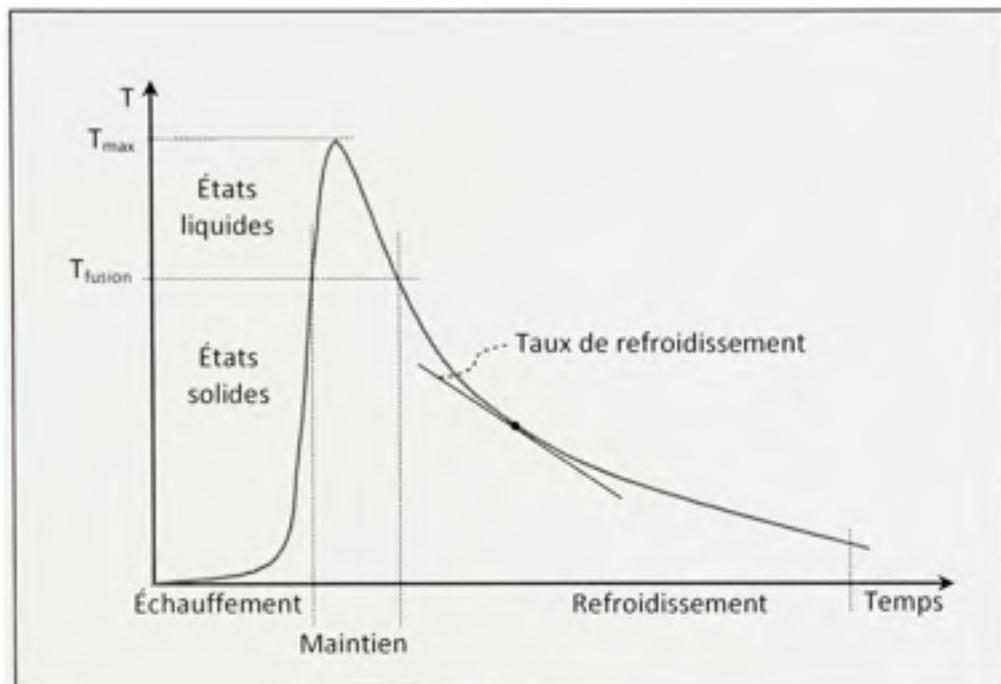
*Source : Cette figure schématique est tirée de la thèse de M. Nicolas Kerrouault, *Fissuration à chaud en soudage d'un acier inoxydable austénitique*, p. 1-17. La thèse a été présentée en France dans le cadre du Doctorat en mécanique et matériaux de l'École Centrale des Arts et Manufactures.*

### 1.3.1.2 Cycle thermique

Pendant le passage de la torche le long du joint de soudure, la température de chaque point de la pièce à assembler varie suivant une courbe dont les caractéristiques diffèrent selon la position du point considéré par rapport au joint. Cette courbe de variations de températures en fonction du temps est dite : cycle thermique de soudage.

La Figure 1.4 montre une allure typique de ce cycle qui, comme c'est le cas pour les traitements thermiques, est caractérisé par trois phases principales:

- Phase d'échauffement très rapide;
- Phase de maintien à haute température (supérieure à la température de fin d'austénitisation  $AC_3$ ) et où la température maximale est atteinte;
- Phase de refroidissement assez rapide.



**Figure 1.4** Schéma du cycle thermique du soudage dans la ZAT.

*(Adapté de Varisellaz, 1982)*

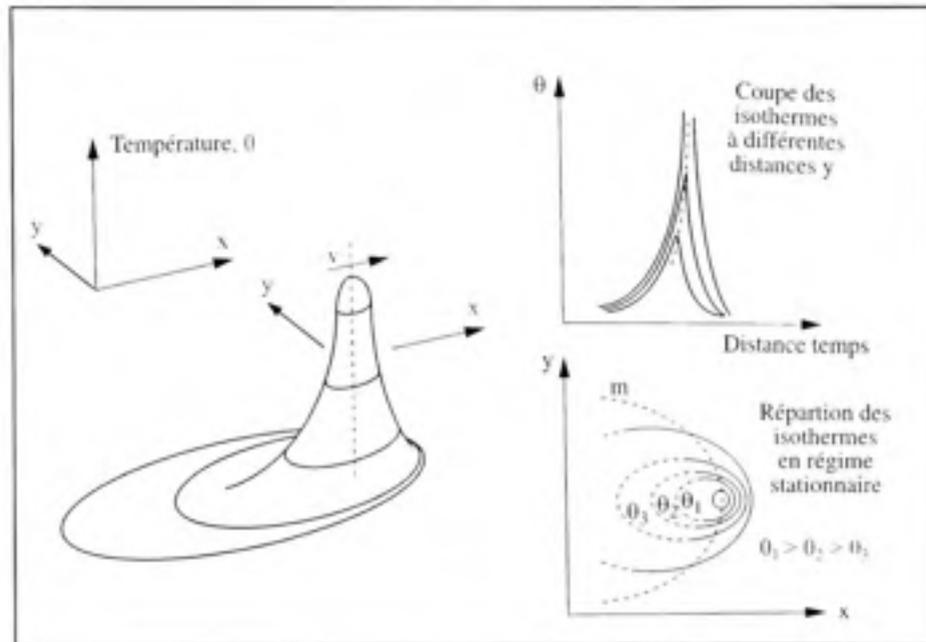
La dissymétrie du cycle thermique est due à un refroidissement plus long que l'échauffement à cause de la lenteur de la diffusion de la chaleur par conduction dans la pièce [12].

D'autre part, pour un même point de mesure, les caractéristiques du cycle thermique du soudage (le temps d'échauffement, le temps de maintien à haute température, le taux de refroidissement et la température maximale) varient en fonction des paramètres du procédé, des types de matériaux utilisés, des dimensions des pièces ainsi que des conditions initiales [9, 4, 13, 14].

### 1.3.1.3 Représentation tridimensionnelle des températures

Dans le paragraphe précédent il était question de connaître la variation temporelle de la température en un point donné de la pièce soudée. Qu'en est-il de sa variation spatiale?

En fait, il est établi maintenant que la surface curviligne reliant les températures (portées sur l'axe vertical) des points, de coordonnées  $x$  et  $y$ , de la plaque soudée (voir Figure 1.5) constitue la frontière de ce qui est communément appelé le solide thermique [4].



**Figure 1.5 Représentation schématique tridimensionnelle des températures.**

*(Adaptée de Blondeau, 2001)*

*Source : Cette figure schématique est tirée du livre de M. Régis Blondeau, Métallurgie et mécanique du soudage, p. 113.*

Plusieurs remarques intéressantes sont faites concernant cette représentation spatiale des températures [4, 13]:

- L'axe temporel est dans le sens inverse de l'axe des  $x$ .
- La forme du solide demeure la même durant le passage de l'arc tant que les paramètres de soudage (vitesse de déplacement de la source de chaleur, intensité, etc.) sont constants et à condition que la pièce soudée est assez large pour qu'il n'y ait aucune influence des phénomènes de contours.

- L'intersection du solide thermique avec chaque plan de coupe horizontal constitue une isotherme. Les isothermes sont elliptiques donnant la configuration montrée sur la Figure 1.5 (en bas à droite).
- L'intersection du solide thermique avec chaque plan de coupe vertical constitue le cycle thermique de tout point d'intersection du plan de coupe avec la plaque (voir Figure 1.5, en haut à droite).
- Les ellipses sont d'autant plus grandes que les températures qu'elles représentent sont plus basses. En outre, leur décalage dans le sens inverse du déplacement de la source de chaleur est dû à la lenteur du refroidissement par rapport à l'échauffement.
- Finalement, la courbe « m » reliant les points qui atteignent leur température maximale montre que la température maximale se produit d'autant plus en retard que le point considéré est plus éloigné de la ligne de déplacement de la source de chaleur.

### **1.3.2 Phénomènes métallurgiques**

Les températures très élevées atteintes lors du soudage entraînent inévitablement des modifications métallurgiques du métal de base. Toutefois, la localisation de l'apport de chaleur fait en sorte que ces modifications ne touchent que des zones limitées de la pièce soudée. Pour pouvoir décrire convenablement ces zones ainsi que la nature des transformations métallurgiques qu'elles renferment, l'étape de l'échauffement est abordée séparément de celle du refroidissement.

#### **1.3.2.1 Transformations de phase durant l'échauffement**

Les diagrammes d'équilibre Fe-C sont conçus, à priori, afin de prévoir les transformations de phases qui se font par diffusion lors des traitements thermiques très lents, dits classiques.

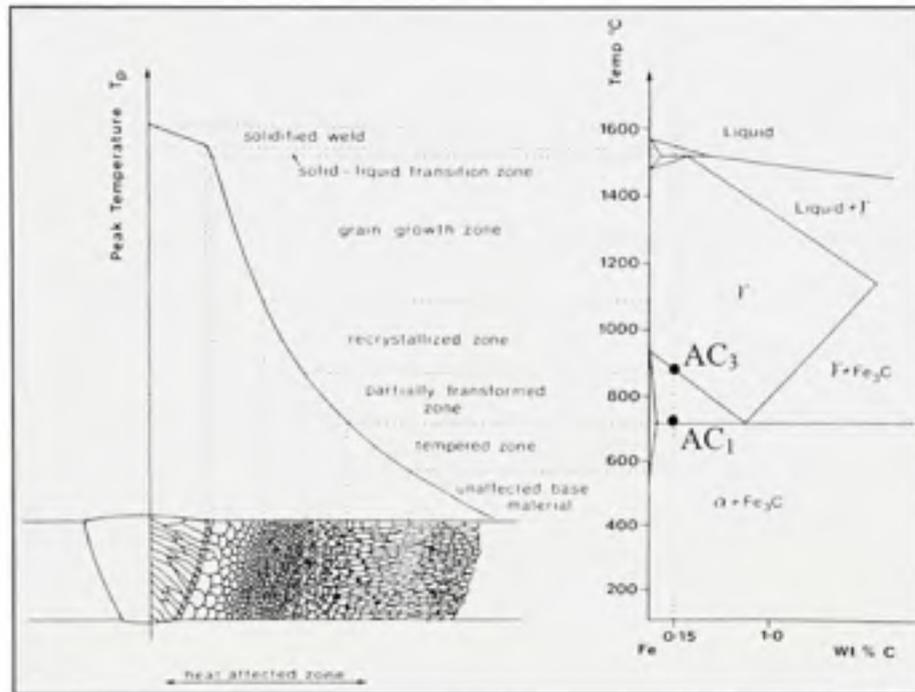
Ceci n'est pas le cas du soudage pour lequel ces transformations se déroulent hors équilibre thermodynamique et donc différemment des précédentes et à des températures de début et de fin de transformation beaucoup plus élevées. La raison est que les vitesses très rapides d'échauffement dues à ce procédé ne permettent pas d'avoir suffisamment de temps pour que s'achèvent les modifications de phases à chaque valeur de température [15]. Toutefois, Easterling [16] propose d'utiliser de tels diagrammes pour prévoir qualitativement les transformations de phases qui s'opèrent pendant l'échauffement. La Figure 1.6 illustre la façon avec laquelle il a établi une correspondance entre le diagramme Fe-C et les températures atteintes dans chaque région de la section transversale d'une pièce soudée. Le métal de base est fait d'acier ordinaire à 0.15 %. Les seuils de température importants de cet acier sont :  $AC_1 \approx 727 \text{ }^\circ\text{C}$  (température de début d'austénitisation),  $AC_3 \approx 830 \text{ }^\circ\text{C}$  (fin d'austénitisation) et le Solidus ( $\approx 1495 \text{ }^\circ\text{C}$ ).

Quatre zones sont observées dans cette section [4]. Premièrement la zone de métal de base, constituée de ferrite (solution solide d'insertion de carbone dans du fer  $\alpha$ ) et de cémentite (carbure de fer :  $Fe_3C$ ), reste in affectée par la chaleur car la température maximale n'y dépasse pas  $AC_1$  ( $727 \text{ }^\circ\text{C}$ ). Toutefois, entre  $600 \text{ }^\circ\text{C}$  et  $AC_1$  certains effets peuvent se produire tels que le revenu et le vieillissement de l'acier (dû au soudage près d'une zone déformée à froid) [4, 14]. Encore appelée zone non affectée, celle-ci représente la majeure partie de la pièce soudée à cause de la localisation de l'apport de chaleur.

La température qui règne dans la zone affectée thermiquement (ZAT) varie entre  $AC_1$  et le solidus ( $\approx 1495 \text{ }^\circ\text{C}$ ). En conséquence, le métal de base ne fusionne pas mais subit quand même des transformations de phases à l'état solide : transformation austénitique ( $\alpha \rightarrow \gamma$ ) qui commence déjà à partir de  $AC_1$ . L'austénite est une solution solide d'insertion de carbone dans le fer  $\gamma$ . L'austénitisation devient totale en  $AC_3$  ( $\approx 830 \text{ }^\circ\text{C}$ ) après quoi, toute trace de la phase antérieure est éliminée [4].

La région où la température de fusion (Liquidus) est dépassée est dite : zone fondue (ZF). Après solidification cette zone devient le cordon de soudure proprement dit. Sa structure

métallurgique dépend du cycle de refroidissement ainsi que de la composition chimique du métal de base et du métal d'apport.



**Figure 1.6** Correspondance diagramme Fe-C et ZAT.

*(Adapté d'Easterling, 1992)*

*Source* : Cette figure est tirée du livre de M. Kenneth Easterling, *Introduction to the physical metallurgy of welding*, p. 126.

Entre la ZF et la ZAT existe une zone très mince appelée : zone de transition. Dans cette zone se déroule la transformation de phase à l'état liquide ( $\gamma \rightarrow \delta$ ) et elle correspond aussi à la surface sur laquelle la solidification du métal fondu débute [14].

Finalement, il faut rappeler que la description donnée de la transformation austénitique n'est que qualitative et ne correspond qu'aux cycles thermiques longs. En réalité les températures  $AC_1$  et  $AC_3$  correspondantes au soudage sont parfois plus grandes que celles des transformations avec diffusion [4].

### 1.3.2.2 Transformations de phase durant le refroidissement

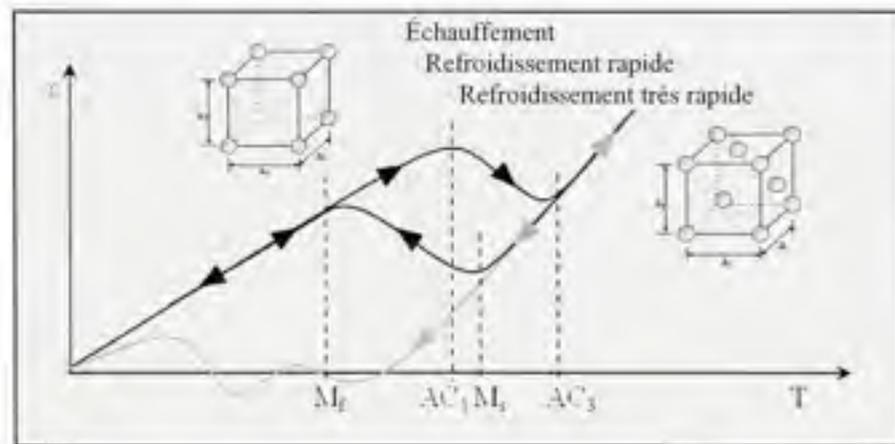
Les conditions de refroidissement influent considérablement sur les transformations métallurgiques que va subir l'acier depuis son état austénitique. Lors des traitements thermiques classiques, où les températures maximales sont relativement basses et où les temps de maintien et de refroidissement sont assez longs, la nature des phases qui naissent suite à ces transformations est totalement décrite par les diagrammes Temps-Refroidissement en Continu (TRC) [4]. Dans le cas du soudage, les vitesses rapides de refroidissement ne peuvent être compatibles avec ces diagrammes d'où la nécessité de recourir à des diagrammes Temps-Refroidissement en Continu adaptés au soudage (TRCS). Ces diagrammes sont obtenus soit par simulation de traitements thermiques, dont les conditions sont proches de celles du soudage, sur des simulateurs spéciaux (par exemple Gleeble et Smitweld) [4], soit par des analyses thermiques mettant en évidence les modifications métallurgiques sur un cordon de soudure réel [8].

Ainsi, lors du soudage l'austénite se transforme en perlite ou en bainite pour des taux de refroidissement bas ou moyen respectivement. La perlite est un agrégat de ferrite et de cémentite. La bainite est aussi un agrégat de ferrite et de cémentite par contre sa structure (en aiguilles) est plus fine que celle de la perlite. Pour des taux de refroidissement élevés, la diffusion des atomes de carbones à travers le réseau cristallin ne peut se dérouler convenablement. Ces atomes se voient alors piégés à l'intérieur de la maille ferritique. Une fois sursaturée en carbone la maille ferritique se déforme pour donner naissance à une nouvelle phase : la martensite [17].

### 1.3.2.3 Changement de volume – Déformation de transformation

Le changement de volume apparaît lors du déroulement des transformations de phases à l'état solide. Ce phénomène peut être mis en évidence par un essai dilatométrique [2] d'une éprouvette métallique soumise à un échauffement au-delà d' $A_{C3}$  suivi d'un refroidissement plus ou moins rapide. Si le matériau de l'éprouvette présente des transformations de phases,

la courbe des déformations thermiques fait apparaître une brutale contraction pendant la transformation austénitique (courbe d'échauffement) bien que la température du matériau continue à augmenter et une brutale dilatation lors de la transformation martensitique (courbes de refroidissement) même si la température continue à diminuer (voir Figure 1.7). Ces deux types de déformations, qui correspondent à la diminution du volume global de l'éprouvette puis à son augmentation, ne peuvent être donc expliquées par l'effet de la température uniquement mais sont aussi liées aux transformations métallurgiques; c'est pourquoi elles sont dites : déformations de transformations.



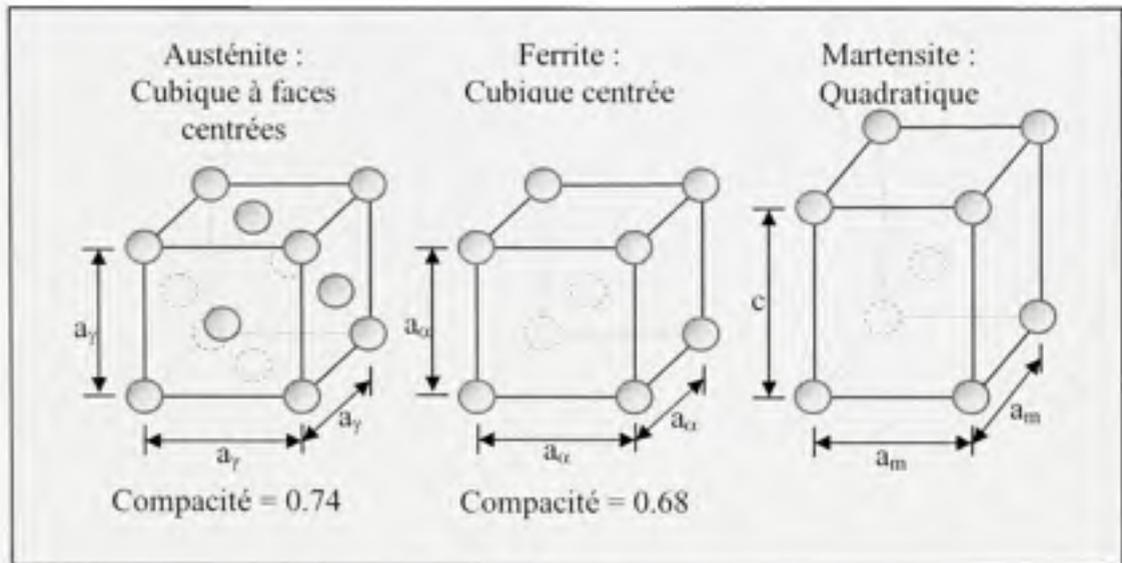
**Figure 1.7** Courbe schématique des déformations thermiques.

*(Adapté de Waeckel et al, 1998)*

En fait, ce changement de volume est dû à la différence entre le volume spécifique de la phase initiale et celui de la phase finale. En effet, la structure cristalline de l'austénite est de type cubique à faces centrées (CFC) alors que pour la ferrite elle est de type cubique centré (CC) (voir Figure 1.8). La maille d'austénite renferme donc plus d'atomes de fer que celle de la ferrite. Conséquemment, pour un même nombre d'atomes, un réseau cristallin construit de mailles CC dispose de plus de mailles que s'il est construit de mailles CFC [17]. En d'autres termes, le réseau en CFC prend moins de volume pour un même nombre d'atomes puisque le nombre de mailles CFC y est moindre. C'est pourquoi la maille CFC est qualifiée de plus compact ou autrement dit son volume spécifique est plus petit. En fin de compte, le changement de volume est dû à la différence de compacité entre la phase

initiale et la phase finale [9, 14, 17]. Les valeurs indiquées sur la Figure 1.8 des compacités de la maille CFC et de la maille CC sont obtenues en utilisant la formule suivante :

$$\text{Compacité} = \frac{\text{Volume de la maille occupé par les atomes}}{\text{Volume total de la maille}}$$



**Figure 1.8** Types de mailles élémentaires.

#### 1.3.2.4 Phénomène d'hystérésis

Il est établi maintenant que le refroidissement rapide des pièces soudées est responsable de l'apparition de la martensite. De plus, la température  $M_s$  marquant le début de cette transformation est plus petite que celle d'austénitisation totale ( $AC_3$ ). La valeur de  $M_s$  est d'autant plus petite que le taux de refroidissement est plus grand. La différence entre  $M_s$  et  $AC_3$  est à l'origine de l'apparition de l'hystérésis dans la courbe des déformations thermiques (voir Figure 1.7). Si par contre, l'échauffement et le refroidissement sont infiniment lents, une seule transformation réversible aura lieu [2]. Les courbes d'échauffement et de refroidissement seront alors confondues et l'hystérésis disparaîtra.

### **1.3.2.5 Chaleurs latentes**

La quantité de chaleur échangée lors de la transition d'un corps pur d'un état à un autre, à température et pression constantes, est dite chaleur latente. Dans le cas du soudage, les chaleurs latentes peuvent aussi être associées aux transitions solide  $\rightarrow$  solide et solide  $\rightarrow$  liquide qui se produisent durant l'échauffement [18]. Chacune de ces transitions s'accompagne alors d'une absorption de chaleur latente. Lors des transitions inverses (durant le refroidissement) un dégagement de chaleur s'opère [17, 19]. La chaleur latente due à la transformation de phase à l'état solide est la plus faible [9] et par conséquent a un effet moindre sur le champ transitoire des températures [18, 20]. C'est pourquoi, certains auteurs la négligent et ne prennent en compte que celle correspondant au changement de phase à l'état liquide [9].

## **1.3.3 Phénomènes mécaniques**

### **1.3.3.1 Plasticité de transformation**

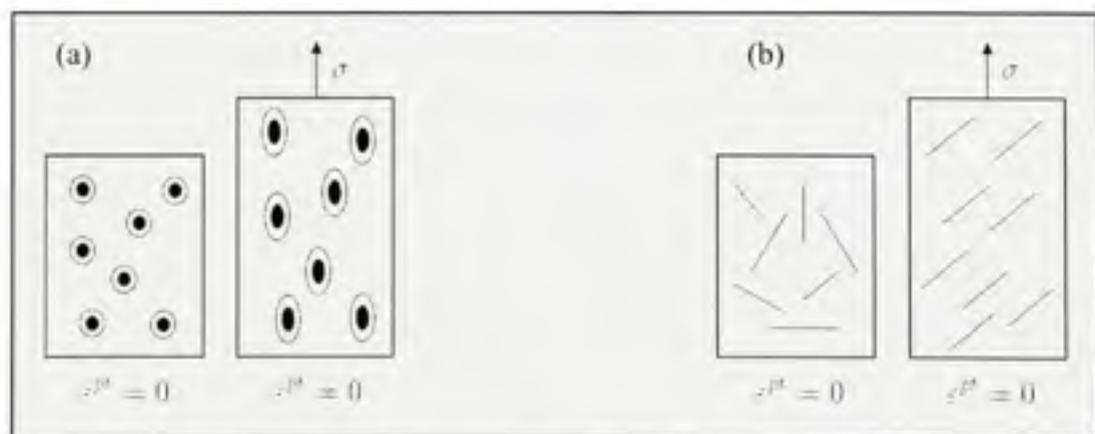
Lors des transformations de phases à l'état solide et en présence de contraintes externes mêmes inférieures à la limite élastique de la phase la plus faible (à la température considérée), une déformation plastique macroscopique se crée et s'ajoute à la déformation de transformation due au changement de volume. Cette déformation est appelée : déformation de plasticité de transformation

Le premier mécanisme responsable de la plasticité de transformation, dit : mécanisme de Greenwood-Johnson, s'explique par le fait que la différence de volume, entre les régions de la phase initiale et celles de la nouvelle phase, crée un état de contrainte interne qui provoque à son tour des déformations plastiques microscopiques des premières régions et éventuellement des deuxièmes aussi [21]. Ces déformations ont des orientations aléatoires et n'ont donc aucune valeur sensible à l'échelle macroscopique [19]. La présence d'une

contrainte externe, par contre, va les orienter dans sa direction ce qui permet leur accumulation en une déformation plastique macroscopique (voir Figure 1.9-a).

Le mécanisme de Magee quant à lui rend compte de la plasticité de transformation qui s'opère durant la transformation martensitique. La martensite se crée sous forme de plaquettes, orientées aléatoirement, à l'intérieur de la phase austénitique. Des contraintes de cisaillement naissent alors entre les deux phases à cause de la différence de leurs propriétés thermomécaniques. L'effet macroscopique de cet état de contrainte reste isotrope sauf si une contrainte externe est appliquée [21]. Dans ce cas, celle-ci va donner aux plaquettes de martensite une orientation privilégiée ce qui engendre une déformation plastique macroscopique (voir Figure 1.9-b).

À noter finalement que la transformation de phase inverse n'annule pas la déformation de plasticité de transformation, c'est pourquoi celle-ci est qualifiée d'irréversible [19].



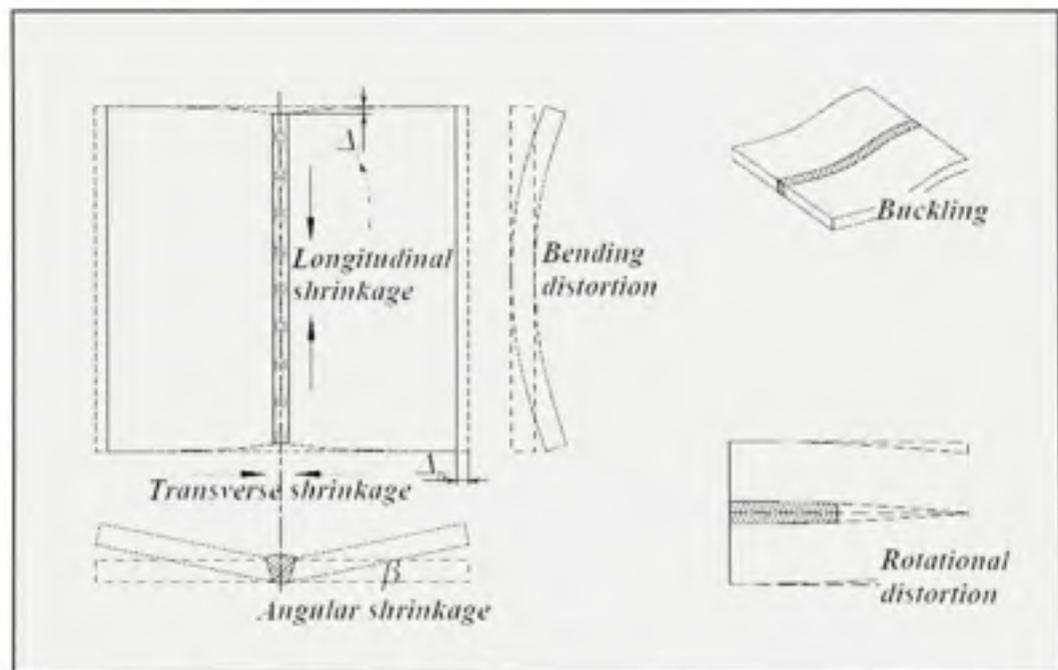
**Figure 1.9 Mécanismes de la plasticité de transformation.**

*(Tiré de Saint-Germain, 2006)*

*Source* : Cette figure schématique est tirée de la thèse de M. Benoît Saint-Germain, *Étude expérimentale et théorique des distortions des structures mécano-soudées*, p. 23. La thèse a été présentée à Paris dans le cadre du Doctorat en mécanique et matériaux de l'École centrale des arts et manufactures.

### 1.3.3.2 Contraintes résiduelles et retraits

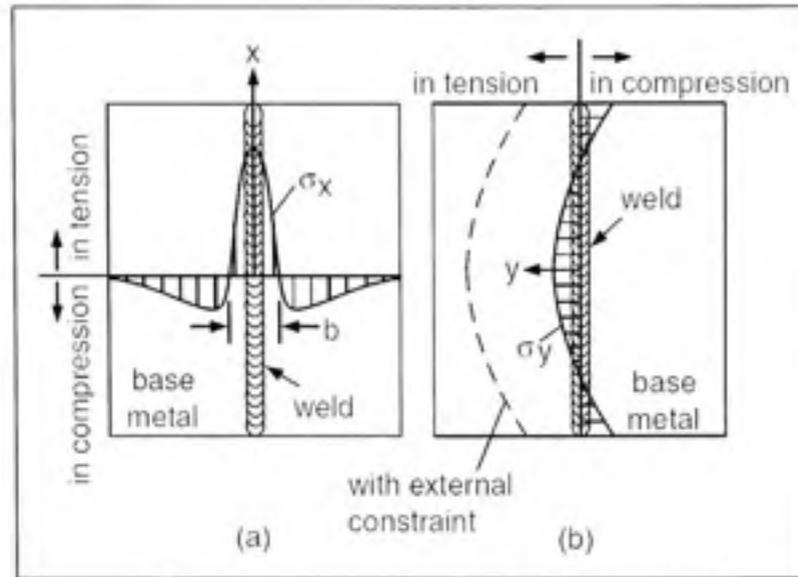
L'expérience montre que les opérations de soudage génèrent différents types de contraintes résiduelles et de retraits. En théorie, ces deux phénomènes mécaniques peuvent exister l'un en l'absence de l'autre ce qui n'est pas le cas du soudage. En effet, pratiquement tout assemblage soudé fait apparaître à la fois des déformations et des contraintes permanentes. Les contraintes résiduelles et les retraits sont dus aux phénomènes thermiques et métallurgiques mis en jeu dans la pièce soudée. Les principaux types de déformations résiduelles sont [5]: les rétrécissements longitudinal et transversal, la flexion de distorsion, le flambement, la distorsion en V et la rotation de distorsion (voir Figure 1.10).



**Figure 1.10** Types de retraits dus au soudage.

(Tiré de Pilipenko, 2001)

Source : Cette figure schématique est tirée de la thèse de M. Artem Pilipenko, *Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multi-electrode submerged arc welding*, p. 31. La thèse a été présentée à Trondheim, en Norvège dans le cadre du Doctorat en Design et technologie des matériaux de l'Université norvégienne des sciences et technologies.



**Figure 1.11 Contraintes résiduelles dues au soudage.**

(Tiré de Sindo, 2003)

Source : Cette figure est tirée du livre de M. Sindo Kou, *Welding metallurgy*, p. 125.

La Figure 1.11 montre l'allure typique des courbes de contraintes résiduelles dues au soudage en l'absence de changement de phase. Les contraintes résiduelles longitudinales le long de la ligne transversale centrale de la plaque sont montrées sur la figure (a) et les contraintes résiduelles transversales le long du cordon de soudure sont montrées sur la figure (b).

### 1.3.3.3 Origine thermique des contraintes résiduelles et des retraits

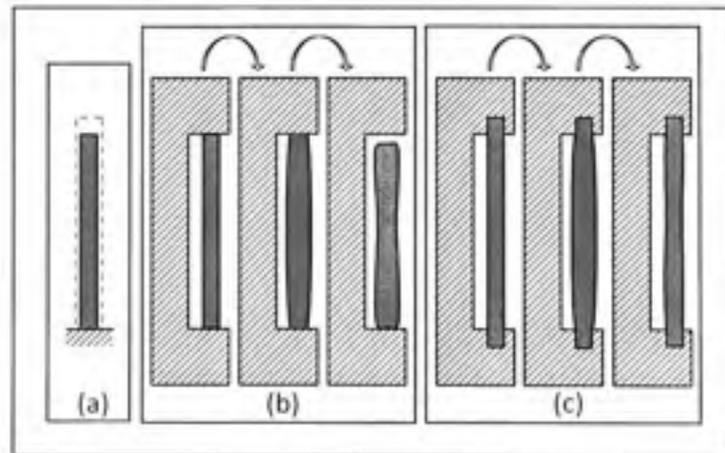
L'influence des variations de température peut être mise en évidence en assimilant le cordon de soudure à un barreau de fer (exemple inspiré de [12]) pour qui plusieurs cas se présentent:

- (a) Si le barreau est libre de tout bridage et chauffé en même temps à travers tout son volume à partir d'une température initiale et ensuite refroidi jusqu'à cette température alors les dilatations élastiques engendrées par l'échauffement seraient exactement égales aux contractions (élastiques aussi) dues au refroidissement. En fin de compte, aucunes déformations ou contraintes résiduelles ne seront observés sur ce barreau (voir Figure 1.12-a).

Si le chauffage ne s'effectue pas en même temps (par exemple, chauffer une des faces verticale du barreau), alors les parties encore froides du barreau joueront le rôle d'auto-bridage et des déformations plastiques de compression apparaîtront après une certaine valeur de température. À la fin du refroidissement, le barreau apparaîtra courbé. Par contre, aucune contrainte résiduelle n'est engendrée.

- (b) Le barreau est inséré dans un col de cygne rigide de façon à gêner ses dilatations longitudinales et le laisser libre de se contracter. Si le barreau est chauffé en même temps à travers tout son volume à partir d'une température initiale ensuite refroidi jusqu'à cette température alors, après un certain seuil de température où la limite d'écoulement est dépassée, des déformations plastiques de compressions apparaissent. Ceci conduit, après refroidissement, à un retrait longitudinal mais sans contraintes résiduelles (voir Figure 1.12-b).

Si le col de cygne était moins rigide le retrait aurait été moindre.



**Figure 1.12 Barreau de fer soumis à un cycle thermique.**

*(Adapté de Berthet, 1988)*

- (c) Le barreau est empêché à la fois de se dilater et de se rétrécir par le col de cygne rigide. S'il est chauffé en même temps à travers tout son volume à partir d'une

température initiale et ensuite refroidi de la même manière jusqu'à cette température alors aucune déformation longitudinale n'est observée mais par contre des contraintes résiduelles de traction apparaissent à la fin du refroidissement (voir Figure 1.12-c).

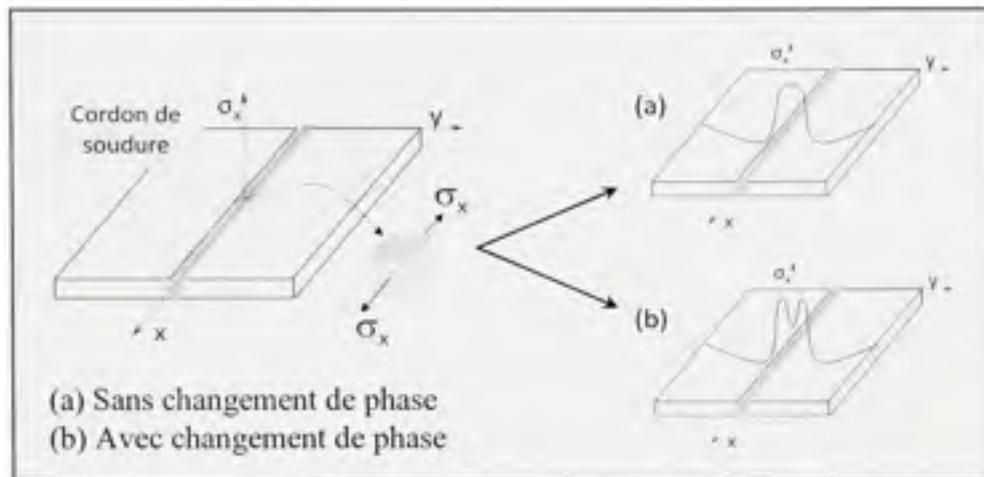
Pour le dernier cas, si le col de cygne était moins rigide, alors une certaine valeur de retrait apparaîtra ce qui diminuerait la valeur des contraintes résiduelles. Ceci est similaire avec ce qui se passe lors du soudage. En effet, durant l'échauffement, la dilatation du cordon de soudure est retenue par les parties froides de la pièce. Les contraintes de compression qui en sont engendrées augmentent avec la température jusqu'à atteindre la limite d'écoulement du matériau (laquelle aura diminuée entre-temps suite à l'augmentation de la température), après quoi des déformations plastiques de compressions apparaissent. Ce phénomène d'auto-bridage est encore observé durant la période de refroidissement où le rétrécissement du cordon est retenu par ces mêmes parties encore relativement froides de la pièce. Les déformations plastiques de traction qui apparaissent alors ne compensent pas celles de compression à cause de la dissymétrie du cycle thermique. En conséquence, à la fin du refroidissement, en plus des retraits qui subsistent, particulièrement longitudinaux, le cordon de soudure sera soumis à des contraintes résiduelles de traction et, par principe d'équilibre, le reste de la pièce à des contraintes de compression [5] (voir Figure 1.11-a).

#### **1.3.3.4 Origine métallurgique des contraintes résiduelles et des retraits**

Outre leur origine purement thermique, les contraintes résiduelles et les retraits sont grandement influencés par les transformations métallurgiques. Particulièrement, trois phénomènes reflètent cette influence: la déformation de transformation, la plasticité de transformation et la variation des propriétés mécaniques du matériau suivant la composition métallurgique.

La déformation de transformation et la plasticité de transformation, en particulier, contribuent grandement à la diminution des retraits longitudinaux des zones surchauffées

des pièces soudées [19]. Ceci a pour effet de réduire les contraintes résiduelles de traction longitudinale qui agissent sur ces zones. La Figure 1.13 montre schématiquement l'allure des courbes de telles contraintes selon que le matériau présente ou non des transformations de phases.



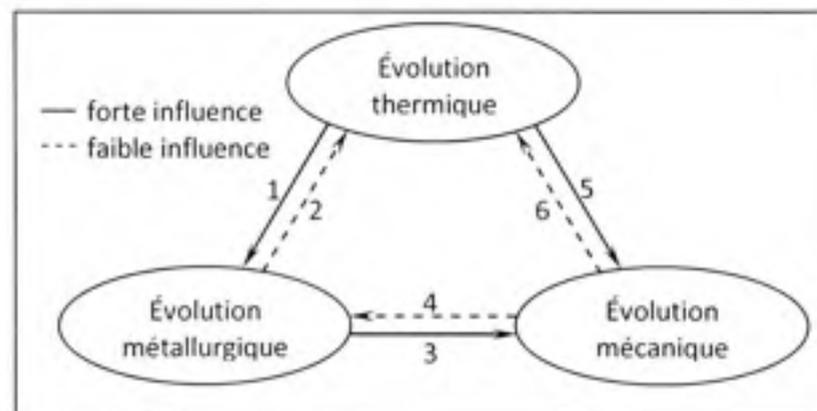
**Figure 1.13** Courbes schématiques des contraintes résiduelles longitudinales.

#### 1.4 Couplages des évolutions thermiques, métallurgiques et mécaniques

Plusieurs phénomènes reflétant les interactions entre les évolutions thermiques, métallurgiques et mécaniques du matériau lors du soudage ont déjà été exposés, notamment, les variations des propriétés mécaniques et métallurgiques en fonction des températures, les déformations de transformation, les dilatations thermiques et la plasticité de transformation. La Figure 1.14 schématise, en guise de résumé, les couplages plus ou moins considérables qui existent entre ces trois évolutions physiques et dont l'explication est comme suit:

- (1) Le champ de températures provoque les transformations de phases et les modifications microstructurales;
- (2) L'absorption et le dégagement des chaleurs latentes fait varier le champ de températures. En outre, les propriétés thermiques changent en fonction de la composition métallurgique (ZAT);

- (3) Les propriétés élastique et plastique du matériau, varient avec les modifications des compositions métallurgiques. De plus, aux déformations thermiques s'ajoutent les déformations de transformations et les déformations de plasticité de transformation;
- (4) Les états de contraintes font varier les cinétiques des modifications microstructurales et les températures auxquelles elles interviennent;
- (5) Le champ de températures provoque les déformations thermiques. D'autre part, les propriétés mécaniques sont fonction des températures;
- (6) Les déformations mécaniques, qui s'accompagnent par un dégagement de chaleur (dissipation intrinsèque), font varier les conditions thermiques aux frontières (gain et perte en chaleur) [22].



**Figure 1.14 Phénomènes dus au soudage et leurs interactions.**

*(Adapté de Goldak, 2005)*

Cette énumération reflète la complexité de la modélisation du soudage tout en montrant, néanmoins, que certains couplages peuvent être négligés dans une première approche vu leur impact mineur sur les résultats ciblés. Ainsi, pour la présente étude, les couplages pris en compte sont :

- L'absorption et le dégagement des chaleurs latentes grâce à la modification de la courbe de la capacité calorifique;

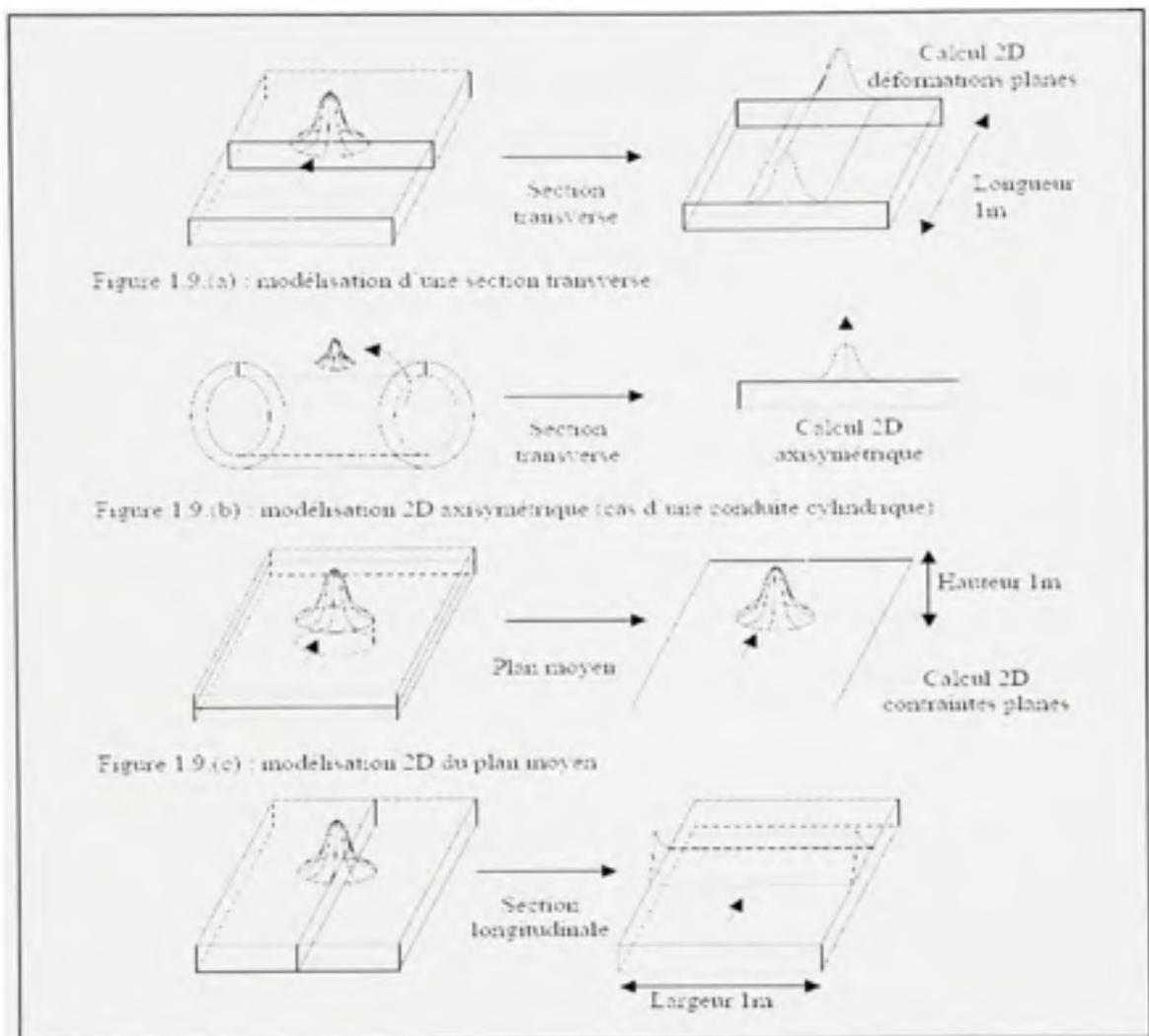
- L'effet des déformations de transformation (dues au changement de volume) sur les contraintes résiduelles par la modification de la courbe du CDT;
- L'influence de l'évolution thermique sur l'évolution structurale par l'application du champ de températures et la variation des propriétés mécaniques en fonction des températures.

## 1.5 Simulation du soudage

### 1.5.1 Types de résolution

Durant son déplacement, la torche introduit de la chaleur et de la matière dans tout le volume représentant le bain de fusion. Pour simuler le soudage, une discrétisation tridimensionnelle est alors nécessaire afin de tenir compte fidèlement des évolutions thermiques, métallurgiques et mécaniques qui s'opèrent en tout point à l'intérieur du volume de la ZAT. Il est à noter que ces trois évolutions dépendent de la vitesse de déplacement de la torche. C'est pourquoi, une discrétisation temporelle doit accompagner la discrétisation spatiale 3D [4, 10]. Une telle résolution du problème de soudage est qualifiée alors de 3D transitoire. Bien qu'elle soit la plus précise, la résolution 3D transitoire nécessite des temps de calculs et des capacités de mémoire énormes ce qui n'est particulièrement pas apprécié.

Par contre, si la vitesse de déplacement de la torche est constante, son effet est alors négligé et ainsi, la forme du solide thermique entourant la source de chaleur peut être considérée comme étant la même quelque soit la position de cette source le long du joint soudé [4]. Le problème est alors décrit indépendant du temps et sa résolution est appelée: 3D quasi-stationnaire. Ce type de résolution est employé souvent pour caler les résultats numériques avec ceux obtenus expérimentalement en modifiant les caractéristiques de la source de chaleur dans la simulation [10].



**Figure 1.15** Types de modélisations du soudage.

(Tiré de Depradeux, 2004)

Source : Cette figure est tirée de la thèse de M. Lionel Depradeux, *Simulation numérique du soudage – Acier 316L*, p. 25. La thèse a été présentée à Lyon en France dans le cadre du Doctorat en génie civil de l'École doctorale des sciences de l'ingénieur de Lyon.

Enfin, il est aussi possible de modéliser le soudage, selon un régime quasi-stationnaire, en réduisant la discrétisation spatiale 3D à une discrétisation 2D. Le cordon de soudure est considéré dans ce cas comme étant déposé simultanément sur toute la longueur du joint et ainsi, seule une section (longitudinale, transversale ou plane), qui lui est perpendiculaire, est discrétisée (voir Figure 1.15).

Les comparaisons faites entre les simulations 2D et 3D ont montrés la bonne représentativité de l'approche bidimensionnelle, bien que celle-ci soit basée sur des approximations assez poussées [22]. Pratiquement, les simulations 2D sont souvent utilisées pour la modélisation du soudage multipasses [10].

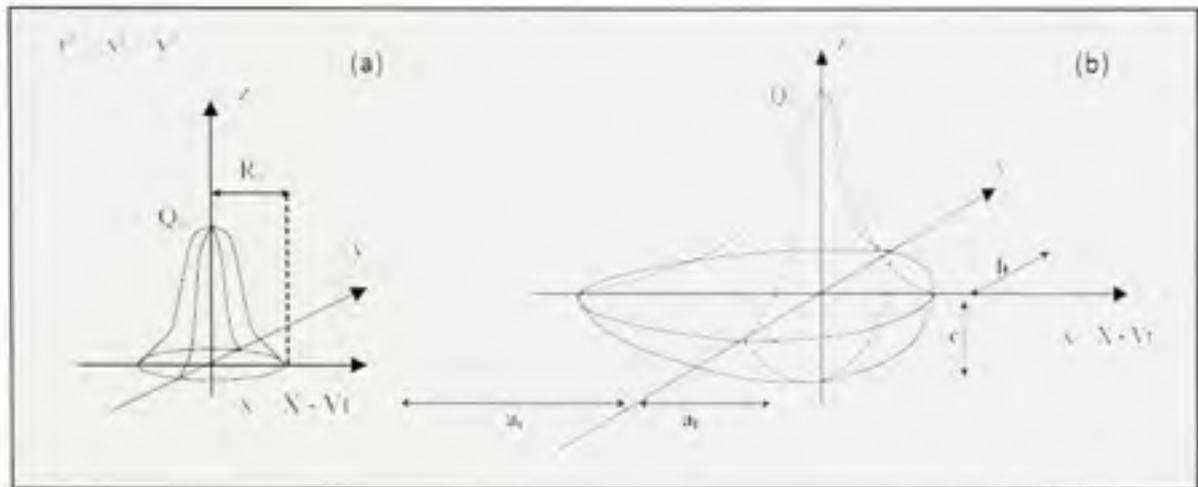
### **1.5.2 Modélisation du transfert de chaleur**

Le transfert de chaleur peut être modélisé selon deux manières [22-23]. Premièrement, par imposition de cycles thermiques à tous les nœuds faisant partie du maillage du cordon de soudure. Les caractéristiques de ces cycles thermiques sont obtenues par calculs analytiques, comme ceux proposés par Rosenthal [24]. La source de chaleur est considérée alors comme étant ponctuelle et se déplaçant à une vitesse constante selon un régime quasi-stationnaire [4]. À noter que cette approche est plus simple à appliquer quand il s'agit de résolutions 2D.

La deuxième méthode, la plus utilisée en fait, consiste en l'application, sur le maillage (2D ou 3D) du cordon de soudure, d'une source de chaleur qui sera traduite, après calcul numérique, en températures aux nœuds. La source de chaleur est alors modélisée selon une répartition temporelle (dans le cas du régime transitoire) et spatiale. La répartition spatiale adoptée au début par les auteurs était une répartition surfacique (voir Figure 1.16-a). En effet, un flux de chaleur, de distribution gaussienne, est appliqué aux surfaces extérieures du maillage à travers une aire de surface donnée (circulaire ou double demi-ellipse). La répartition surfacique de la chaleur est particulièrement intéressante lorsqu'il s'agit de pièces de faibles épaisseurs (notamment les tôles minces) du fait du temps de calcul relativement faible qu'elle permet et des erreurs acceptables qu'elle engendre dans les résultats.

Par la suite, Goldak et al [25] ont proposé une répartition volumique de la source de chaleur (chaleur générée dans un double ellipsoïde) afin de tenir compte de l'effet de pénétration de l'arc dans le bain fondu. Plusieurs autres modèles plus récents ont été proposés afin de

répondre aux particularités de chaque type de soudage, cependant celui de Goldak & al demeure généralement le plus utilisé (voir Figure 1.16-b).



**Figure 1.16 Répartition surfacique (a) et volumique (b) du flux de chaleur.**

*(Tiré et adapté de Depradeux, 2004)*

*Source* : Cette figure est tirée et adaptée de la thèse de M. Lionel Depradeux, *Simulation numérique du soudage – Acier 316L*, p. 30 et 32. La thèse a été présentée à Lyon en France dans le cadre du Doctorat en génie civil de l'École doctorale des sciences de l'ingénieur de Lyon.

### 1.5.3 Types d'analyse

La réalité du soudage est très complexe due à la complexité des phénomènes physiques qui entrent en jeu dans la ZAT ainsi que leurs interactions. Il est alors pratiquement impossible de prendre en considération tous les aspects complexes de cette réalité lors de sa modélisation. C'est pourquoi, afin de pouvoir simuler facilement le soudage, différentes hypothèses et approches ont été adoptées par les auteurs dans le but d'approximer, de façon plus ou moins précise, cette réalité. En premier lieu, pour l'évolution métallurgique, seules les transformations microstructurales sont prises en compte du fait de leur influence considérable sur le comportement mécanique du matériau [2, 26]. D'autre part, l'échauffement dû aux déformations mécaniques est négligeable comparé à l'énorme énergie que procure la source de chaleur. Ceci permet de ne pas prendre en compte

l'influence des états mécaniques sur les températures aux nœuds [2-4, 6-7]. De même, on néglige l'influence des évolutions mécaniques sur celles métallurgiques, reflétée par la modification des vitesses de transformations par l'état de contraintes [2].

En considérant ce qui précède, la présence de transformations microstructurales oblige certains auteurs à adopter une analyse couplée thermo-métallurgique pour l'obtention du champ transitoire des températures et l'appliquer ensuite au modèle structural [26]. En l'absence d'évolution microstructurale, l'aspect métallurgique du soudage est négligé dans la simulation [3, 6-7, 27-28]. Ceci permet d'effectuer uniquement une analyse séquentielle thermomécanique où le champ transitoire des températures est d'abord obtenu à partir d'une analyse thermique puis appliqué par la suite comme chargement lors de l'analyse structurale.

## **1.6 But de la recherche**

L'objectif de ce projet d'étude est de proposer une approche plus simplifiée que celles énumérées dans le précédent paragraphe et donc plus rapide pour tenir compte de l'effet des transformations microstructurales sur les contraintes résiduelles dues au soudage. L'hypothèse principale adoptée est de remplacer l'effet du changement de volume par l'implémentation d'une courbe modifiée du coefficient de dilatation thermique. La modification apportée concerne les courbes de refroidissement du CDT.

À noter finalement que la revue incessante de la littérature a permis de trouver, juste après avoir obtenus des résultats satisfaisants pour cette étude, un article où les auteurs, Taljat et al. [35], ont adopté la même approche, à savoir la modification du coefficient de dilatation thermique pour approximer l'effet du changement de volume. Cependant, quelques différences avec leur étude sont à citer:

- Leur travail a été appliqué au soudage par points alors que la présente étude concerne le soudage bout à bout de deux plaques;

- Aucune précision n'a été donnée concernant les courbes de refroidissement des éléments dont la température maximale se situe entre  $AC_1$  et  $AC_3$ . Dans notre simulation, une courbe interpolée de refroidissement est déterminée pour chaque élément de cette catégorie.

## CHAPITRE 2

### MODÉLISATION DU SOUDAGE

L'objectif de ce chapitre est de présenter les différentes procédures et hypothèses qui ont conduit à l'élaboration du modèle simulant le soudage en vue de prédire les contraintes résiduelles engendrées dans les pièces soudées.

L'acier utilisé présente des transformations de phases durant le cycle thermique du soudage ce qui influe sur les contraintes résiduelles à travers les déformations de transformation, la plasticité de transformation et les modifications de la composition métallurgique. Toutefois, à part l'effet des déformations de transformation, qui sera approximé par l'effet que génère la courbe modifiée du CDT sur ces contraintes, les deux autres phénomènes ne seront pas pris en compte rendant ainsi possible l'omission de l'analyse métallurgique. En d'autres termes, seule une analyse séquentielle thermostructurale est effectuée pour simuler ce procédé industriel.

Pour application, un modèle d'éléments finis est élaboré, grâce au logiciel commercial Ansys®, pour modéliser le procédé de soudage de deux plaques planes faites en acier au carbone A516.

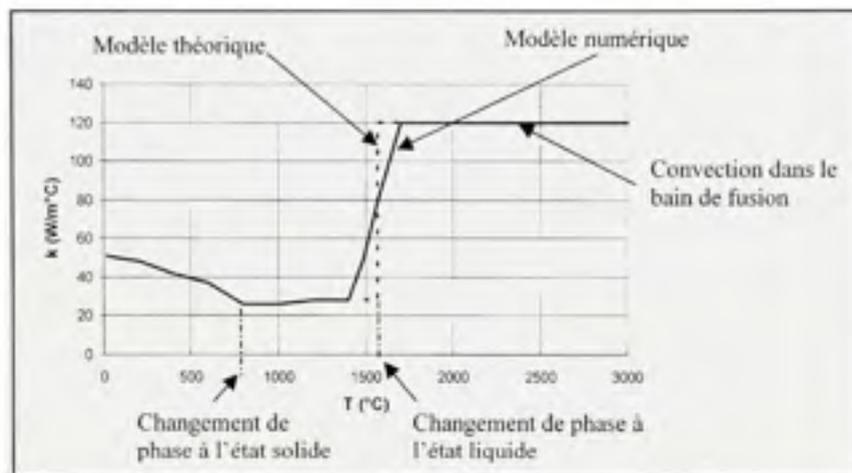
#### **2.1 Modélisation du matériau**

Par hypothèse, les valeurs des propriétés thermomécaniques du matériau dans le cas du soudage sont les mêmes que celles obtenues grâce aux traitements thermiques classiques en introduisant, quand même, quelques modifications sur certaines d'entre elles afin de tenir compte de certains phénomènes tels les chaleurs latentes et la convection dans le bain de fusion. Les propriétés thermomécaniques du A516 sont obtenues de [29].

## 2.1.1 Propriétés thermiques

### 2.1.1.1 Conductivité thermique

La conductivité thermique quand à elle diminue avec l'élévation de la température jusqu'à atteindre sa valeur minimale au début de la transformation austénitique, après quoi, elle se stabilise légèrement jusqu'au solidus (voir Figure 2.1).



**Figure 2.1** Conductivité thermique ( $\lambda$ ).

(Tiré de Morin, 2006)

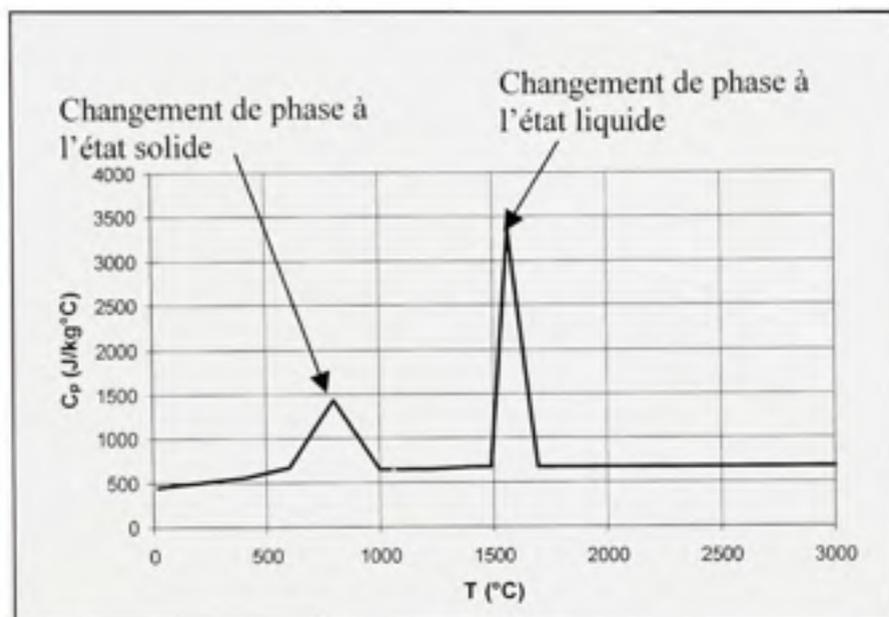
Source : Cette figure sous forme de graphique est tirée du mémoire de M. Olivier Morin, *Calcul des contraintes résiduelles dues au soudage par la méthode des éléments finis*, p. 22. Le mémoire a été présenté à Montréal dans le cadre de la Maîtrise en génie mécanique de l'École de technologie supérieure.

Entre le solidus et le liquidus, elle atteint rapidement presque cinq fois sa valeur. Les auteurs introduisent cette brève et importante augmentation, durant le changement de phase à l'état liquide, pour tenir compte du transfert de chaleur par convection du métal fondu dans le bain de fusion.

### 2.1.1.2 Capacité calorifique

Deux pics importants caractérisent la courbe de la capacité calorifique, l'un durant le changement de phase à l'état solide et l'autre durant le changement de phase à l'état liquide

(voir Figure 2.2). Ces deux pics sont introduits pour tenir compte des chaleurs latentes qui sont absorbées lors de l'échauffement ou dégagées lors du refroidissement.



**Figure 2.2** Capacité calorifique (Cp).

(Tiré de Morin, 2006)

Source : Cette figure sous forme de graphique est tirée du mémoire de M. Olivier Morin, *Calcul des contraintes résiduelles dues au soudage par la méthode des éléments finis*, p. 23. Le mémoire a été présenté à Montréal dans le cadre de la Maîtrise en génie mécanique de l'École de technologie supérieure.

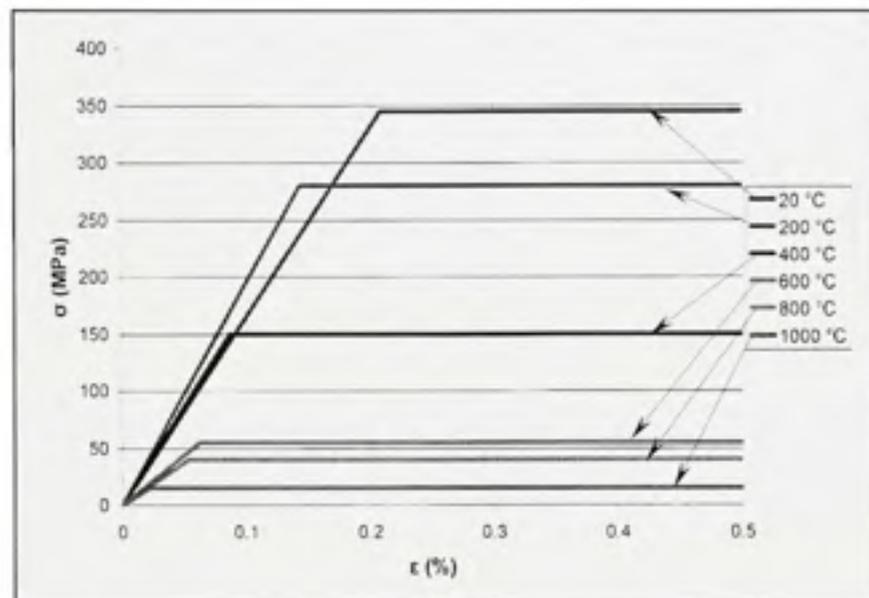
### 2.1.1.3 Densité

Même si elle devrait diminuer légèrement avec l'augmentation de la température [5], à cause notamment de la dilatation du métal [30], la densité du matériau ( $\rho$ ) est considérée par presque tous les auteurs comme étant constante durant tout le processus du soudage. Pour l'acier A516 la valeur de la densité est égale à  $7860 \text{ kg/m}^3$ .

## 2.1.2 Propriétés mécaniques

### 2.1.2.1 Contraintes d'écoulement vs déformation

Le modèle de matériau est considéré comme étant élastique-parfaitement plastique (voir Figure 2.3).



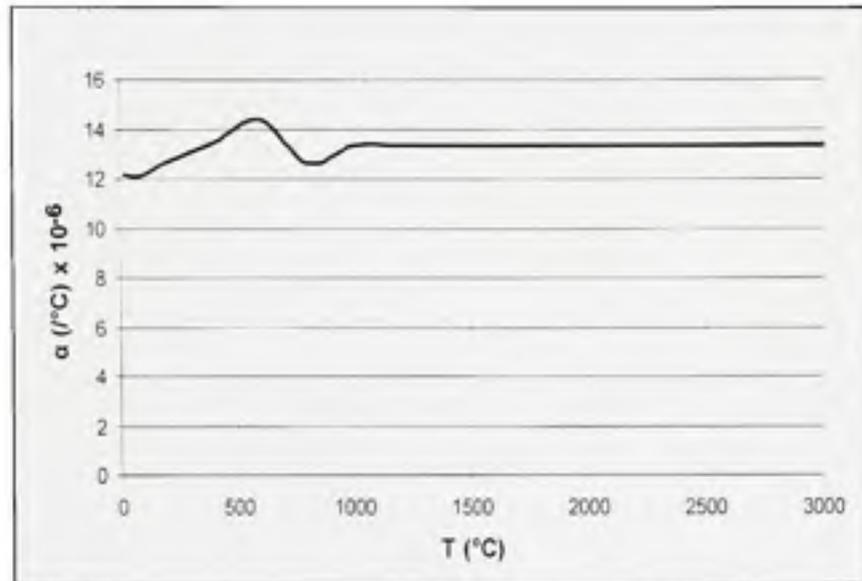
**Figure 2.3** Contrainte d'écoulement vs déformation.

(Tiré de Morin, 2006)

Source : Cette figure sous forme de graphique est tirée du mémoire de M. Olivier Morin, *Calcul des contraintes résiduelles dues au soudage par la méthode des éléments finis*, p. 26 Le mémoire a été présenté à Montréal dans le cadre de la Maîtrise en génie mécanique de l'École de technologie supérieure.

### 2.1.2.2 Coefficient de dilatation thermique (CDT)

La courbe originale du coefficient de dilatation thermique (désigné aussi par  $\alpha$ ) en fonction des températures est montrée sur la Figure 2.4. Les deux changements consécutifs de la pente de la courbe, aux températures marquant le début et la fin de la transformation austénitique, sont dus au changement de volume qui s'opère lors de cette transformation.



**Figure 2.4** Courbe originale du CDT.

*(Tiré de Morin, 2006)*

*Source* : Cette figure sous forme de graphique est tirée du mémoire de M. Olivier Morin, *Calcul des contraintes résiduelles dues au soudage par la méthode des éléments finis*, p. 26 Le mémoire a été présenté à Montréal dans le cadre de la Maîtrise en génie mécanique de l'École de technologie supérieure.

## 2.2 Simulation du soudage

Le soudage est donc simulé dans cette étude par une analyse séquentielle thermostructurale, où le champ transitoire de températures est d'abord obtenu à l'aide d'une analyse thermique pour être appliqué ensuite, en tant que chargement, dans l'analyse structurale. Chacune des deux analyses est effectuée en deux temps. Le premier correspond au passage de la torche le long de la plaque et le deuxième, nécessaire au refroidissement de la pièce, est choisi suffisamment grand pour qu'à la fin, la température en tout point de la plaque soit très proche de celle ambiante.

Le déplacement de la torche s'effectue de façon continue le long du cordon de soudure. Le nombre de points sur lesquels elle se positionne est donc infini. Lors de la simulation, le nombre de ces points doit être limité ce qui contraint à simuler le déplacement par des « sauts » de la torche d'un point à un autre le long de la plaque. Ces points correspondent aux

nœuds des éléments du maillage suivant l'axe de soudure. La précision de l'approximation est d'autant plus grande que le nombre de points (nœuds) est plus grand.

## **2.2.1 Analyse thermique**

### **2.2.1.1 Paramètres du procédé de soudage**

Les valeurs des différents paramètres du procédé de soudage (tel le voltage et l'ampérage) utilisés initialement ont été tirées de [29]. Cependant, avec ces valeurs, les températures moyennes des éléments (utilisées comme chargement lors de l'analyse structurale) demeuraient faibles. C'est pourquoi, les valeurs de ces paramètres ont été ajustées raisonnablement afin que les températures moyennes atteignent un seuil qui concorde avec la réalité du soudage.

### **2.2.1.2 Temps de passage de la torche.**

Le temps de passage de la torche d'un nœud à un autre le long de la plaque est égal à la distance séparant ces deux nœuds (longueur de l'élément) divisée par la vitesse de déplacement :

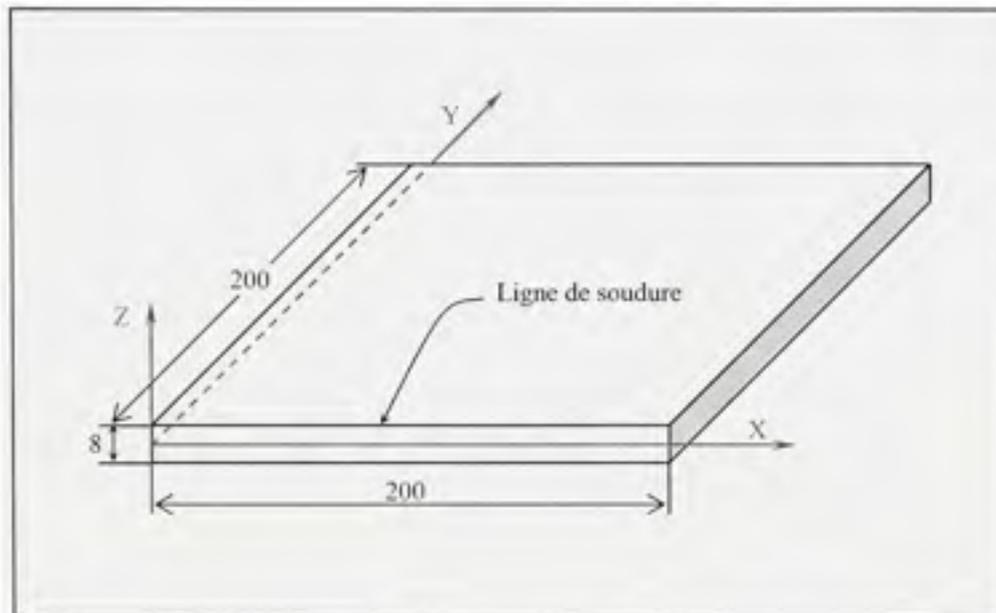
$$dt = dx / V \quad (2.1)$$

Étant donné qu'un temps de calcul est nécessaire pour chaque nœud sur lequel se positionne la torche, le temps total de soudage est égal au temps d'un pas de calcul multiplié par le nombre de nœuds (et non pas le nombre de pas de calcul).

### **2.2.1.3 Géométrie des pièces à souder**

La géométrie des deux pièces à souder est choisie la plus simple possible, en l'occurrence une plaque plane, afin d'éliminer tout risque de non-convergence des calculs due à la complexité géométrique. Les dimensions retenues pour chaque plaque sont 0.2 m x 0.2 m

mais du fait de leur symétrie par rapport à la ligne de soudure, seule une plaque est discrétisée ce qui réduit notablement le temps de calcul (voir Figure 2.5).



**Figure 2.5** Dimensions de la plaque à souder.

#### 2.2.1.4 Type d'élément

Le maillage de la plaque est réalisé en utilisant des éléments de type coque. Ce type d'élément permet d'effectuer des résolutions tridimensionnelles avec seulement une seule couche d'éléments suivant l'épaisseur ce qui réduit considérablement les temps d'exécution du modèle. Cependant, lorsque les plaques soudées sont considérées comme étant épaisses (supérieure à 15 mm), la conduction de la chaleur suivant l'épaisseur n'est pas bien prise en compte du fait que cet élément ne dispose que d'une couche unique de points d'intégrations. Son utilisation donnerait alors une distribution incorrecte des températures, plus particulièrement selon l'épaisseur. Pour des plaques minces, comme c'est le cas de notre pièce, le problème ne se pose pas puisque la conduction de la chaleur se fait principalement suivant le plan. Toutefois, un inconvénient persiste pour ce type d'élément: Il est impossible d'utiliser la distribution de Goldak pour le transfert de chaleur car il est impossible d'appliquer une chaleur générée pour ce type d'élément.

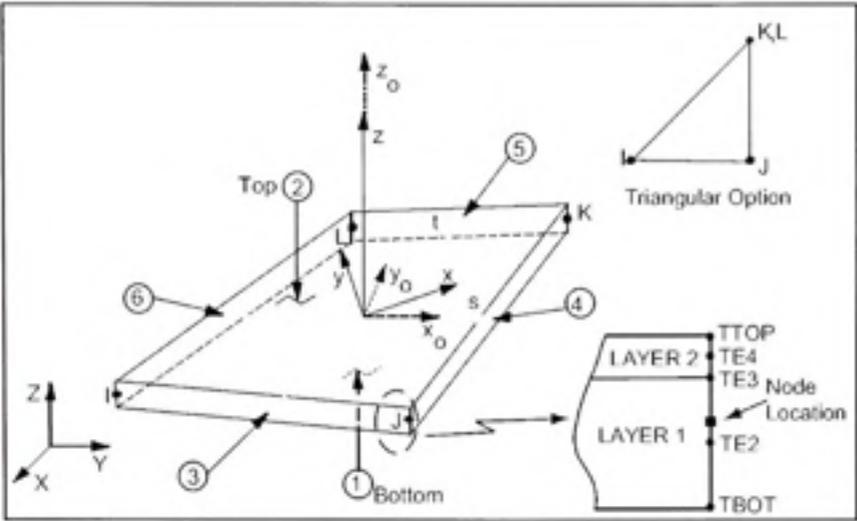


Figure 2.6 Élément coque thermique (SHELL131).

(Tiré de la documentation d'ANSYS 10.0, 2005)

Source : Cette figure est tirée de la documentation d'ANSYS 10.0, ANSYS elements reference, p.4-741.

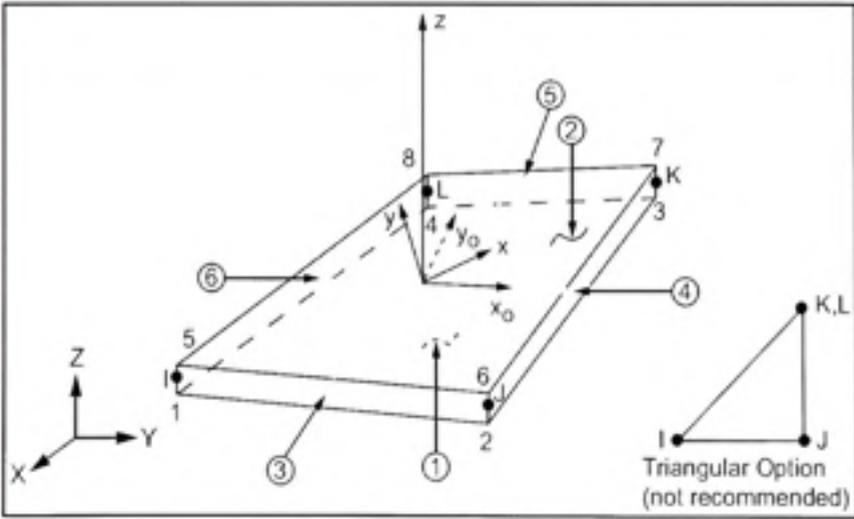


Figure 2.7 Élément coque structural (SHELL181).

(Tiré de la documentation d'ANSYS 10.0, 2005)

Source : Cette figure est tirée de la documentation d'ANSYS 10.0, ANSYS elements reference, p.4-1039.

Plus précisément, l'élément thermique SHELL 131 (voir Figure 2.6) est celui retenu pour l'analyse thermique vu qu'il offre plusieurs avantages dont [31] :

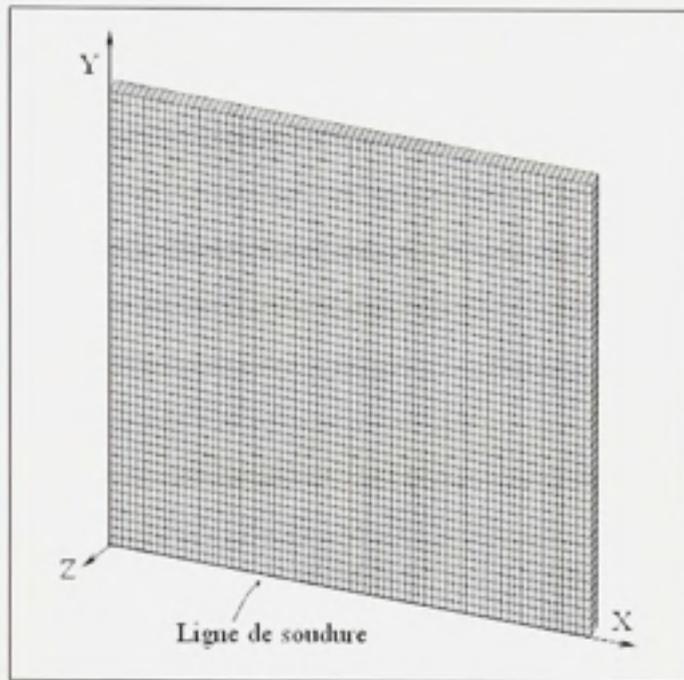
- Capacité à tenir compte de la conduction de la chaleur dans le plan et suivant l'épaisseur aussi;
- Chacun de ses nœuds peut avoir jusqu'à 32 degrés de liberté (températures); pour cette étude, seuls deux degrés de liberté sont utilisés;
- Peut être utilisé pour l'analyse stationnaire et transitoire.

L'analyse structurale utilisera le SHELL 181 (voir Figure 2.7) puisqu'il est recommandé pour les pièces minces ou moyennes [31].

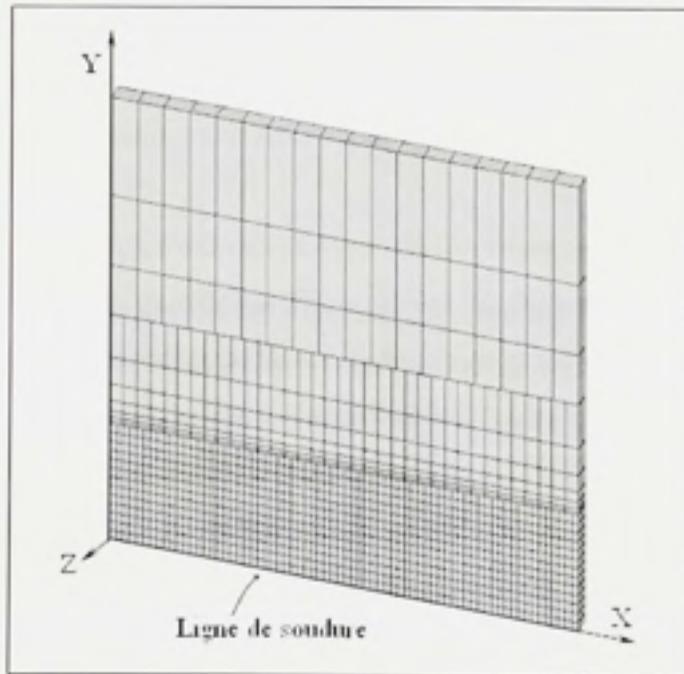
#### **2.2.1.5 Types de maillage**

Deux types de maillage sont élaborés et comparés entre eux. En premier lieu, le maillage uniforme est réalisé en discrétisant la plaque par des éléments de dimensions identiques (voir Figure 2.8). Ce type de maillage est évidemment le plus précis mais non le plus efficace. En effet, le nombre élevé d'éléments qu'il exige permet d'avoir la même précision de calcul en tout point de la plaque cependant il nécessite, conséquemment, une plus grande mémoire d'ordinateur et un temps d'exécution très élevé.

Sachant que les fortes variations de températures sont strictement localisées dans la région du cordon de soudure, il serait judicieux d'optimiser ce type de maillage en n'ayant de discrétisation raffinée que dans cette partie de la plaque. La définition de trois zones de discrétisation permet alors de raffiner le maillage dans la région de la soudure et de le grossir dans les deux autres zones (voir Figure 2.9). La largeur de la zone englobant le cordon de soudure (la première zone) est obtenue grâce à une étude de convergence qui sera abordée dans le quatrième chapitre. Afin de réduire les sources de non-convergence des calculs, la largeur des éléments dans la zone 2 et 3 augmente au fur et à mesure qu'on s'éloigne du joint soudé pour que ces largeurs soient approximativement les mêmes de part et d'autre des interfaces.

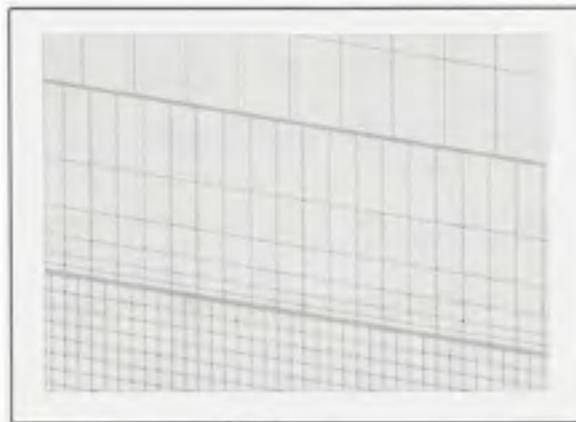


**Figure 2.8** Maillage uniforme.



**Figure 2.9** Maillage dissimilaire à trois zones.

Étant donné que les longueurs des éléments diffèrent d'une zone à une autre, certains nœuds se trouvant sur les lignes d'interface entre chaque deux-zones ne coïncident pas; un couplage s'impose alors (voir Figure 2.10). Ansys permet d'effectuer ce couplage en interpolant les degrés de libertés des nœuds de la région à maillage plus fin à partir des degrés de libertés des nœuds avoisinants dans la région à maillage plus grossier en utilisant les fonctions de pondération (de forme) de la deuxième région. La liaison des nœuds d'interface s'effectue donc au détriment de la précision des nœuds du maillage plus fin. L'effet de cette imprécision sur les résultats sera discuté dans le chapitre 5.



**Figure 2.10** Lignes d'interface.

#### 2.2.1.6 Pertes de chaleur

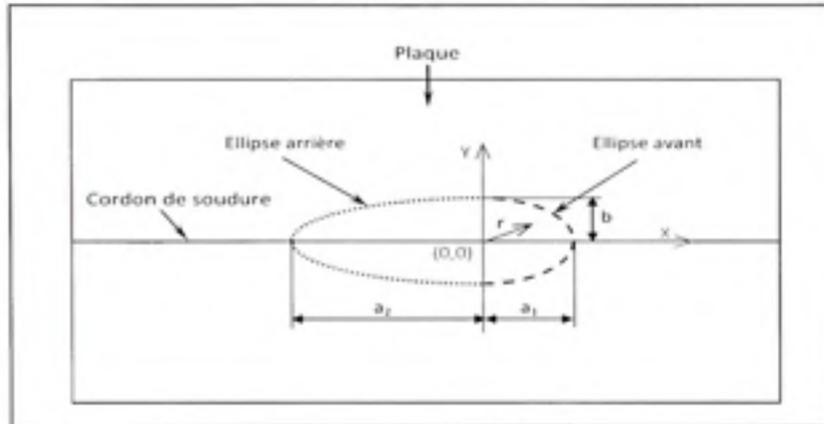
La température initiale de la plaque est supposée être égale à la température ambiante (20 °C). Pour tenir compte de la convection en même temps que la radiation, le coefficient combiné de perte de chaleur proposé par Goldak [25, 33] est utilisé:

$$h_c = 24.1 \times 10^{-4} \varepsilon T^{1.61} \quad (2.3)$$

Où  $T$  est la température en °C,  $\varepsilon$  l'émissivité du matériau et  $h_c$  en  $\text{Wm}^{-2}\text{oK}^{-1}$ .

### 2.2.1.7 Modélisation de la source de chaleur

L'apport de chaleur est modélisé par une source surfacique de chaleur. Un flux de chaleur, de distribution gaussienne, est alors appliqué sur la surface de la plaque (faisant face à la torche) à travers une aire représentant deux demi-ellipses comme indiqué sur la Figure 2.11.



**Figure 2.11** Demi-ellipses du flux de chaleur.

*(Adapté de Florentin, 2005)*

La distribution gaussienne du flux de chaleur pour l'ellipse avant peut être écrite sous la forme [33] :

$$q(x, y) = q(0,0)e^{-t(Ax^2 + By^2)} \quad (2.4)$$

$q(0,0)$  : flux de chaleur au centre de l'ellipse;

$A, B$  : constantes.

En faisant l'hypothèse que le flux de chaleur sur le contour de l'ellipse (avant ou arrière) est égal à 5% de  $q(0,0)$  alors au point  $(0,b)$  :

$$q(0,0)e^{-t(Bb^2)} = 0.05 q(0,0) \quad (2.5)$$

et au point  $(a_1,0)$  :

$$q(0,0)e^{-t(Aa_1^2)} = 0.05 q(0,0) \quad (2.6)$$

Ce qui donne :

$$\begin{cases} A \cong \frac{-3}{a_1^2} \\ B \cong \frac{-3}{b^2} \end{cases} \quad (2.7)$$

Après substitution, la formule (2.4) devient alors :

$$q(x, y) = q(0,0)e^{-3\left(\frac{x^2}{a_1^2} + \frac{y^2}{b^2}\right)} \quad (2.8)$$

Même chose pour l'ellipse arrière :

$$q(x, y) = q(0,0)e^{-3\left(\frac{x^2}{a_2^2} + \frac{y^2}{b^2}\right)} \quad (2.9)$$

Maintenant, en posant pour l'ellipse avant que:

$$r^2 = \frac{x^2}{a_1^2} + \frac{y^2}{b^2} \quad \text{avec} \quad 0 \leq r \leq 1 \quad (2.10)$$

Il vient alors :

$$q(r) = q(0)e^{-3r^2} \quad (2.11)$$

La quantité de chaleur introduite à travers la demi-ellipse avant sera alors égale à :

$$Q_1 = \int_r q(0)e^{-3r^2} dS_1 \quad (2.12)$$

L'aire de surface de la demi-ellipse avant est :

$$S_1 = \frac{\pi a_1 b r^2}{2} \quad (2.13)$$

D'où :

$$dS_1 = \pi a_1 b r dr \quad (2.14)$$

(2.14) dans (2.12) donne :

$$Q_1 = \pi a_1 b q(0) \int_0^1 r e^{-3r^2} dr \quad (2.15)$$

De même pour l'ellipse arrière :

$$Q_2 = \pi a_2 b q(0) \int_0^1 r e^{-3r^2} dr \quad (2.16)$$

Sachant que :

$$Q = Q_1 + Q_2 \quad (2.17)$$

Tel que Q est la quantité de chaleur consommée par la soudure :

$$Q = IV\eta \quad (2.18)$$

Alors les formules (2.15), (2.16) et (2.17) donnent après calcul :

$$q(0) = \frac{6Q}{\pi b(a_1 + a_2)(1 - e^{-3})} \cong \frac{2Q}{b(a_1 + a_2)} \quad (2.19)$$

(2.19) dans (2.8) et (2.9) donne les formules du flux de chaleur pour l'ellipse avant et arrière respectivement :

$$q(x, y) = \frac{2Q}{b(a_1 + a_2)} e^{-3\left(\frac{x^2}{a_1^2} + \frac{y^2}{b^2}\right)} \quad (2.20)$$

$$q(x, y) = \frac{2Q}{b(a_1 + a_2)} e^{-3\left(\frac{x^2}{a_2^2} + \frac{y^2}{b^2}\right)} \quad (2.21)$$

## 2.2.2 Analyse structurale

### 2.2.2.1 Géométrie, maillage et conditions aux frontières

Le modèle (géométrie et maillage) créé dans l'analyse thermique est réutilisé dans l'analyse structurale en remplaçant seulement les éléments thermiques (SHELL 131) par des éléments structuraux (SHELL181) et en modifiant les conditions aux frontières. Dans la présente étude la plaque est supposée être libre. Donc, seuls les blocages des déplacements rigides et la condition de symétrie sont imposés.

Pour assurer la condition de symétrie, l'utilisation de la commande DSYM est requise. Cette commande bloque les rotations de la plaque suivant les axes  $x$  et  $z$  et ses déplacements suivant l'axe  $y$ . De plus, pour que la plaque soit librement supportée il faudrait empêcher aussi les déplacements suivant l'axe  $z$  de deux points distincts de celle-ci. Enfin, il faut aussi bloquer le déplacement suivant l'axe  $x$  d'un seul nœud au moins afin d'éviter le déplacement rigide de la pièce.

### 2.2.2.2 Modification de la courbe du CDT

La courbe originale du CDT, montrée par la ligne continue dans la Figure 2.12, s'applique pour l'échauffement. Les modifications introduites sur la courbe originale du CDT consistent en des courbes additionnelles qui correspondent au refroidissement des endroits qui ont atteint certaines températures maximales.

La principale courbe de refroidissement du CDT introduite est celle de tous les éléments dont la température a dépassé  $AC_3$  (courbe discontinue en bleue). Du fait de l'absence, dans la littérature, des valeurs  $M_s$  et  $M_f$  (respectivement température de début et de fin de la transformation martensitique) pour ce matériau, à différents taux de refroidissement, celles-ci ont été choisies le plus proche de celles observées en général dans la littérature (200 °C et 250 °C respectivement). De plus, la pente de la courbe de refroidissement entre  $M_s$  et  $AC_3$  est considérée la même que celle après  $AC_3$ . À noter qu'à la fin du chapitre cinq est effectuée

une étude de sensibilité des résultats aux variations des différentes caractéristiques de la courbe du CDT.

Ainsi, les valeurs du CDT aux températures  $M_s$  et  $M_f$  sont respectivement obtenues des formules suivantes:

$$\alpha_{M_f} = \alpha_1 + \left( \frac{\alpha_{AC_1} - \alpha_1}{AC_1 - T_1} \right) (M_f - T_1) \quad (2.22)$$

$$\alpha_{M_s} = \alpha_2 - \left( \frac{\alpha_2 - \alpha_{AC_3}}{T_2 - AC_3} \right) (T_2 - M_s) \quad (2.23)$$

Par ailleurs, des courbes interpolées de refroidissement (courbe point-tiret en rouge) sont créées pour les éléments dont la température maximale se situe entre  $AC_1$  et  $AC_3$ . La procédure pour obtenir toutes ces courbes est la même et se résume à :

1. Obtenir la valeur du CDT ( $\alpha x_i$ ) à cette température maximale ( $Tx_i$ ) à partir de la courbe d'échauffement (entre  $AC_1$  et  $AC_3$ ):

$$\alpha x_i = \alpha_{AC_1} + \left( \frac{\alpha_{AC_3} - \alpha_{AC_1}}{AC_3 - AC_1} \right) (Tx_i - AC_1) \quad (2.24)$$

2. Calculer la pondération de  $\alpha_{AC_3}$  dans  $\alpha x_i$ :

$$PRC = \frac{\alpha_{AC_3} - \alpha x_i}{\alpha_{AC_3} - \alpha_{AC_1}} \quad (2.25)$$

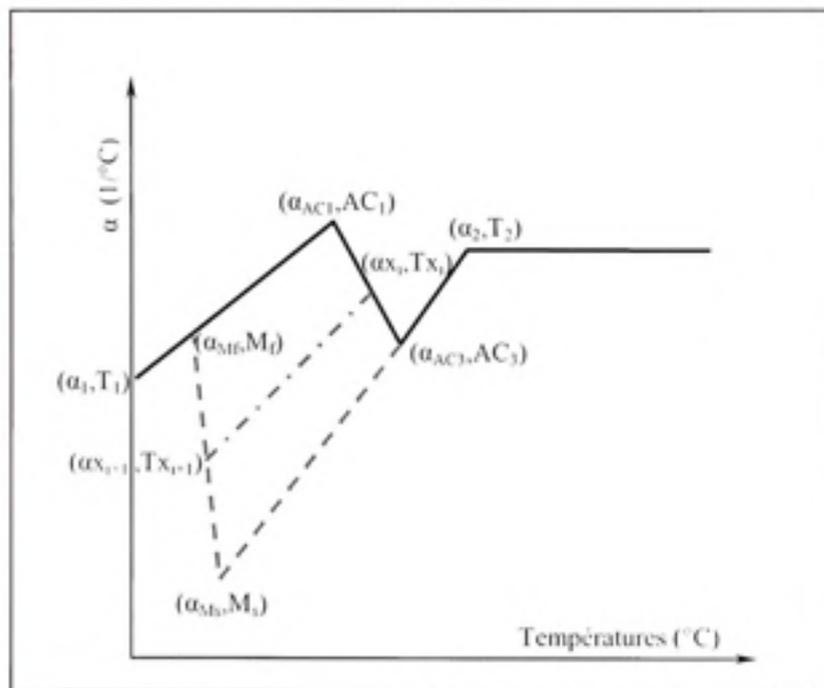
3. Obtenir la valeur du CDT ( $\alpha x_{i+1}$ ) sur la courbe de refroidissement (entre  $M_s$  et  $M_f$ ) en prenant la même pondération de  $\alpha_{M_f}$  dans  $\alpha x_{i+1}$ :

$$\alpha x_{i+1} = \alpha_{M_f} + PRC(\alpha_{M_s} - \alpha_{M_f}) \quad (2.26)$$

4. Calculer la température  $T_{X_{i+1}}$  correspondante à  $\alpha_{X_{i+1}}$  :

$$T_{X_{i+1}} = \frac{(\alpha_{M_i} - \alpha_{X_{i+1}})(M_i - M_f)}{(\alpha_{M_i} - \alpha_{M_f})} + M_f \quad (2.27)$$

La création des courbes de refroidissement du CDT (principale et interpolées) s'effectue au début de l'analyse structurale grâce à l'enregistrement, effectué lors de l'analyse thermique, des températures de chacun des éléments du maillage. Par la suite et pendant le déroulement de l'analyse structurale, chacune de ces courbes sera assignée, au moment opportun, à l'élément correspondant. Une explication plus détaillée de la manière avec laquelle a été programmée cette tâche est donnée dans le chapitre suivant.



**Figure 2.12** Courbe modifiée du CDT.

## CHAPITRE 3

### PROGRAMMATION DE LA SIMULATION DU SOUDAGE

La simulation du soudage est faite par une analyse thermostructurale séquentielle. Le présent chapitre a pour but d'exposer la façon avec laquelle a été programmée cette analyse et d'aborder par là-même les difficultés rencontrées, surtout en ce qui concerne l'implémentation de l'hystérésis dans la courbe du CDT.

La simulation du soudage par éléments finis du type coque a été développée et validée avec succès par F. Steanta [33] pour le soudage des plaques d'acier au carbone pour lequel les transformations de phase sont absentes et les contraintes résiduelles longitudinales sur le cordon de soudure sont toujours en tension et égales à la contrainte d'écoulement du matériau. Or, il est connu, d'après les travaux disponibles dans la littérature, qu'en présence des transformations de phase, ces contraintes résiduelles peuvent être nettement inférieures à la limite d'écoulement du matériau. Ce phénomène ne peut donc être décrit par les simulations classiques comme celles de F. Steanta [33].

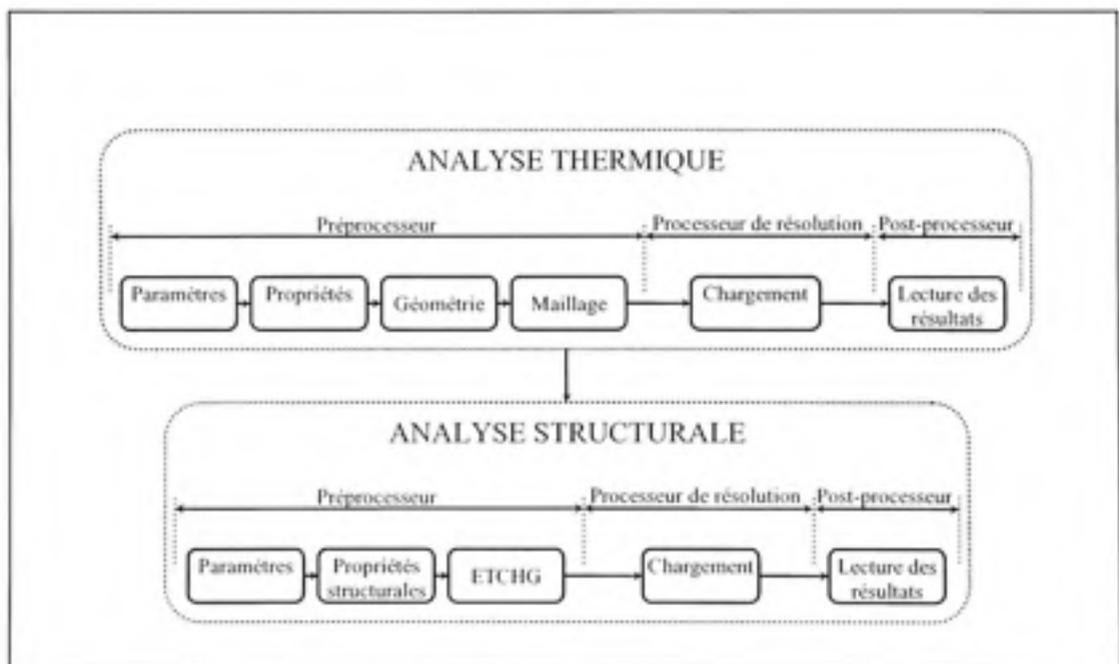
Les programmes de la présente étude sont une extension de ceux élaborés par F. Steanta en y ajoutant l'algorithme de l'hystérésis de la courbe du CDT, présenté dans le chapitre précédent, pour rendre ces programmes plus universels en étant capable d'étudier l'effet des transformations de phase (transformations austénitique et martensitique), s'il y a lieu, sur les distorsions et contraintes résiduelles dus au soudage de différents types d'acier : au carbone, faiblement alliés et martensitiques, etc.

Comme citer précédemment, l'approche adoptée pour tenir compte de ces transformations de phases est l'introduction d'un comportement en hystérésis sur la courbe du CDT. En l'absence des données réelles des caractéristiques de l'hystérésis du CDT à différents taux de refroidissements, il est proposé d'adopter différentes valeurs artificielles mais raisonnables

de ces caractéristiques afin de pouvoir étudier l'effet de l'hystérésis sur les valeurs des contraintes résiduelles.

Ainsi, deux principaux programmes sont élaborés; le premier avec la courbe originale du CDT et le second modifié afin d'inclure les instructions permettant l'implémentation de l'hystérésis dans la courbe du CDT. Ces deux programmes sont ensuite variés selon le type de maillage. De plus, l'analyse thermique et l'analyse structurale sont écrites dans deux fichiers distincts pour faciliter le suivi de l'exécution des programmes. Ces deux programmes sont présentés aux annexes I et II.

L'organigramme de la Figure 3.1 résume les principales parties de chaque programme.



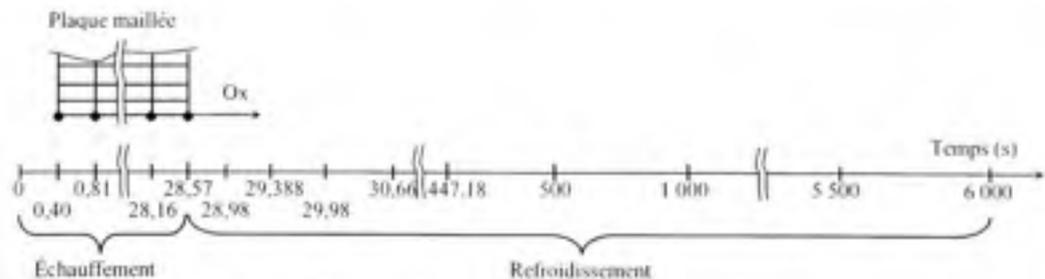
**Figure 3.1 Organigramme de la programmation.**

### 3.1 Analyse thermique

#### 3.1.1 Paramètres de calcul

Au début du programme est faite la déclaration de la plupart des paramètres. La majorité des constantes et des matrices utilisées lors du calcul est regroupée dans cette première section pour faciliter d'éventuelles modifications. Les constantes englobent : les dimensions de la pièce, les dimensions des deux demi-ellipses, les paramètres du maillage, les conditions thermiques aux frontières, les paramètres du soudage et les temps de calcul. Quelques matrices sont aussi nécessaires pour, entre autres, regrouper les temps d'un certain nombre de pas de calcul et pour l'enregistrement des températures.

En fait, les temps de calcul pour la résolution sont différents pour la période d'échauffement (soudage proprement dit) et pour la période de refroidissement (voir Figure 3.2). Le premier est égal à la durée de déplacement du centre de la double demi-ellipse d'une extrémité à l'autre de la plaque. Le temps d'un pas de calcul, durant l'échauffement, correspond au temps de passage du centre mobile d'un nœud à un autre le long de l'axe Ox. En conséquence, le temps d'échauffement est donc égal au temps d'un pas de calcul multiplié par le nombre de nœuds sur l'axe Ox (un calcul est fait même lorsque le centre mobile est sur le premier nœud).



**Figure 3.2** Temps des pas de calculs.

Le temps total à la fin du refroidissement est, quant à lui, fixé à 6 000 secondes. Cette durée, obtenue après plusieurs essais, est trouvée suffisante pour que la température finale en tout

point de la plaque soit très proche de sa température initiale. Par ailleurs, puisque le taux de refroidissement est très élevé au début, les temps des pas de calcul, durant les 500 premières secondes du refroidissement, augmentent selon une suite géométrique (dont le premier terme est égal au temps d'un pas de calcul durant l'échauffement). Les valeurs de temps de ces pas de calcul sont regroupées dans une matrice afin d'être utilisée dans le processeur de solution (/SOLU). Le temps d'un pas de calcul pendant le restant de la durée du refroidissement est fixé à 500 secondes. Finalement, le nombre de pas de calcul selon cette division choisie des 6000 secondes est égal à 124 que ce soit pour l'analyse thermique ou l'analyse structurale.

### 3.1.2 Propriétés thermiques du matériau

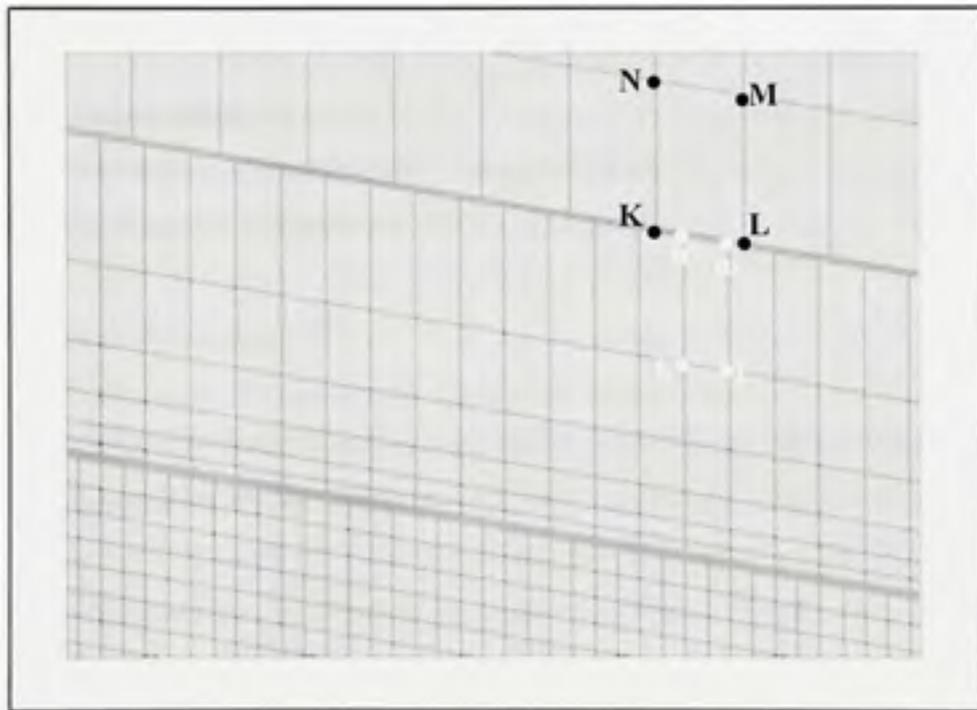
Seules les propriétés thermiques du matériau sont introduites dans l'analyse thermique. D'autre part, puisque les courbes de variations de ces propriétés en fonction de la température ne seront pas modifiées (contrairement à la courbe du CDT), un numéro unique de matériau (numéro 1) est suffisant. Les propriétés thermiques introduites sont la densité, la conductivité thermique et la capacité calorifique.

Bien qu'il fasse partie des conditions thermiques aux frontières, le coefficient de perte de chaleur (qui englobe l'émissivité du matériau) est introduit en fonction de la même table de températures utilisées pour la conductivité thermique et la capacité calorifique.

### 3.1.3 Géométrie et maillage

La géométrie consiste en un rectangle maillé par des éléments coques (SHELL131 ou SHELL181) qui lui donnent l'aspect tridimensionnel de la plaque après représentation graphique de l'épaisseur (voir Figure 2.8). Le maillage uniforme est obtenu en utilisant les mêmes dimensions pour tous les éléments. Il suffit pour cela de diviser chacun des deux cotés du rectangle par un nombre d'éléments qui lui correspond ( $n_x$  ou  $n_y$ ). Les valeurs de  $n_x$  et  $n_y$  sont obtenues grâce à une étude de convergence qui sera exposée dans le chapitre suivant.

Le maillage dissimilaire est réalisé par la création de trois rectangles qui correspondent aux trois zones de discrétisation (voir Figure 2.9). Chaque rectangle est maillé par le nombre correspondant d'éléments. Les paramètres  $r_2$  et  $r_3$  permettent de faire augmenter (en s'éloignant de l'axe de la soudure) la largeur des éléments à l'intérieur des zones 2 et 3. Après que les trois rectangles soient maillés il faut sélectionner, au niveau de chacune des deux interfaces, les nœuds de la zone de plus fin maillage et les éléments de la zone de maillage plus grossier afin qu'ils soient couplés grâce à la commande CEINTF (voir Figure 3.3).



**Figure 3.3** Couplage des zones de maillage.

En fait, cette commande crée des équations qui donnent les valeurs des degrés de liberté des nœuds du maillage fin, à la ligne d'interface, en fonction de ceux du maillage grossier appartenant à la même ligne [32]. Par exemple, la valeur de la température (supérieure ou inférieure) au nœud  $n$  peut être obtenue grâce à l'équation :

$$T_n = N_i * T_K + N_j * T_L \quad (3.1)$$

Où  $N_i$  et  $N_j$  sont les fonctions de pondération.

### 3.1.4 Chargement et solution

L'analyse thermique doit être transitoire puisque l'apport de chaleur en un point donné de la plaque varie en fonction du temps à cause du déplacement de la source de chaleur. En outre, certaines commandes sont introduites au début du programme afin de favoriser d'un côté la convergence des calculs surtout que le comportement du matériau est non linéaire (propriétés dépendantes de la température), et de l'autre, la minimisation du temps réel de calcul (temps d'exécution du programme).

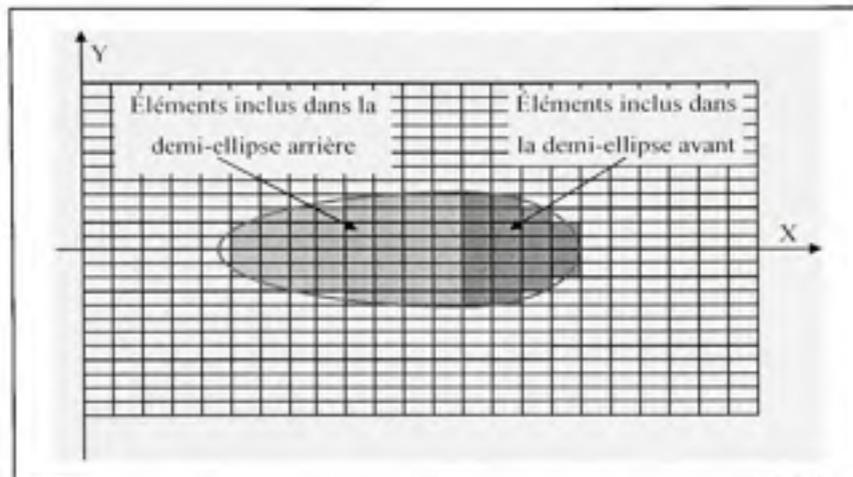
Pour décrire la procédure d'implémentation des différents chargements, la phase de soudage est abordée séparément de la phase de refroidissement.

#### 3.1.4.1 Durant le soudage

Le déplacement de la source de chaleur d'un nœud à un autre est réalisé par une boucle de calcul. La borne supérieure de la boucle, est égale au nombre de pas de calcul cité au paragraphe 3.1.1. L'incrément de temps est alors égal au temps d'un pas de calcul. Durant cette phase de l'analyse, le chargement consiste, selon l'élément considéré, en une convection et/ou un flux de chaleur.

Ainsi, à chaque pas de calcul, les éléments dont le centroïde est inclus dans les demi-ellipses avant et arrière, sont repérés afin qu'il leur soit appliqué un flux de chaleur sur leur face supérieure (voir Figure 3.4). La valeur de ce flux pour chaque élément varie selon la distance de son centroïde par rapport à la position actuelle de la torche. Leur face inférieure subit, quant à elle, une convection. Les éléments restant de la plaque subissent de la convection sur leur face supérieure et inférieure. De plus, une commande (SFEDELE) introduite au début de la boucle annule tout chargement du pas de calcul précédent pour que les conditions de chargement soient actualisées à chaque incrément de temps. À noter finalement que les

solutions (températures) obtenues de chaque boucle sont enregistrées dans une matrice pour une utilisation ultérieure.



**Figure 3.4** Repérage des éléments subissant un flux de chaleur.

### 3.1.4.2 Durant le refroidissement

Le refroidissement est aussi réalisé par deux boucles à l'intérieur desquelles est appliquée une convection sur les faces supérieures et inférieures de la plaque. Les incréments de temps de la première boucle sont ceux calculés au début du programme et enregistrés dans une matrice bien déterminée. Ceux de la deuxième boucle sont égaux à 500 secondes chacun. L'enregistrement des solutions est aussi fait pour cette phase de l'analyse et ceci dans la même matrice utilisée pour la phase d'échauffement.

### 3.1.5 Résultats

Avant de lancer l'analyse structurale, il serait préférable de profiter de la visualisation des distributions de températures et de gradients dans la plaque que permettent les post-processeurs /POST1 et /POST26 respectivement afin de découvrir, entre-autres, d'éventuelles anomalies ou fautes de programmation.

## 3.2 Analyse structurale

### 3.2.1 Paramètres de calcul

Le programme de l'analyse structurale utilise les mêmes paramètres de calcul définis dans le programme de l'analyse thermique puisque la commande /CLEAR n'est pas introduite. Toutefois, la création de quelques matrices est nécessaire pour toute la procédure permettant l'implémentation de la courbe modifiée du CDT.

### 3.2.2 Propriétés structurales du matériau

Les propriétés structurales introduites dans cette analyse sont : le coefficient de poisson, le module de Young, la contrainte d'écoulement et le CDT. La loi de comportement du matériau doit être aussi spécifiée. Cependant, l'implémentation de la courbe en hystérésis du CDT pose problème. En effet, les températures introduites par la commande MPTEMP doivent être dans un ordre strictement croissant.

La raison est que le logiciel ANSYS ne permet pas d'introduire la courbe d'une propriété donnée où il y aurait deux valeurs de cette propriété ( $\alpha_1$  et  $\alpha_2$ ) pour une même température (T) (voir Figure 3.5).

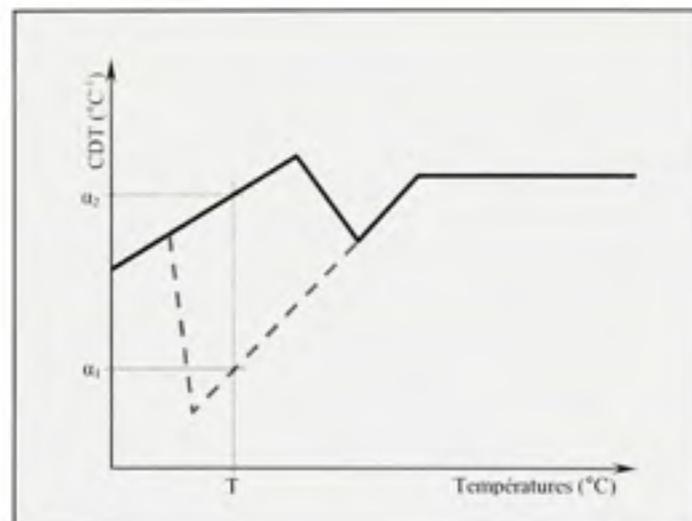
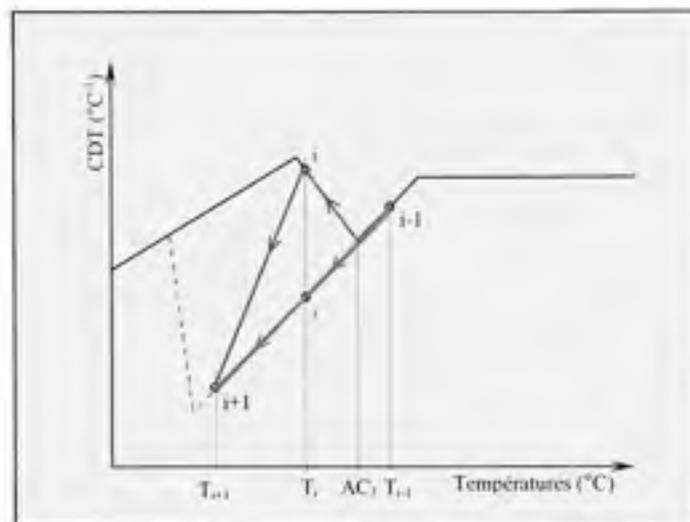


Figure 3.5 Deux valeurs du CDT pour une même température.

La technique proposée pour contourner ce problème est de fixer un numéro de matériau pour chaque courbe de l'hystérésis; la courbe d'échauffement sera celle du matériau 1, la courbe de refroidissement, celle du matériau 2 et chaque fois qu'une courbe interpolée de refroidissement est créée elle sera introduite avec un nouveau numéro de matériau. Les autres propriétés structurales de tous les matériaux créés seront identiques à celles du matériau 1. À la fin de l'analyse, le nombre de matériaux engendrés sera égal à deux plus le nombre de courbes interpolées de refroidissement du CDT.



**Figure 3.6 Pas de chargements et vérification des températures.**

Au début, les matériaux 1 et 2 sont déclarés (puisque les courbes d'échauffement et de refroidissement sont connues à priori) mais seul le premier est attribué par défaut à tous les éléments du maillage. Ensuite, il faut relire la température de ces éléments à chaque pas de calcul (avant l'application des chargements); ceux dont la température dépasse  $AC_3$  devront changer, le moment venu (lors de l'application des chargements), du numéro de matériau 1 vers le numéro 2 même si cette température continue d'augmenter (car au dessus d' $AC_3$  les courbes d'échauffement et de refroidissement sont confondues). À chaque fois que la température maximale d'un élément se situe entre  $AC_1$  et  $AC_3$  celui-ci devra changer, le moment venu aussi, du numéro de matériau 1 vers un nouveau numéro de matériau. Une boucle permet de repérer ces éléments, d'enregistrer les numéros de matériau vers lesquels ils

doivent changer et à quels moments s'effectue ce changement (à quel pas de calcul) et enfin créer les courbes interpolées de refroidissement du CDT et par là-même déclarer les tables de propriétés des nouveaux numéros de matériau. L'explication de la procédure d'obtention des courbes interpolées a été faite dans le chapitre précédent.

Cela dit, il faut insister sur deux faits : le premier, est que cette procédure (vérification des températures et enregistrement des pas où le matériau de chaque élément doit être modifié) doit être faite avant d'appliquer les températures, calculées précédemment lors de l'analyse thermique transitoire, pour que les changements de matériau des éléments, lors de l'application de ces chargements, se fassent aux moments opportuns et non avec un pas de calcul de retard. Effectivement, si, par exemple (voir Figure 3.6), lors de l'application des chargements, la vérification de la température d'un élément au pas de chargement  $i$  montre que:  $T_{i-1} > AC_3 > T_i$ , il serait alors déjà tard pour modifier le numéro du matériau de 1 à 2 car l'élément aura déjà commencé à se refroidir (du pas  $i-1$  au pas  $i$ ) en utilisant la courbe originale du CDT (en rouge) alors qu'il devait le faire selon la courbe en vert (matériau 2). En effectuant le changement de matériau au pas  $i$ , la valeur du CDT pour cet élément au pas  $i+1$  sera obtenue à partir de la courbe de refroidissement. En plus d'être incorrecte physiquement, cet « aller-retour » entre les courbes du CDT entraîne inévitablement des problèmes de convergence du programme. C'est pourquoi, l'implémentation de la courbe adéquate du CDT pour cet élément devait être faite dès le pas  $i-1$  et cela n'est possible qu'en effectuant la vérification des températures à priori.

Le deuxième fait qu'il faut respecter est que le changement de matériau ne doit pas se faire avant l'application des chargements puisque au début, lors de la montée en température, tous les éléments doivent avoir la même courbe du CDT (courbe originale).

Par ailleurs, un deuxième problème se pose: quelles températures des éléments doivent être lues pour spécifier ceux qui doivent changer de numéro de matériau?

Ansys fait ses calculs numériques aux points d'intégration des éléments. En fonction de la température d'un point d'intégration donné il obtient les valeurs des propriétés nécessaires à

partir des courbes de propriétés du matériau dont le numéro a été fixé auparavant pour l'élément considéré. Même si la lecture de cette température est faisable par le programmeur, il lui est impossible d'interférer lors des calculs numériques qui s'effectuent en ce point d'intégration (durant l'application des chargements) pour modifier le numéro de matériau de l'élément qu'Ansys garde en mémoire.

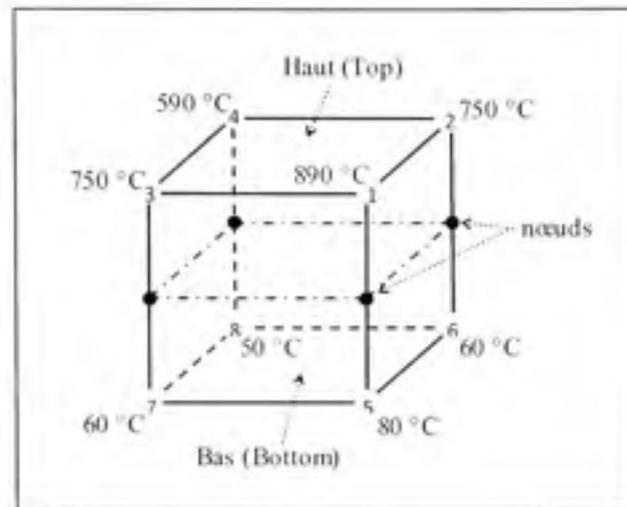
La solution proposée est tout simplement d'utiliser la moyenne des températures aux nœuds de l'élément pour ladite spécification. Ainsi, le changement de numéro de matériau, pendant l'application du chargement, se fera une seule fois pour tout l'élément et non pas pour chacun de ses points d'intégration en fonction de leur température. Bien que certains inconvénients dues à cette approximation puissent être atténués en diminuant la taille des éléments, d'autres par contre persistent; ils seront abordés ultérieurement (paragraphe 3.2.4).

### **3.2.3 Commande ETCHG**

La commande ETCHG (Element Type CHAnGe) permet de garder exactement le même modèle (géométrie et maillage) créé pour l'analyse thermique en changeant uniquement l'élément thermique par son correspondant structural (SHELL131 à SHELL181).

### **3.2.4 Chargement et solution**

L'analyse structurale est statique. Les conditions aux frontières pour cette analyse sont les différents blocages imposés à certains nœuds de la plaque. Dans cette analyse, l'application du chargement est faite aussi grâce à trois boucles qui ont les mêmes temps de pas de calcul que leur correspondante dans l'analyse thermique. Le chargement n'est autre que le champ transitoire de températures obtenu de l'analyse précédente. Au début de chaque boucle, et à chaque pas de calcul, il faut relire les informations enregistrées auparavant (dans des matrices) pour voir s'il y a des éléments qui doivent changer de numéro de matériau à ce pas de calcul. Si tel est le cas, les éléments en question changent alors de numéro de matériau (de 1 à 2 ou de 1 à 3,4,...) et après cela ils ne sont plus considérés par cette vérification.

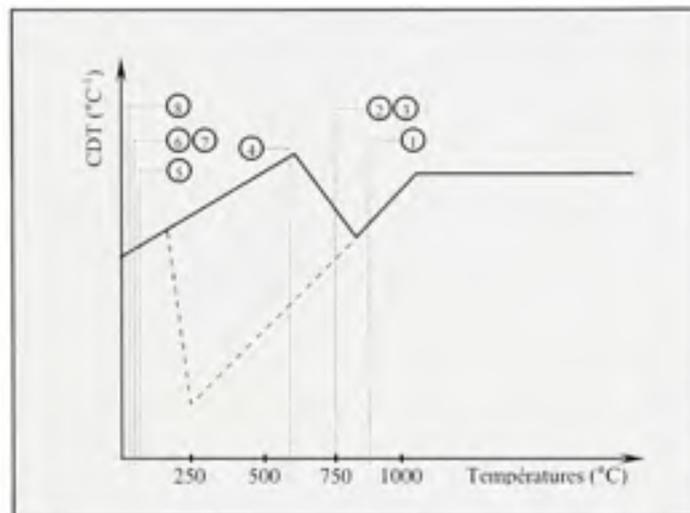


**Figure 3.7** Températures aux surfaces supérieures et inférieures de l'élément.

Vient ensuite l'application du champ transitoire de température. ANSYS dispose de la commande LDREAD (LoaD READ) qui va lire, à chaque pas de calcul, les températures des nœuds des éléments thermiques, à partir d'un fichier créé automatiquement lors de l'analyse thermique, puis les transmettre aux mêmes nœuds des éléments structuraux, au même pas de calcul (voir Figure 3.7).

Cependant, cette commande ne peut être utilisée à cause du recours à la température moyenne des éléments pour spécifier que tel ou tel élément doit changer de numéro de matériau. En effet, si dans l'exemple de la Figure 3.7, les températures étaient maximales pour chacun des nœuds, le matériau au voisinage des nœuds (4), (5), (6), (7) et (8) ne devrait pas changer lors du refroidissement; celui des nœuds (2) et (3) doit changer pour un nouveau matériau où la courbe de refroidissement du CDT serait obtenue par interpolation; et enfin celui du nœud (1) devra changer vers le matériau 2 (voir Figure 3.8). Ceci n'est pas compatible avec le fait que l'élément ne doit pas changer de numéro de matériau car sa température moyenne, qui est égale à 403 °C, est inférieure à  $AC_1$ . C'est pourquoi, l'utilisation combinée du critère de la moyenne des températures de l'élément et de LDREAD provoque la non-convergence du calcul. La solution : au lieu d'appliquer les températures aux nœuds obtenues de l'analyse thermique avec LDREAD, appliquer leur

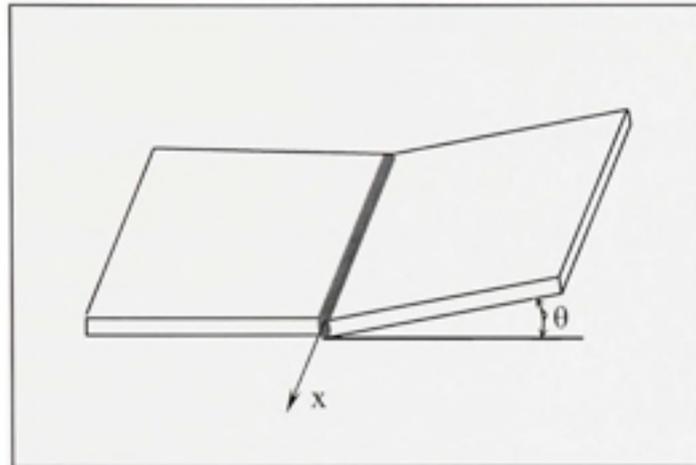
moyenne aux éléments. Ceci est possible grâce à la commande BFE qui, contrairement à LDREAD, permet d'appliquer le même chargement (ici température moyenne de l'élément thermique) à tous les nœuds de l'élément structural [32].



**Figure 3.8** Différentes courbes de refroidissement du CDT pour les 8 nœuds.

Dans le cas des éléments coques, cette solution n'est pas sans inconvénients et deux sont particulièrement à citer. D'une part, en appliquant la même température aux nœuds de l'élément c'est comme si l'apport de chaleur s'effectue en même temps sur les surfaces supérieures et inférieures de la plaque. En d'autres termes, l'échauffement est le même pour les deux surfaces ce qui empêche de décrire le phénomène de distorsion en V comme le montre la Figure 3.9.

D'autre part, chaque nœud peut faire partie de quatre éléments adjacents. Si le maillage n'est pas fin là où existent des gradients élevés de température (ZAT), la température d'un nœud varie considérablement selon l'élément auquel il est considéré appartenir. Des problèmes de convergences apparaissent alors saufs si le maillage est raffiné de sorte que les températures moyennes d'un élément à un autre ne soient pas trop différentes.



**Figure 3.9 Distorsion en V.**

### 3.2.5 Résultats

Comme pour l'analyse thermique, tous les résultats de l'analyse structurale peuvent être visualisés grâce aux post-processeurs /POST1 et /POST26. Le premier permet, par exemple de voir la distribution des contraintes longitudinales sur toute la plaque à un instant donné du calcul, notamment celles de l'état final (contraintes résiduelles). Le deuxième offre la possibilité de suivre la variation de ces contraintes en un point de la plaque durant tout le temps de calcul.

## CHAPITRE 4

### ÉTUDE DE CONVERGENCE DES MAILLAGES

Le présent chapitre expose l'étude de convergence des maillages uniforme et dissimilaire. Bien que le maillage dissimilaire soit celui retenu pour la simulation du soudage, l'étude de convergence du maillage uniforme est nécessaire puisqu'elle sera la base de la création du maillage dissimilaire. Une simulation complète du soudage est alors faite (analyse thermique et structurale) dans le but de trouver le nombre d'éléments nécessaire et suffisant pour le maillage dissimilaire de façon à obtenir, dans un temps de calcul le plus court possible, des résultats aussi précis que ceux obtenus avec le maillage uniforme.

Ainsi, l'étude de convergence du maillage uniforme est réalisée en premier pour trouver la taille idéale des éléments dans la zone de soudure. Viens ensuite la création du maillage dissimilaire. La première zone de ce maillage (zone de soudure) est discrétisée alors avec des éléments de mêmes dimensions que celles obtenues pour les éléments du maillage uniforme après convergence. Ensuite, la largeur de cette zone est augmentée à partir d'une valeur minimale, tout en gardant les mêmes dimensions des éléments, jusqu'à ce que les résultats obtenus avec ce type de maillage soient pratiquement égaux à ceux obtenus avec le maillage uniforme. Une fois le nombre d'éléments du maillage dissimilaire obtenu, il fera à son tour l'objet d'une étude de convergence.

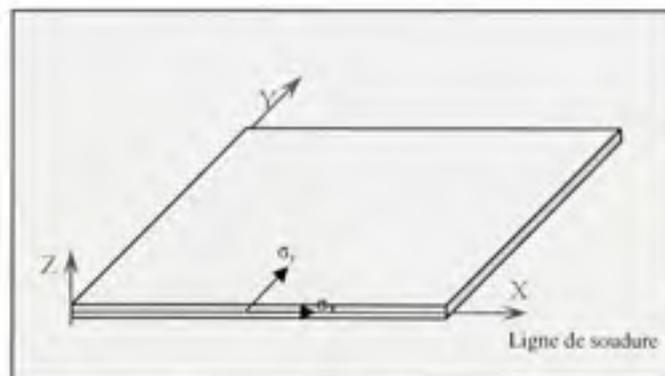


Figure 4.1 Point de vérification des contraintes résiduelles.

Les deux paramètres utilisés pour définir la convergence sont les contraintes résiduelles longitudinale et transversale ( $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  respectivement) au milieu du cordon de soudure (voir Figure 4.1).

#### 4.1 Convergence du maillage uniforme

Le maillage uniforme est déterminé par le nombre d'éléments sur la longueur ( $n_x$ ) et le nombre d'éléments sur la largeur ( $n_y$ ). La convergence de  $n_x$  est effectuée en premier en donnant à  $n_y$  une valeur suffisamment élevée, en l'occurrence 100 (obtenue par des essais préliminaires). Cette même valeur est assignée à  $n_x$  pour réaliser ensuite la convergence de  $n_y$ . Les Figure 4.2 et Figure 4.3 montrent les résultats de l'étude de convergence de  $n_x$ . Il y apparaît qu'à partir de 70 éléments sur la longueur les valeurs des deux contraintes résiduelles restent pratiquement inchangées (moins de 0.23 % d'erreur pour la contrainte longitudinale et 0.7 % pour la contrainte transversale). À noter que l'erreur est calculée selon cette formule :  $\text{Erreur} = 100(\sigma_i - \sigma_{i-1}) / \sigma_{i-1}$ , où  $\sigma_i$  et  $\sigma_{i-1}$  sont les contraintes résiduelles (longitudinales ou transversales) aux itérations  $i$  et  $i-1$  respectivement.

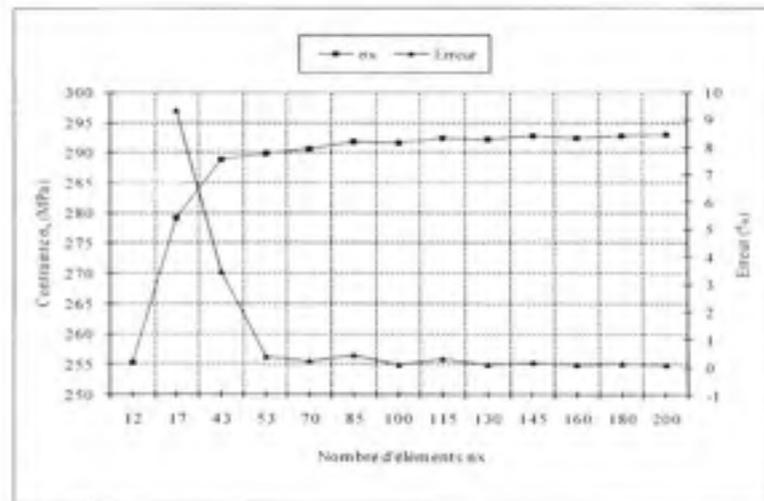


Figure 4.2 Convergence de la valeur de  $\sigma_x$  suivant la valeur de  $n_x$ .

Ainsi, 70 éléments sur la longueur est la valeur retenue pour  $n_x$ . De la même manière la convergence de  $n_y$  est obtenue à 50 éléments. Les résultats de l'étude de convergence de  $n_y$

sont présentés dans l'annexe III. La plaque discrétisée avec le maillage uniforme (après convergence), montrée sur la Figure 4.4, comprend donc 3500 éléments de dimensions 2.85 mm x 4 mm chacun.

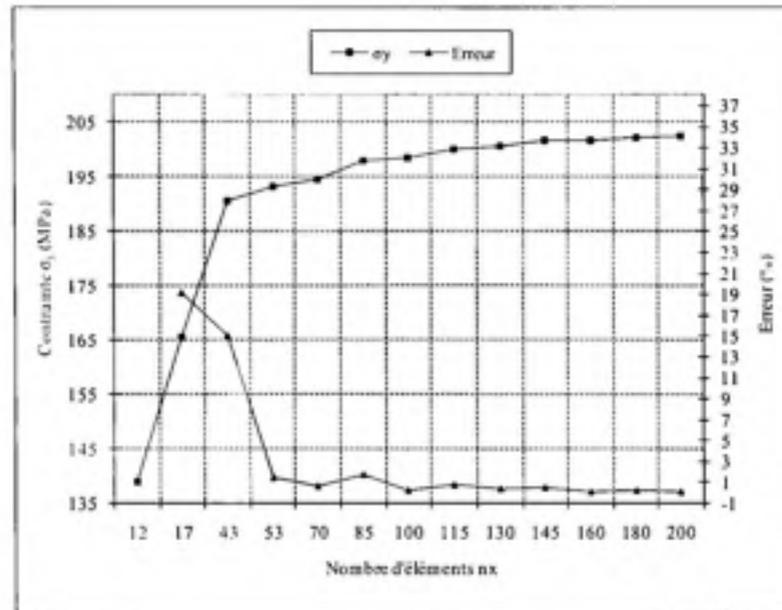


Figure 4.3 Convergence de la valeur de  $\sigma_y$  suivant la valeur de  $n_x$ .

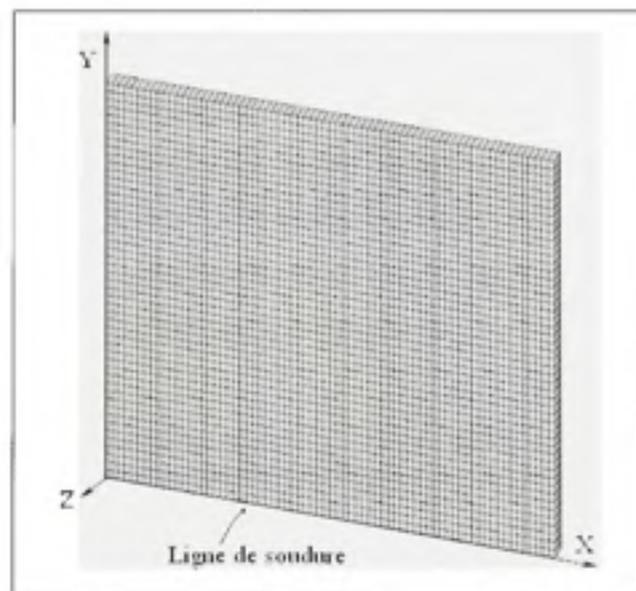


Figure 4.4 Maillage uniforme après convergence.

## 4.2 Convergence du maillage dissimilaire

Le maillage dissimilaire est construit par 3 zones de discrétisation. Ce type de maillage est caractérisé donc par 6 nombres d'éléments (3 sur la longueur et 3 sur la largeur) sauf que seuls le nombre d'éléments sur la longueur ( $n_{x\_z1}$ ) et le nombre d'éléments sur la largeur ( $n_{y\_z1}$ ) de la zone 1 (zone entourant le cordon de soudure) seront concernés par l'étude de convergence. Ceci vient du fait que les quatre autres nombres sont dépendants de ces deux nombres. En effet,  $n_{x\_z1}$  est divisé par deux pour avoir  $n_{x\_z2}$  et divisé par quatre pour avoir  $n_{x\_z3}$  (nombre d'éléments sur la longueur de la zone 2 et 3 respectivement). De même,  $n_{y\_z1}$  est divisé par deux pour avoir  $n_{y\_z2}$  et divisé par quatre pour avoir  $n_{y\_z3}$  (nombre d'éléments sur la largeur de la zone 2 et 3 respectivement).

Pour que la longueur et la largeur des éléments discrétisant la zone 1 soient les mêmes que celles des éléments du maillage uniforme (obtenu après convergence), il faut que  $n_{x\_z1}$  soit égal à  $n_x$  (70) et que la largeur de cette zone soit égale à  $n_{y\_z1}$  multiplié par la largeur des éléments (celle-ci égale à la largeur de la plaque divisée par  $n_y$ ). La largeur initiale (minimale) de la zone 1 doit être supérieure à la largeur de l'ellipse de Gauss (pour cela  $n_{y\_z1}$  doit être égal à 6 au moins), puis augmenter (en augmentant  $n_{y\_z1}$ ) jusqu'à ce que les résultats des maillages dissimilaire et uniforme concordent.

Les Figure 4.5 et 4.6 montrent les valeurs des contraintes  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  pour différentes largeurs de la zone 1. Pour une largeur de 52 mm, les valeurs de ces contraintes deviennent assez proches de celles obtenues avec le maillage uniforme (ligne rouge). Cette largeur correspond à  $n_{y\_z1} = 13$ . De plus, il serait inutile d'augmenter cette largeur puisque l'erreur de calcul demeure inférieure à 1.14 % pour  $\sigma_x$  et inférieure à 0.05 % pour  $\sigma_y$ .

Les valeurs retenues, à priori, pour  $n_{x\_z1}$  et  $n_{y\_z1}$  sont égales à 70 et 13 respectivement pour une largeur de 52 mm de la zone 1. Il faudrait maintenant vérifier que le raffinement du maillage à l'intérieur de cette zone, en gardant sa largeur inchangée, n'entraînerait pas un

changement considérable dans les résultats de la simulation. Pour cela,  $n_x_{z1}$  et  $n_y_{z1}$  sont augmentés séparément puis simultanément.

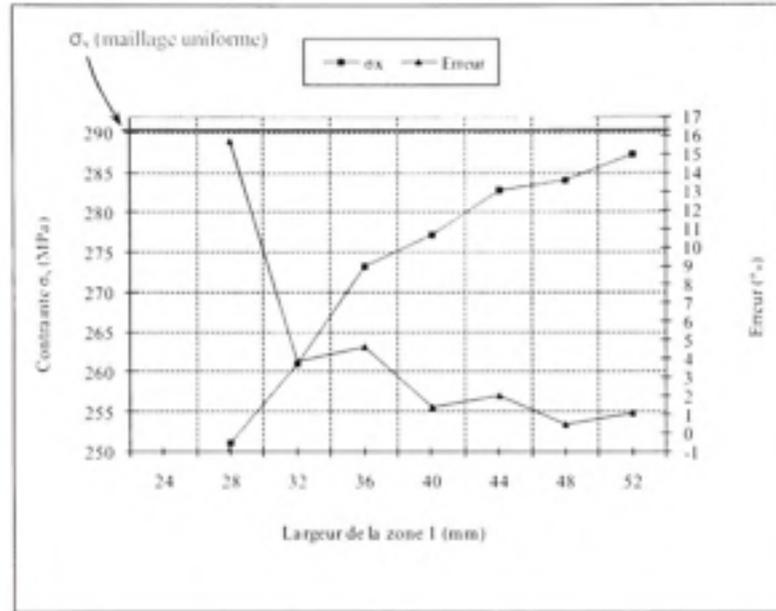


Figure 4.5 Convergence de la valeur de  $\sigma_x$  suivant la largeur de la zone 1.

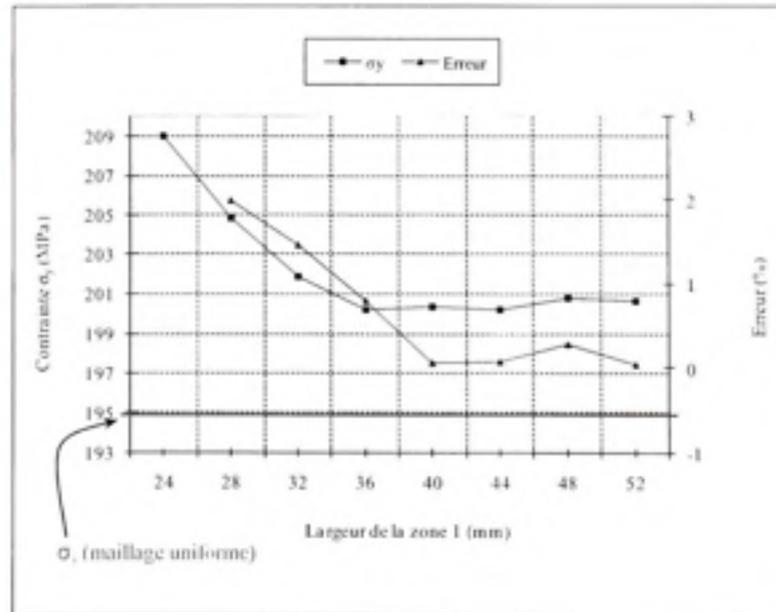


Figure 4.6 Convergence de la valeur de  $\sigma_y$  suivant la largeur de la zone 1.

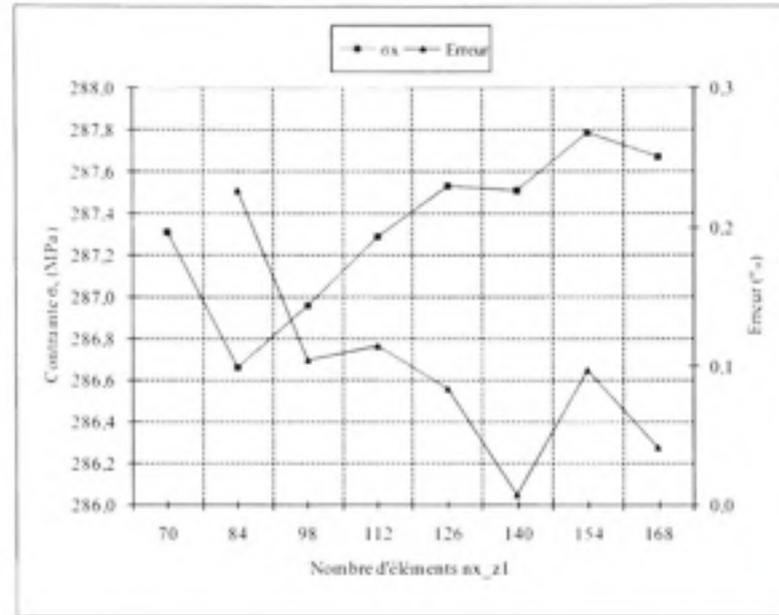


Figure 4.7 Convergence de la valeur de  $\sigma_x$  suivant la valeur de  $n_{x\_z1}$ .

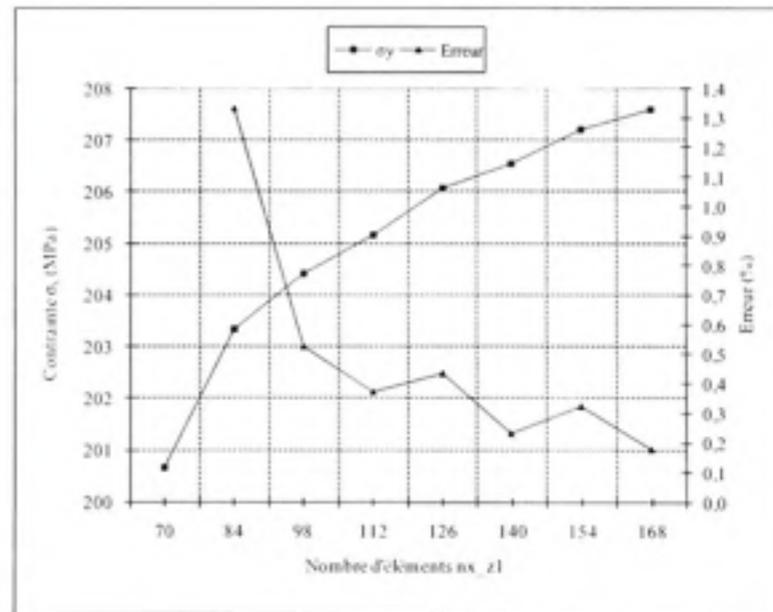


Figure 4.8 Convergence de la valeur de  $\sigma_y$  suivant la valeur de  $n_{x\_z1}$ .

Les figures 4.7 et 4.8 montrent la convergence de  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  respectivement selon la valeur de  $n_{x\_z1}$  ( $n_{y\_z1}$  fixé à 13 éléments). Il y apparaît que la valeur 70 pour  $n_{x\_z1}$  est suffisante puisque l'erreur de calcul ne dépasse pas les 0.23 % pour  $\sigma_x$  et 1.4 % pour  $\sigma_y$ .

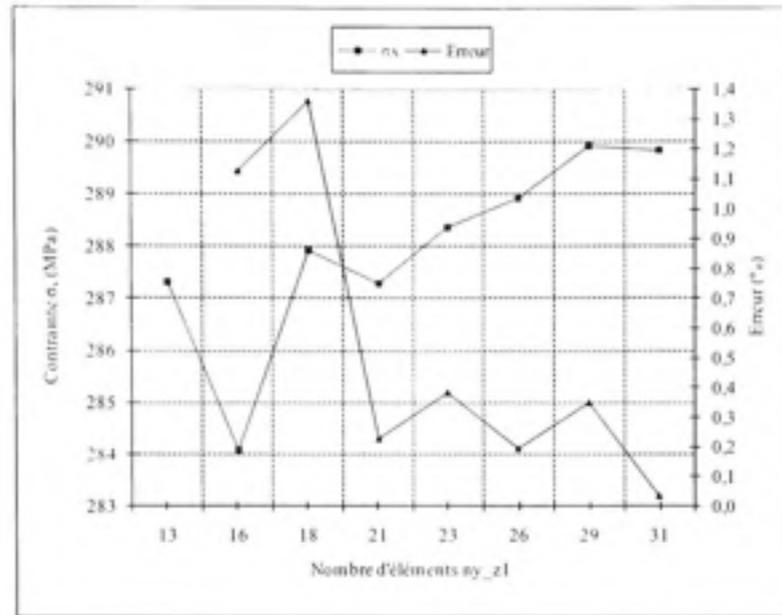


Figure 4.9 Convergence de la valeur de  $\sigma_x$  suivant la valeur de  $n_{y\_z1}$ .

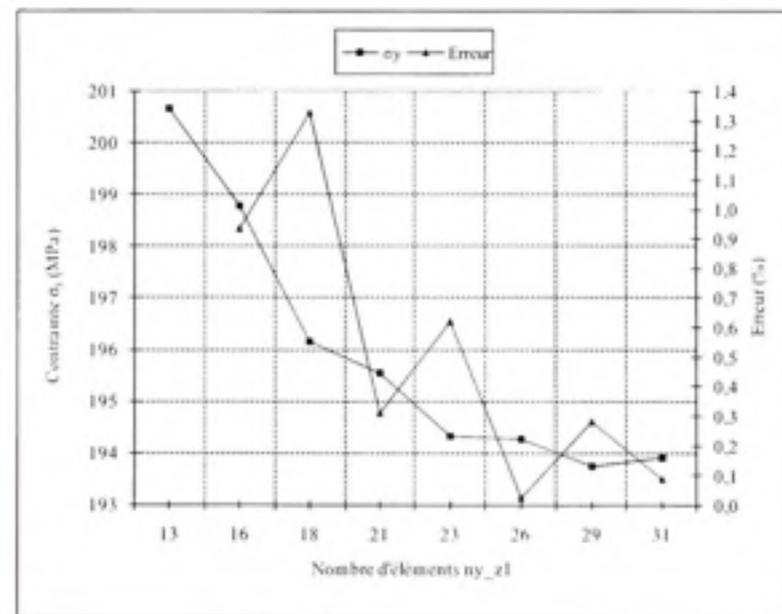


Figure 4.10 Convergence de la valeur de  $\sigma_y$  suivant la valeur de  $n_{y\_z1}$ .

En fixant  $n_{x\_z1}$  à 70 éléments et en variant  $n_{y\_z1}$  le constat est similaire. Effectivement, en augmentant la valeur de  $n_{y\_z1}$  au-delà de 13 éléments l'erreur de calcul ne dépasse pas 1.4 % pour les deux contraintes  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  (voir Figure 4.9 et Figure 4.10).

Finalement, la variation simultanée de  $n_{x\_z1}$  et  $n_{y\_z1}$  s'effectue en multipliant ces deux nombres par le même taux d'augmentation du nombre d'éléments dans la zone 1.

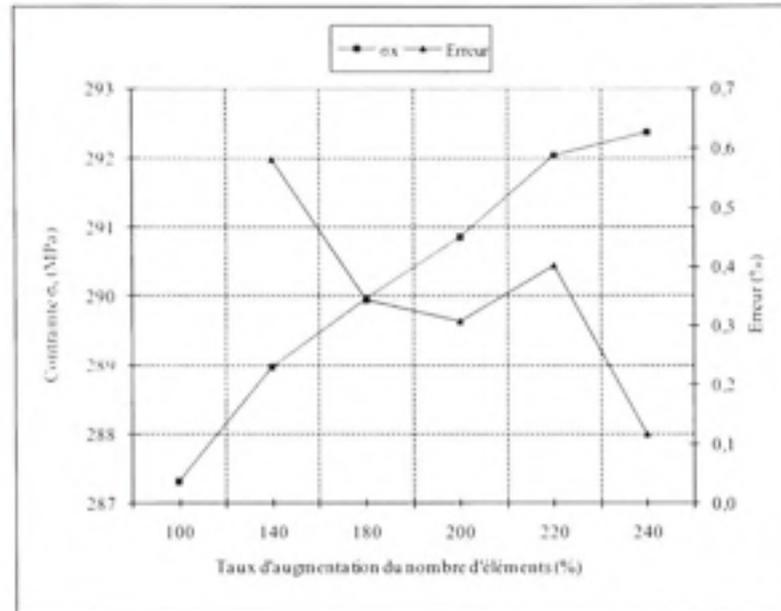


Figure 4.11 Convergence de  $\sigma_x$  selon le taux d'augmentation du nombre d'éléments.

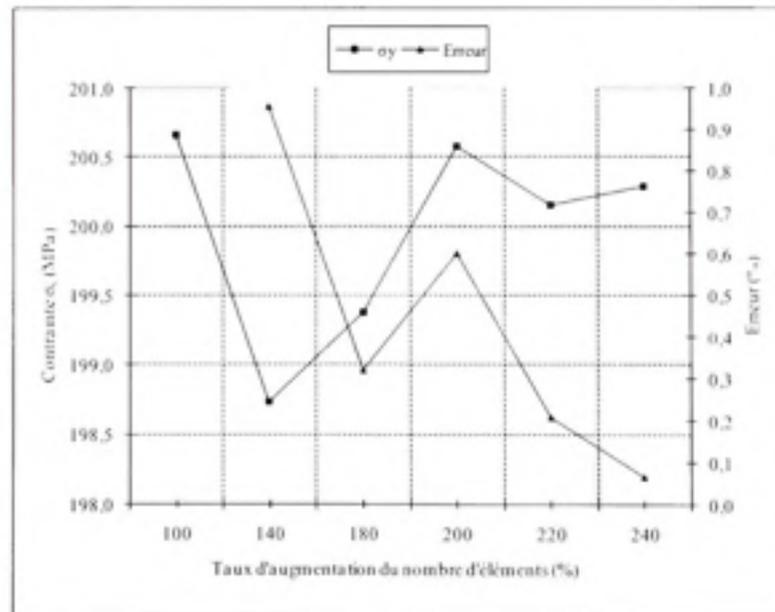
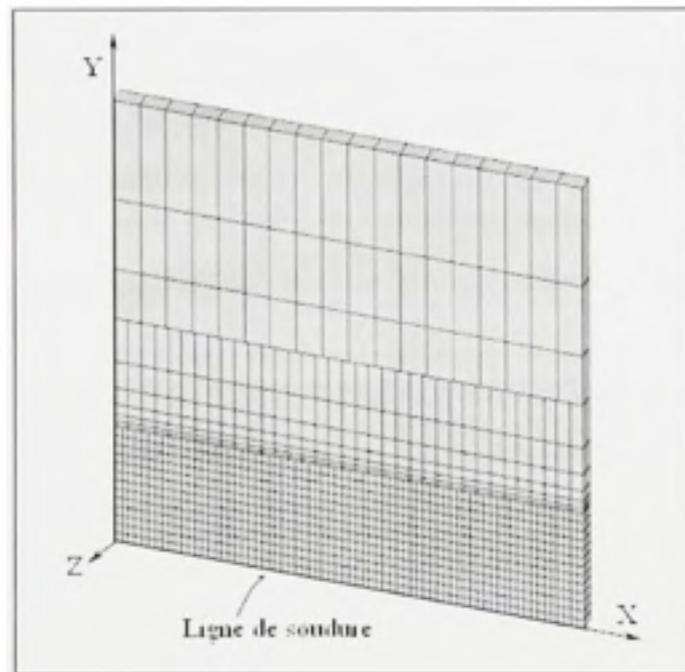


Figure 4.12 Convergence de  $\sigma_y$  selon le taux d'augmentation du nombre d'éléments.

Les Figure 4.11 et Figure 4.12 montrent que le constat est encore une fois le même. L'erreur de calcul ne dépasse pas 0.6 % pour  $\sigma_x$  et 1 % pour  $\sigma_y$ .

En conclusion, la discrétisation de la zone 1 par 70 éléments sur la longueur et 13 éléments sur la largeur est suffisante pour que les résultats de la simulation soient assez précis et concordent avec ceux obtenus avec le maillage uniforme.

La plaque discrétisée ainsi est montrée sur la Figure 4.13. Ce maillage renferme donc 1227 éléments ce qui représente un peu plus du tiers du nombre d'éléments du maillage uniforme.



**Figure 4.13** Maillage dissimilaire après convergence.

## CHAPITRE 5

### RÉSULTATS ET DISCUSSION

Les températures et les contraintes résiduelles constituent les plus importants résultats que permet d'obtenir la simulation du soudage. Comme expliqué précédemment, l'impossibilité de valider expérimentalement les résultats oblige à réaliser deux simulations du soudage selon que la courbe du CDT est modifiée ou non. La comparaison des courbes de contraintes résiduelles obtenues des deux simulations permettra de mettre en évidence l'effet d'une telle modification sur ces contraintes.

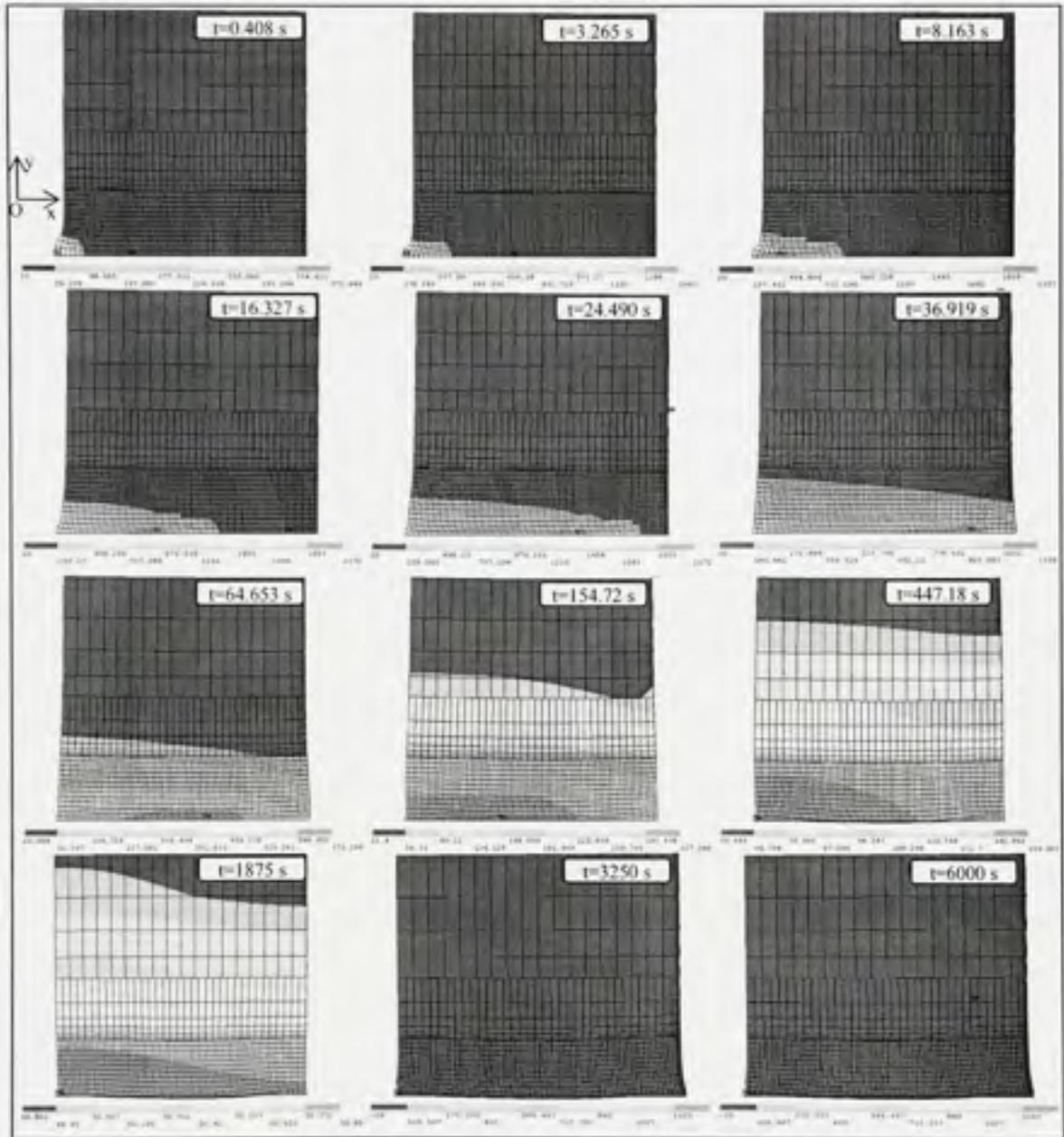
À la fin de ce chapitre une étude de sensibilité sera présentée afin d'observer l'influence de certaines caractéristiques de la courbe modifiée du CDT sur la valeur de la contrainte résiduelle au centre du cordon de soudure.

#### 5.1 Distribution des températures

Considérant que l'implémentation des courbes modifiées du CDT ne s'effectue que durant l'analyse structurale, les températures obtenues de l'analyse thermique sont les mêmes pour les deux simulations citées plus haut.

##### 5.1.1 Distribution spatiale

Le calcul numérique traduit les différents chargements (flux de chaleur et convection) en température en tout point de la plaque. Celle-ci varie selon la distance du point considéré du centre de la source de chaleur (centre des deux demi-ellipses). La Figure 5.1 permet de visualiser la distribution des températures sur la face supérieure de la plaque à différents intervalles de temps. Durant tout le cycle échauffement-refroidissement, une grande partie de la plaque demeure inaffectée thermiquement ce qui reflète le caractère très localisé du soudage. La zone de fort gradient de températures se situe alors au voisinage du centre mobile.



**Figure 5.1** Distribution surfacique des températures.

La Figure 5.1 permet aussi de voir que le point de température maximale suit le déplacement du centre de la torche jusqu'à l'extrémité de la plaque. Une fois que tout le cordon de soudure est déposé et que le refroidissement commence, le point de température maximale se déplace de cette extrémité vers le centre de la plaque. Ceci est dû au fait que la perte de

chaleur est plus élevée aux abords de la plaque qu'à son centre. À la fin du refroidissement, la température en tout point de la plaque devient pratiquement égale à la température initiale.

### 5.1.2 Distribution temporelle - Solide thermique

La courbe tridimensionnelle montrée sur la Figure 5.2 représente la variation, durant tout le cycle échauffement-refroidissement, des températures des points situés sur la ligne transversale au milieu de la plaque. La même ligne sera utilisée pour obtenir la distribution des contraintes résiduelles. Le choix de cette ligne est justifié par le fait qu'elle est la plus éloignée des bords de la plaque et donc peu influencée par les phénomènes de bords sur les valeurs des températures et des contraintes.

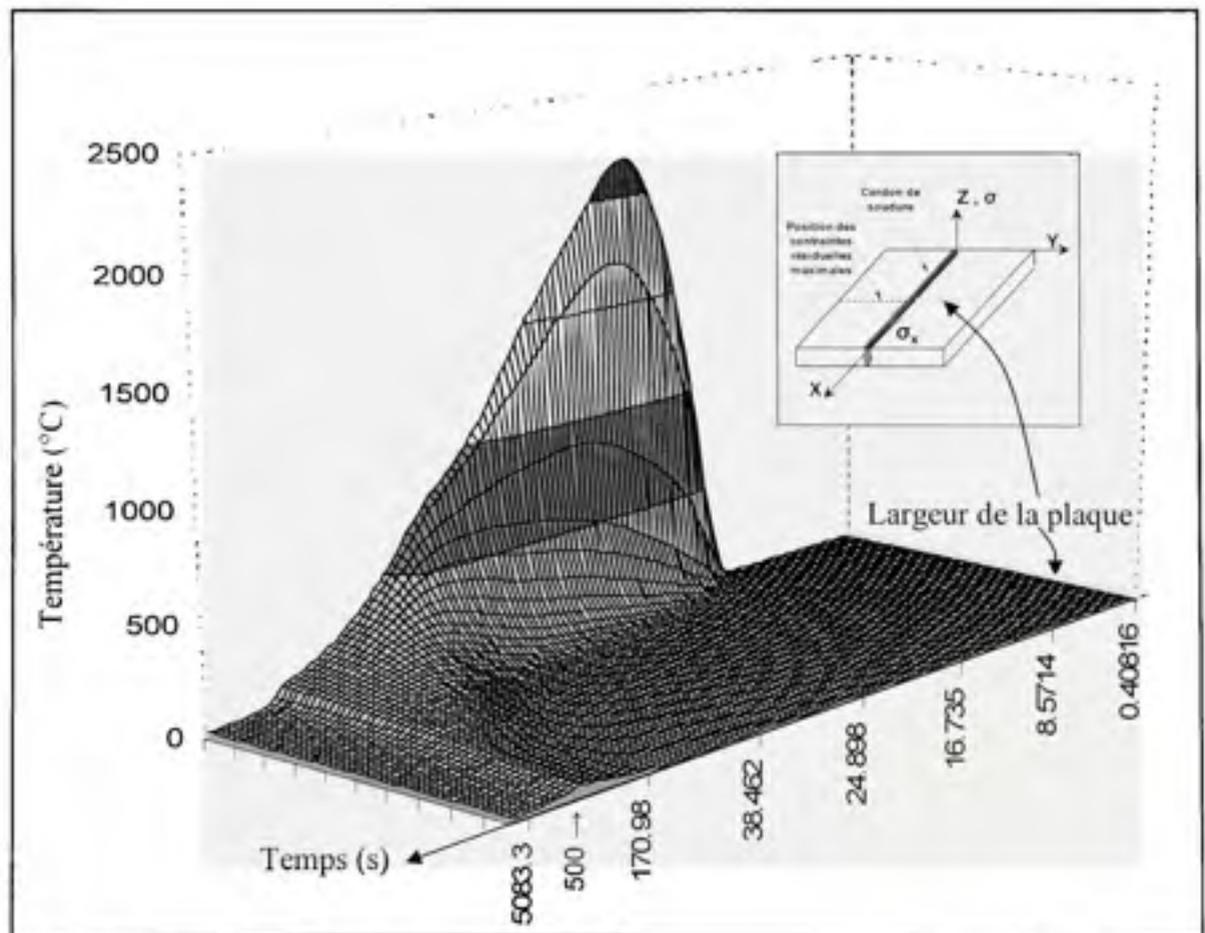


Figure 5.2 Solide thermique.

Sur cette ligne, les points loin du cordon de soudure gardent pratiquement la même température durant tout le cycle. Les températures des points proches du cordon de soudure demeurent inchangées jusqu'à ce que la source de chaleur au centre des deux demi-ellipses atteigne le centre de la plaque, après quoi ces températures varient de façon très brève. La température maximale est atteinte au centre de la plaque et est égale à 2172 °C. À noter que la légère augmentation du taux de refroidissement à partir de 500 secondes est due à un effet visuel du fait que les divisions de l'axe temporel sur cette figure ne représentent pas le même intervalle de temps. En effet, à partir de  $t = 500$  secondes chacune des divisions vaut 500 secondes alors qu'avant ce moment elles valaient des intervalles de temps beaucoup plus faible.

## 5.2 Modification de la courbe du CDT

### 5.2.1 Courbes interpolées de refroidissement du CDT

La création des courbes interpolées de refroidissement du CDT s'effectue durant l'analyse structurale mais avant l'application des chargements (températures).

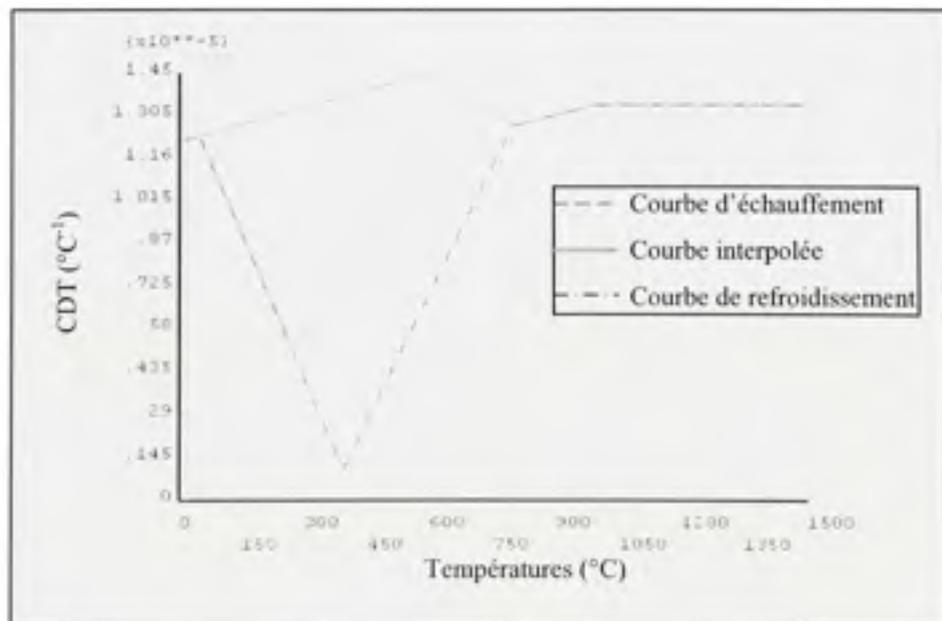
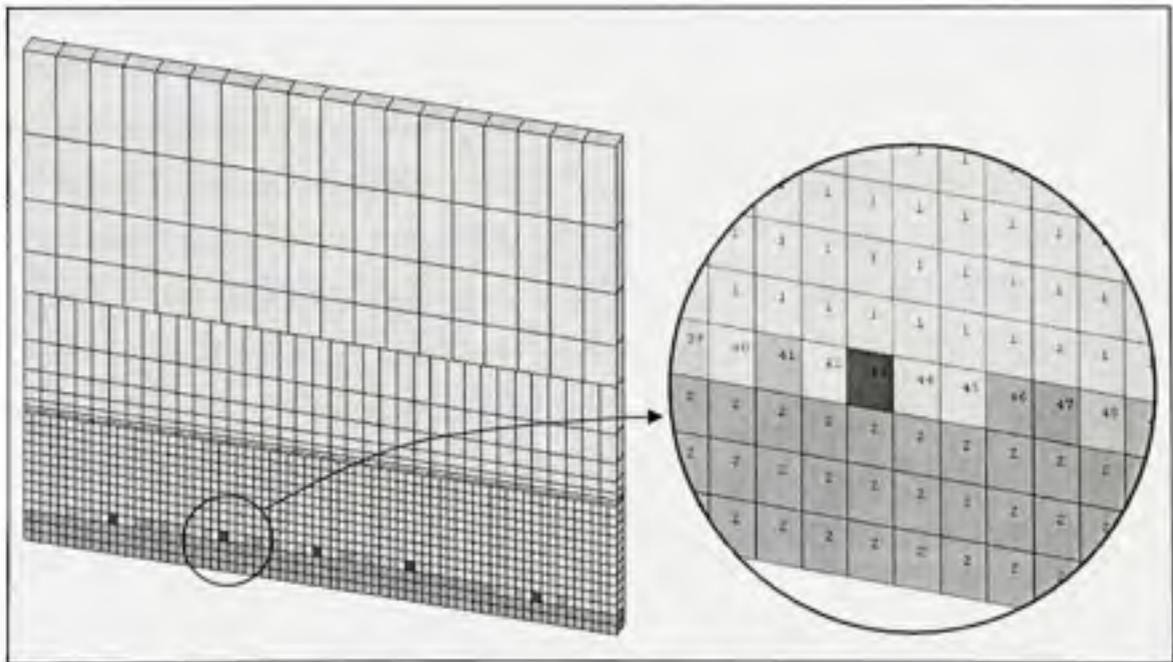


Figure 5.3 Courbe interpolée du CDT pour l'élément 200.

La lecture des températures permet de trouver alors que 53 éléments ont chacun une température maximale se situant entre  $AC_1$  et  $AC_3$ . En conséquence 53 courbes interpolées de refroidissement du CDT sont alors créés selon chacune de ces températures. La Figure 5.3 montre une de ces courbes correspondant à l'élément 200 dont la température maximale est égale à  $725\text{ }^\circ\text{C}$ .

### 5.2.2 Implémentation des courbes de refroidissement du CDT.

L'implémentation des courbes de refroidissement du CDT s'effectue durant l'analyse structurale et ceci pendant l'application des températures. Chacun des éléments du maillage se voit alors attribué sa propre courbe de refroidissement du CDT selon la température maximale qu'il a atteint lors de l'analyse thermique.



**Figure 5.4** Modification de la courbe du CDT pour les éléments de la ZAT.

Sur la Figure 5.4 trois zones d'éléments peuvent être identifiées. La zone de couleur violette est celle des éléments dont la température maximale a dépassé  $AC_3$ . Par conséquent, durant la phase de refroidissement, ils prendront les valeurs du CDT de la courbe de refroidissement

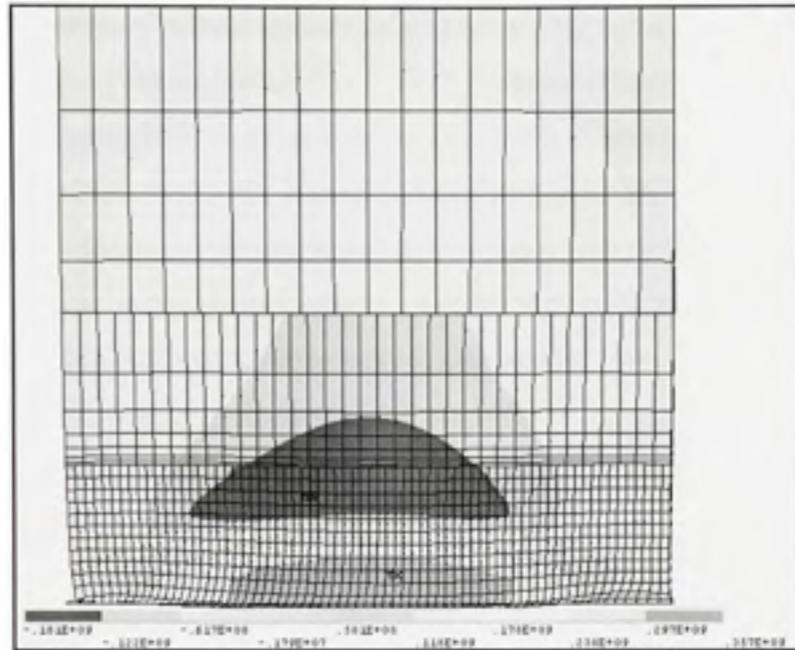
définie au préalable (matériau n° 2). Les éléments de la zone de couleur cyan, représentant la zone de métal de base, gardent la même courbe du CDT lors du refroidissement (matériau n°1) vu que leur température maximale demeure en dessous d' $AC_1$ . La zone multicolore est une zone intermédiaire entre les deux premières et regroupe les 53 éléments pour lesquels des courbes interpolées de refroidissement du CDT ont été créés auparavant. À noter que la distribution asymétrique, par rapport au centre du cordon de soudure, des éléments dont la courbe du CDT a été modifiée est due à la différence des dimensions des deux demi-ellipses.

### **5.3 Distribution surfacique des contraintes résiduelles**

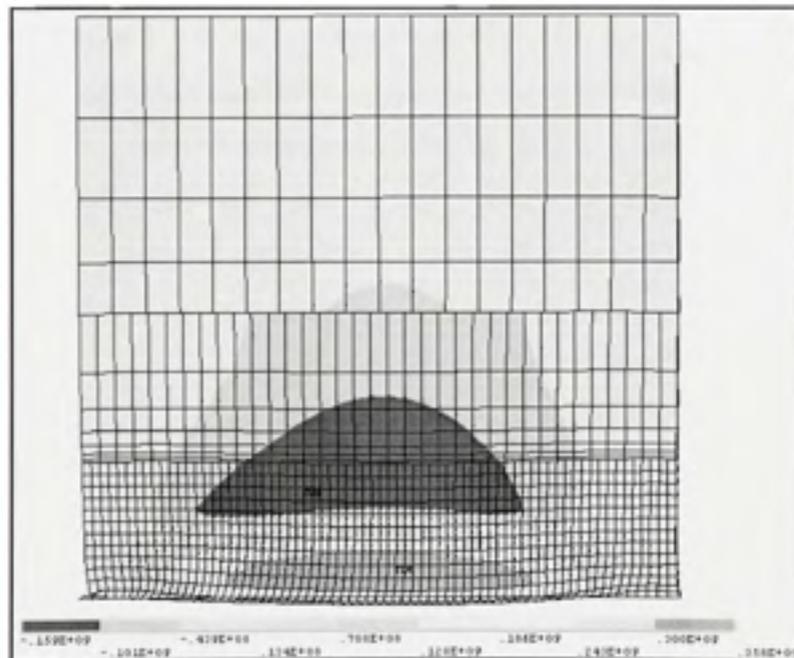
#### **5.3.1 Contraintes résiduelles longitudinales**

Les figures 5.5 et 5.6 présentent la distribution, sur toute la plaque, des contraintes résiduelles longitudinales obtenues, respectivement, sans et avec modification de la courbe du CDT. Dans les deux cas, le centre de la plaque se voit être la zone la plus sollicitée; des contraintes de traction y agissent. Dans le reste de la plaque des contraintes de compression se créent pour équilibrer les premières jusqu'à atteindre une valeur pratiquement nulle aux abords de la plaque. Cependant, il apparaît clairement que, dans le cas où la courbe du CDT est modifiée, la valeur maximale des contraintes est décalée loin de l'axe de soudure. Ainsi, la modification de la courbe du CDT a effectivement réduit la valeur de la contrainte résiduelle longitudinale sur le cordon de soudure selon ce que prédit l'expérience en général pour les matériaux qui changent de phase lors du soudage [5].

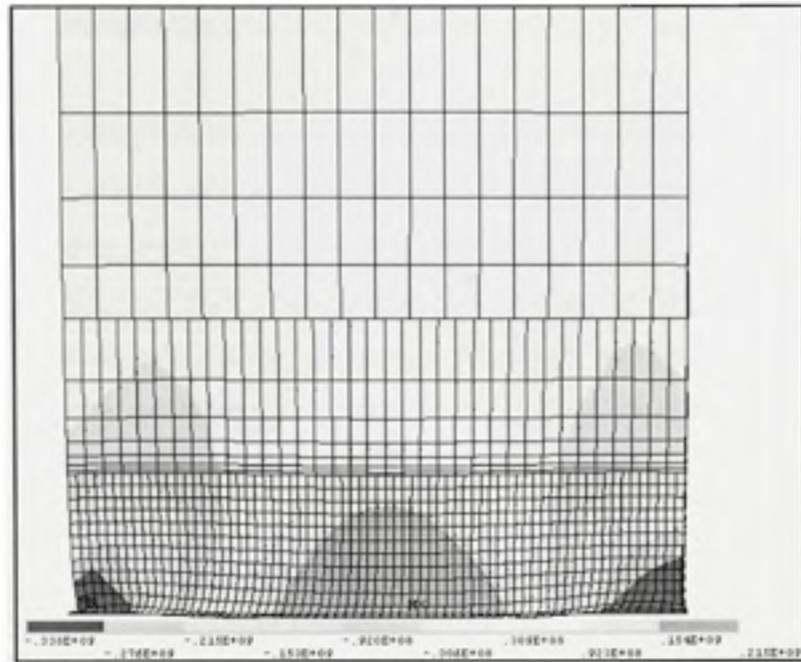
Concernant la qualité du maillage, les deux figures montrent que le couplage entre la zone 2 et 3 est effectué au détriment de la précision des résultats. Toutefois, cette imprécision n'est pas importante. En effet, les contraintes agissant dans cette ligne d'interface, en plus d'être inférieure aux contraintes maximales atteintes sur la plaque, agissent loin de la zone critique (cordon de soudure).



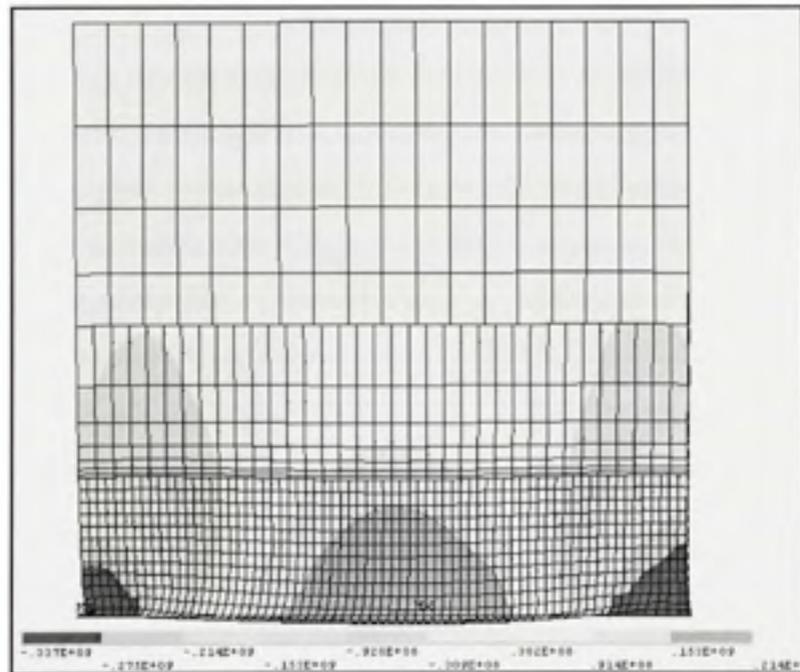
**Figure 5.5** Contraintes résiduelles longitudinales sans modification du CDT.



**Figure 5.6** Contraintes résiduelles longitudinales avec modification du CDT.



**Figure 5.7** Contraintes résiduelles transversales sans modification du CDT.



**Figure 5.8** Contraintes résiduelles transversales avec modification du CDT.

### 5.3.2 Contraintes résiduelles transversales

Les contraintes transversales résiduelles se présentent en zones de traction et de compression qui s'alternent le long du cordon de soudure (voir Figure 5.7 et Figure 5.8). La zone centrale du cordon de soudure subit des contraintes transversales de traction et les deux zones entourant ses extrémités subissent, par principe d'équilibre, des contraintes de compression. Celles-ci sont les plus grandes et leur valeur approche celle de la contrainte d'écoulement (en valeur absolue). Le reste de la plaque subit des contraintes de traction dont la valeur tend vers zéro aux abords de la plaque.

### 5.4 Distribution transversale des contraintes résiduelles

Dans le paragraphe précédent il a été établi que la ligne transversale passant par le centre de la plaque est la plus sollicitée. Une attention particulière est alors donnée à la distribution des contraintes résiduelles sur cette ligne. Pour les deux simulations de telles distributions sont montrées sur la Figure 5.9. Concernant les contraintes résiduelles longitudinales, cette figure montre que la plaque est sollicitée au milieu par de fortes contraintes de traction atteignant la contrainte d'écoulement du matériau. Ces contraintes sont équilibrées par des contraintes de compression de moindres intensités mais agissant sur une zone plus étendue loin de la ligne de soudure. Aux abords de la plaque ces contraintes sont pratiquement nulles ce qui indique que la plaque est suffisamment large. Les deux courbes de contraintes résiduelles longitudinales sont pratiquement identiques sauf au voisinage de la ligne de soudure où l'effet de la modification de la courbe du CDT est observé. En effet, sans cette modification, la contrainte d'écoulement est atteinte sur la ligne de soudure. Avec l'implémentation de la courbe modifiée du CDT, la contrainte résiduelle longitudinale sur cette ligne diminue de presque 70 MPa et sa valeur maximale se voit alors décalée de 15 mm loin de cette ligne. Ainsi, l'effet de la modification de la courbe du CDT sur les contraintes résiduelles longitudinales concorde parfaitement avec l'effet qu'a le changement de volume sur ces contraintes dans cette zone. La Figure 5.9 indique aussi que l'implémentation de l'hystérésis sur la courbe du CDT n'a pas d'effet remarquable sur les contraintes résiduelles transversales, les courbes de ces contraintes étant pratiquement confondues.

Finalement, l'imprécision du maillage à l'interface des zones 2 et 3 discuté au parag. 5.3.1 peut être estimée comme négligeable sur cette figure (à 100 mm de la ligne de soudure). Effectivement, le saut dans la valeur des deux types de contraintes résiduelles n'est que de 20 MPa au maximum et ne concerne que les contraintes ne dépassant pas les 80 MPa pour les contraintes longitudinales et 45 MPa pour les contraintes transversales. Le couplage entre les zones 1 et 2, situé à 52 mm de la ligne de soudure, est quant à lui sans saut notable.

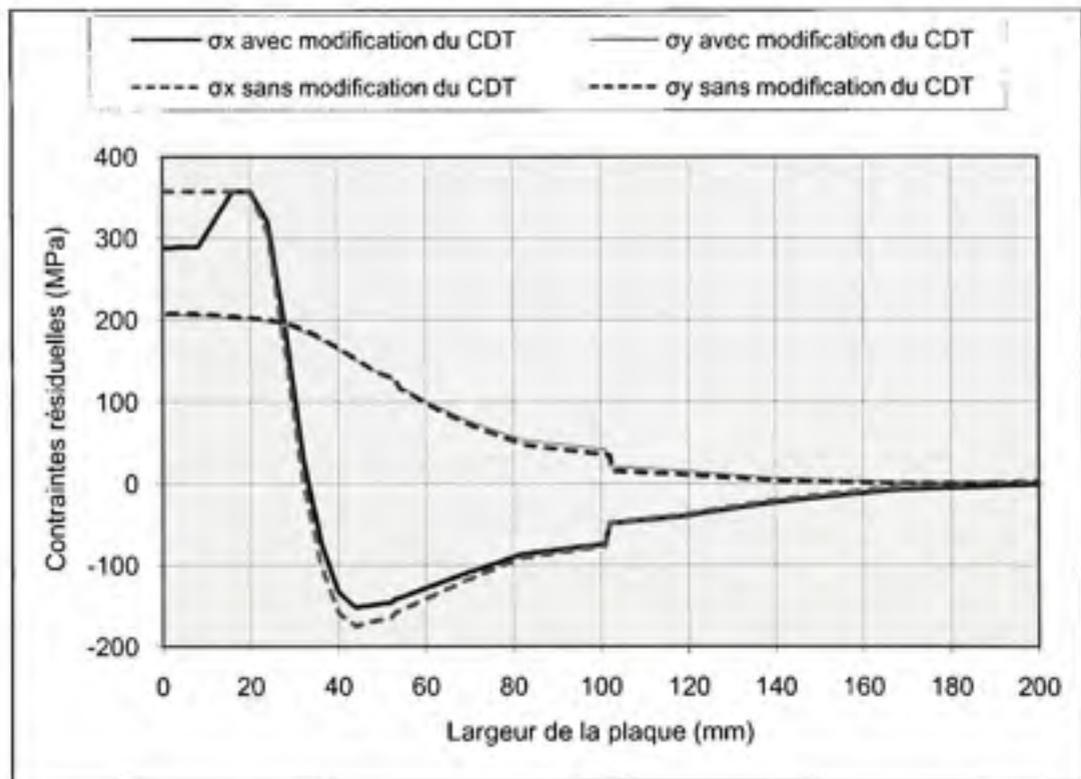


Figure 5.9 Contraintes résiduelles avec et sans modification du CDT.

## 5.5 Analyse de sensibilité

L'implémentation du comportement en hystérésis dans la courbe du CDT permet de simuler la réduction de la contrainte résiduelle longitudinale sur le cordon de soudure. Ce résultat est sensible aux deux choix particuliers lors de la modification de la courbe du CDT. Le premier est le choix des températures de début et de fin de la transformation martensitique ( $M_s$  et  $M_f$ ) et le deuxième est la pente de la courbe du CDT lors du refroidissement (voir  $M_s$  et  $AC_3$  de la

Figure 2.12). Ces choix étant presque arbitraires, il serait alors intéressant d'étudier la sensibilité des valeurs des contraintes résiduelles longitudinale et transversale au centre de la plaque ( $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  respectivement) face aux variations de ces trois caractéristiques de la courbe du CDT.

### 5.5.1 Influence des températures $M_s$ et $M_f$

L'influence de la variation de  $M_s$  et de  $M_f$  est étudiée en premier et ceci en gardant invariable la pente de la courbe de refroidissement. Pour cela, différentes valeurs sont retenues pour  $M_s$  et  $M_f$  dont quelques combinaisons sont montrées sur la Figure 5.10.

Les formules utilisées pour l'obtention des courbes interpolées de refroidissement restent applicables à toutes ces combinaisons puisque dès le début elles étaient construites en fonction des ces deux températures. La Figure 5.11 montre les valeurs de  $\sigma_x$  obtenues pour les 22 combinaisons de  $M_s$  et  $M_f$ .

Les résultats obtenus permettent d'énoncer quelques observations :

- Pour une température  $M_s$  constante, la contrainte  $\sigma_x$  diminue quand la température  $M_f$  diminue (exemple :  $M_s=400$  °C et  $M_f$  varie de 350 à 50 °C);
- Pour une température  $M_f$  constante, la contrainte  $\sigma_x$  diminue avec la diminution de  $M_s$  (exemple :  $M_f= 50$  °C et  $M_s$  varie de 400 à 100 °C);
- Le taux de diminution de  $\sigma_x$  n'est considérable que pour des valeurs de  $M_s$  au dessus de 300 °C. En d'autres termes, pour des valeurs de  $M_s$  en dessous de 300 °C la valeur de la contrainte  $\sigma_x$  est pratiquement la même.

Ainsi, il est possible de conclure que la contrainte résiduelle longitudinale au centre de la plaque ( $\sigma_x$ ) est d'autant plus réduite que les températures  $M_s$  et  $M_f$  sont plus petites et que

l'écart entre ces deux températures est plus petit et ceci pour une pente constante de la courbe du CDT lors du refroidissement.

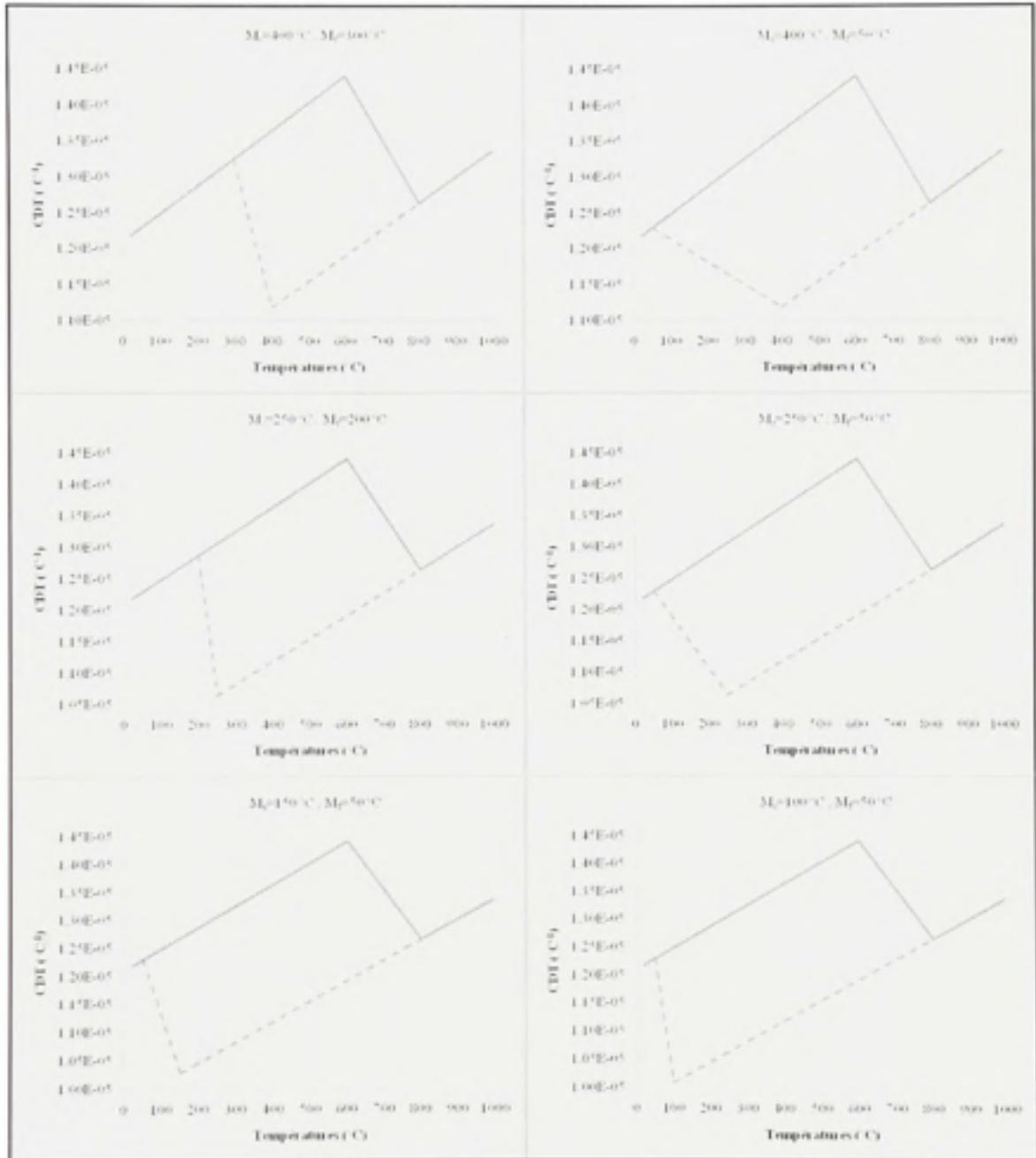


Figure 5.10 Quelques combinaisons des valeurs de  $M_s$  et  $M_f$ .

Les résultats de la contrainte transversale  $\sigma_y$  sont montrés sur la Figure 5.12. Pour les 22 combinaisons de valeurs de  $M_s$  et  $M_f$ , la variation de  $\sigma_y$  reste inférieure à 0,5%. Par conséquent  $\sigma_y$  demeure pratiquement insensible aux variations de ces deux températures.

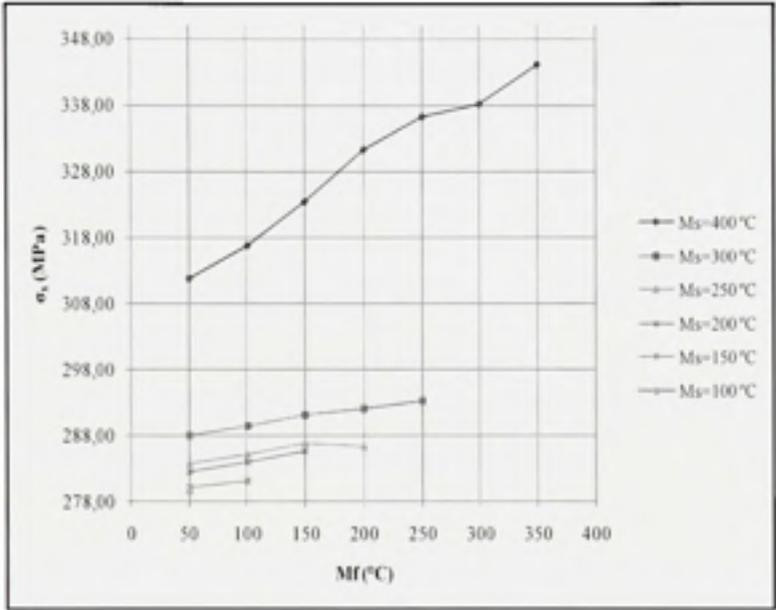


Figure 5.11 Contrainte  $\sigma_x$  en fonction des valeurs de  $M_s$  et  $M_f$ .

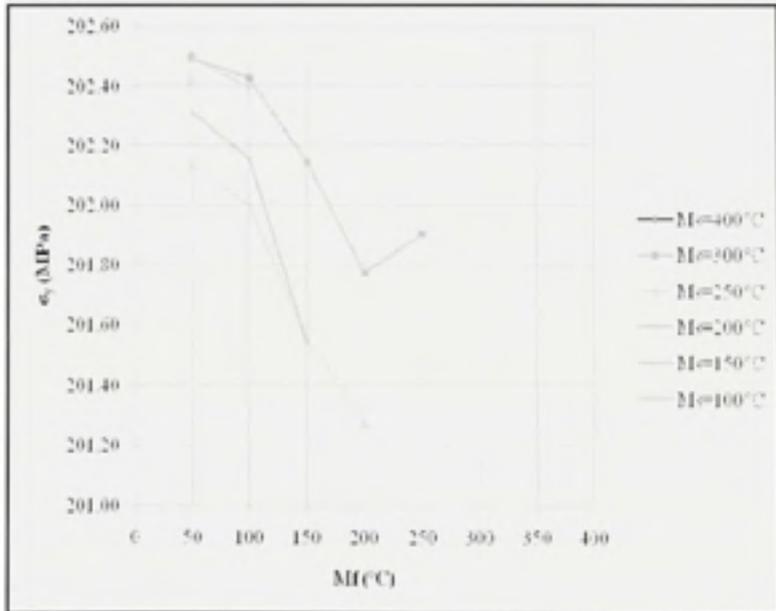


Figure 5.12 Contrainte  $\sigma_y$  en fonction des valeurs de  $M_s$  et  $M_f$ .

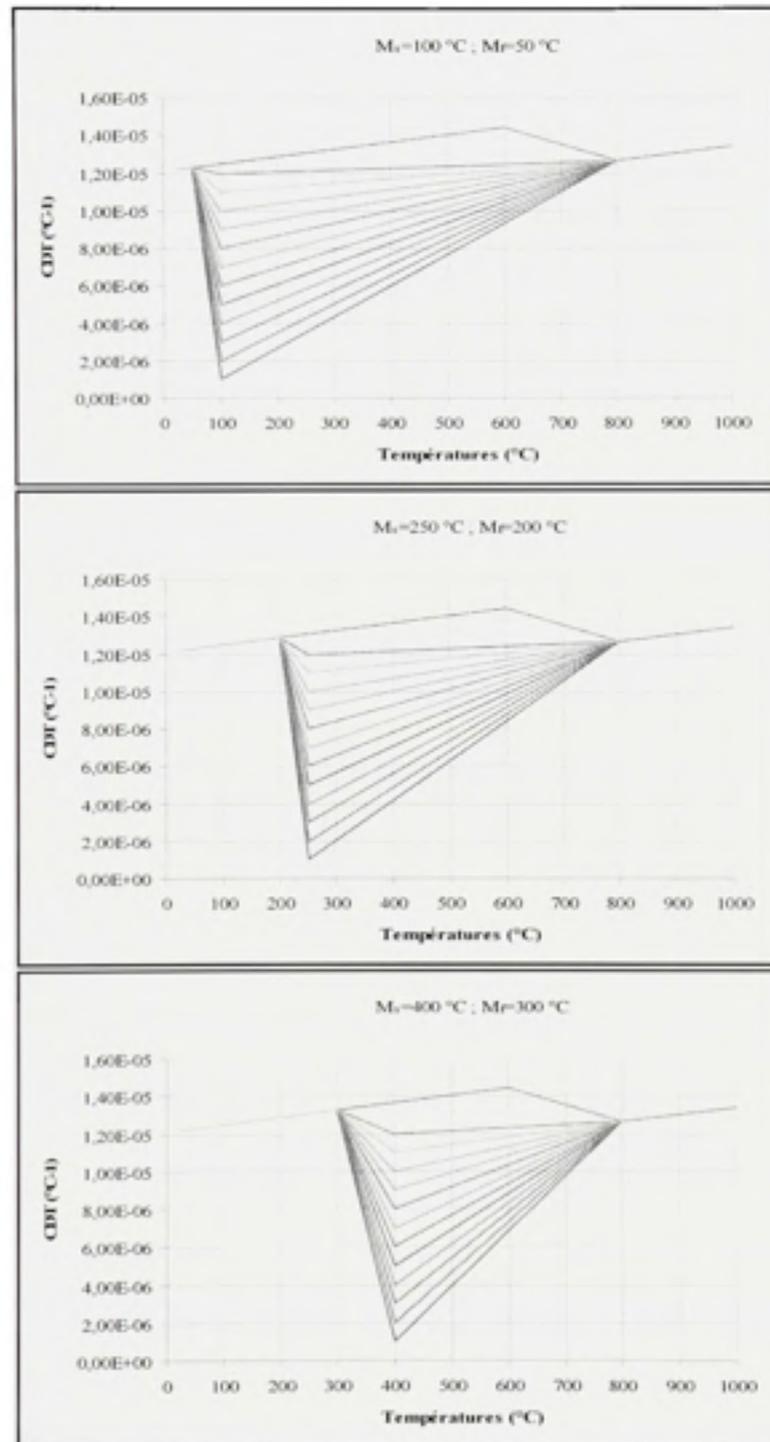
### 5.5.2 Influence de la pente de la courbe de refroidissement du CDT

Pour observer l'influence de la variation de la pente de refroidissement du CDT (entre  $AC_3$  et  $M_s$ ) sur les contraintes résiduelles longitudinale et transversale au milieu de la plaque, trois combinaisons sont retenues pour les valeurs de  $M_s$  et  $M_f$ . Pour chaque combinaison, une série de simulations est réalisée selon la valeur de cette pente qu'il est possible de varier en variant tout simplement la valeur de  $\alpha_{M_s}$  (de  $12 \times 10^{-6}$  à  $1 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ ). La Figure 5.13 montre une série de variation de la pente pour chacune des combinaisons de  $M_s$  et  $M_f$ .

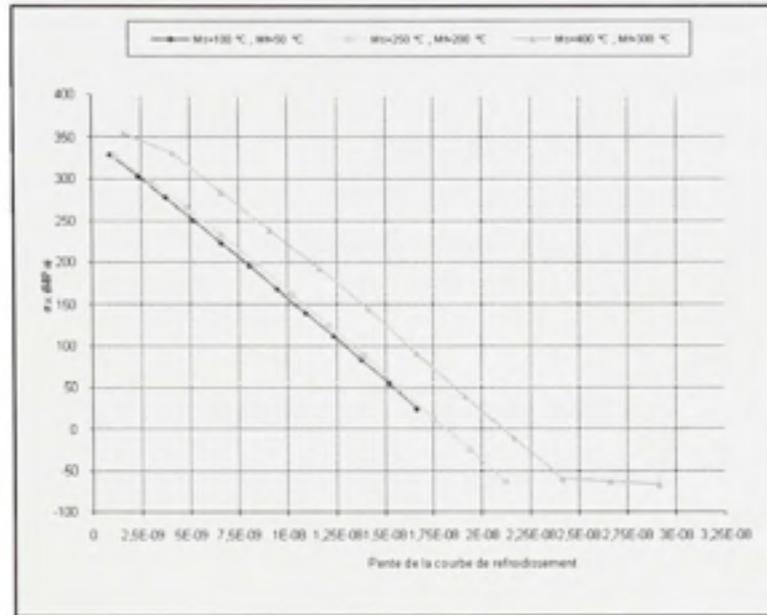
Les résultats pour la contrainte  $\sigma_x$  sont montrés sur la Figure 5.14. Plusieurs conclusions peuvent être tirées de ces résultats :

- Pour chacune des combinaisons de  $M_s$  et  $M_f$ , la contrainte  $\sigma_x$  diminue avec l'augmentation de la pente de la courbe de refroidissement.
- La valeur maximale de la pente qu'il est possible d'atteindre pour «  $M_s=100 \text{ } ^\circ\text{C}$ ,  $M_f=50 \text{ } ^\circ\text{C}$  », avec des valeurs positives du CDT, est égale à  $1,66 \times 10^{-8}$  (correspondant à  $\alpha_{M_s}=1 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ ). Ceci explique le manque de résultats, pour cette combinaison, pour des valeurs supérieures de cette pente. C'est pourquoi, la comparaison entre les trois combinaisons devrait se limiter à cette valeur de la pente. Ainsi, les résultats viennent confirmer deux faits établis précédemment. Le premier est que la contrainte  $\sigma_x$  est plus petite pour des valeurs plus petites de  $M_s$  et  $M_f$ . Le deuxième fait est que, pour des valeurs de  $M_s$  et  $M_f$  inférieures à  $300 \text{ } ^\circ\text{C}$ , les valeurs des contraintes  $\sigma_x$  sont pratiquement identiques (courbes : «  $M_s=100 \text{ } ^\circ\text{C}$ ;  $M_f=50 \text{ } ^\circ\text{C}$  » et «  $M_s=250 \text{ } ^\circ\text{C}$ ;  $M_f=200 \text{ } ^\circ\text{C}$  » presque confondues sur la Figure 5.14).
- L'augmentation de la pente de refroidissement a permis, pour deux des combinaisons de  $M_s$  et  $M_f$ , de réduire la valeur de  $\sigma_x$  jusqu'à la rendre négative (contrainte résiduelle longitudinale de compression) et ceci bien que  $M_s$  et  $M_f$  soient aussi augmentées. Cette valeur n'a pu être obtenue avec les plus basses valeurs de  $M_s$  et  $M_f$  (avec une pente

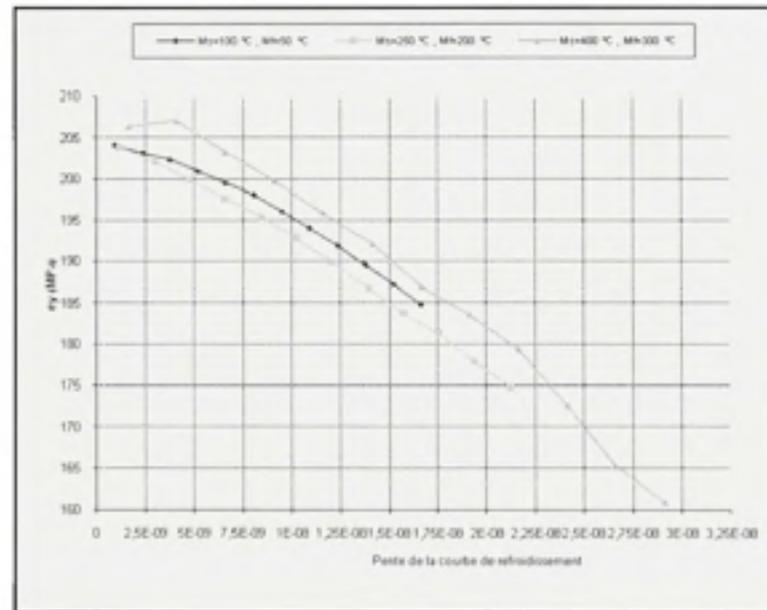
constante). Ceci indique que la contrainte  $\sigma_x$  est plus influencée par la variation de la pente que par la variation des valeurs de  $M_s$  et  $M_f$ .



**Figure 5.13 Variations de la pente de refroidissement du CDT.**



**Figure 5.14** Contrainte  $\sigma_x$  en fonction des valeurs de la pente de refroidissement.

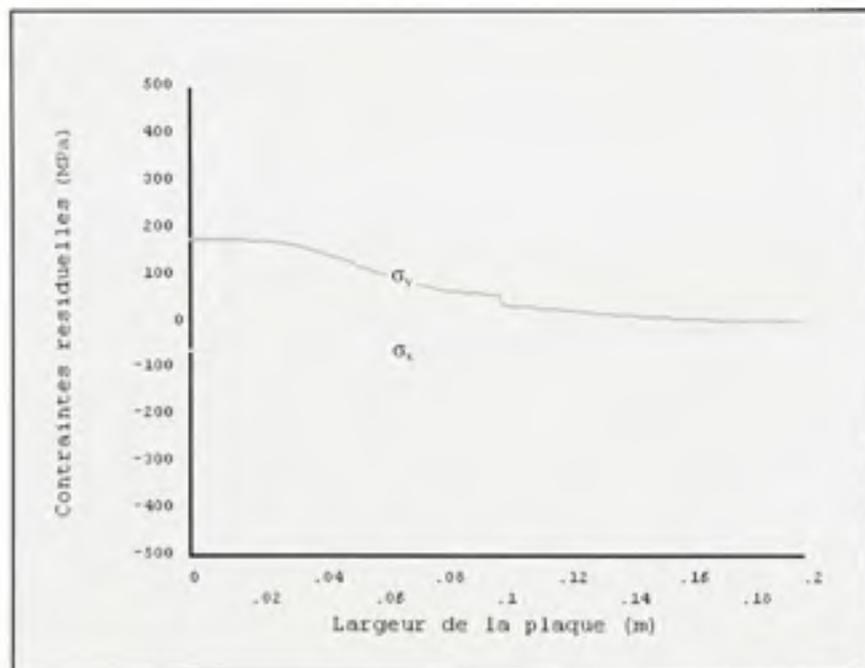


**Figure 5.15** Contrainte  $\sigma_y$  en fonction des valeurs de la pente de refroidissement.

Les résultats pour la contrainte transversale  $\sigma_y$ , montrés sur la Figure 5.15, confirment une fois de plus que la variation de  $M_s$  et  $M_f$  n'a pas d'influence notable sur les valeurs de la

contrainte  $\sigma_y$ . En effet, pour une même valeur de la pente, l'écart entre les valeurs de  $\sigma_y$  pour les trois combinaisons de  $M_s$  et  $M_f$  ne dépasse pas les 3%. Contrairement à ces deux caractéristiques de la courbe du CDT, la variation de la pente de cette courbe entraîne une variation relativement importante des valeurs de la contrainte  $\sigma_y$ . Ainsi, pour les trois combinaisons étudiées des valeurs de  $M_s$  et  $M_f$ , cette contrainte est d'autant plus petite que la pente de la courbe du CDT est plus grande.

La Figure 5.16 montre l'allure des courbes de  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  en gardant  $M_s=250$  °C et  $M_f=200$  °C mais en augmentant la pente de refroidissement au maximum. Celle-ci est obtenue pour  $\alpha_{M_s}=1 \times 10^{-6}$  °C<sup>-1</sup>.



**Figure 5.16** Contraintes  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  sur la ligne médiane transversale de la plaque.

Finalement, il serait intéressant de voir, pour terminer, quelle serait l'allure des courbes de  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  en prenant des valeurs limites des trois caractéristiques de la courbe du CDT parmi celles déjà considérées. Ces valeurs correspondent donc à une pente maximale (obtenue avec  $M_s=400$  °C et  $\alpha_{M_s}=1 \times 10^{-6}$  °C<sup>-1</sup>) et une valeur minimale de  $M_f$  (50 °C) comme indiqué sur la

Figure 5.17. Les résultats de la simulation avec ces nouveaux paramètres sont montrés sur la Figure 5.18. Il apparaît clairement sur cette courbe que l'implémentation d'une courbe modifiée du CDT permet d'approximer l'effet du changement de volume sur les contraintes résiduelles longitudinales. Tel effet qui consiste à réduire ces contraintes sur la ligne de soudure jusqu'à même les rendre de signe opposé.

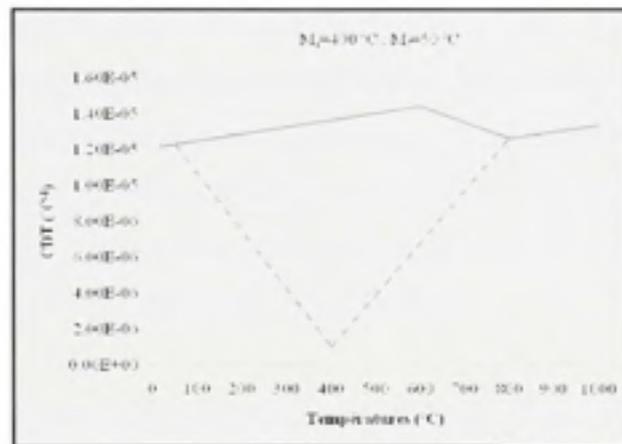


Figure 5.17 Courbe du CDT avec  $M_s = 400 \text{ }^\circ\text{C}$ ,  $M_f = 50 \text{ }^\circ\text{C}$  et  $\alpha_{Ms} = 1 \times 10^{-6} \text{ }^\circ\text{C}^{-1}$ .

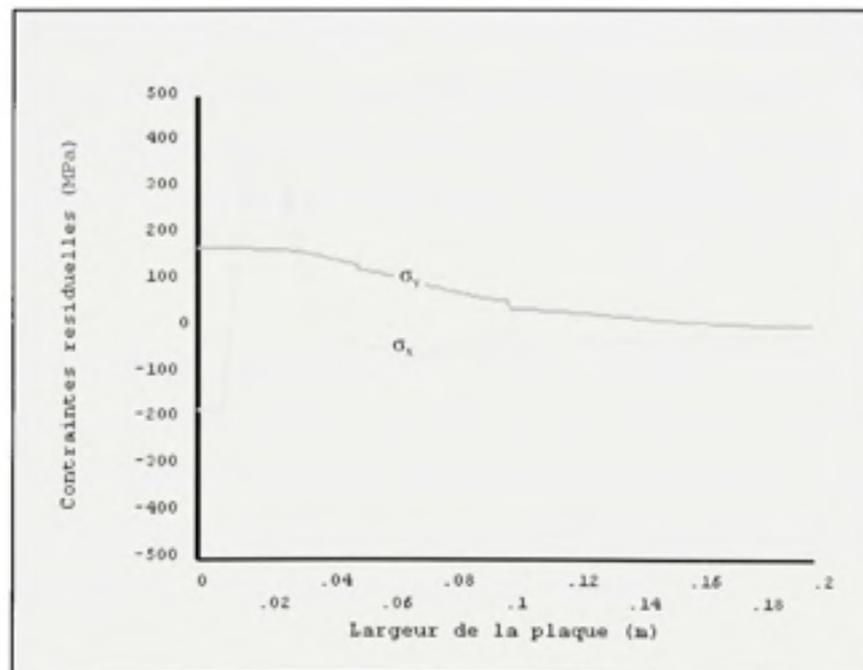


Figure 5.18 Contraintes  $\sigma_x$  et  $\sigma_y$  sur la ligne médiane transversale de la plaque.

## CONCLUSION

Un modèle d'éléments finis coque-3D est développé dans le présent mémoire, avec le logiciel Ansys®, pour simuler le soudage MAG de deux plaques planes dans le but de prédire numériquement les contraintes résiduelles qu'il peut engendrer.

Pour la prédiction des contraintes résiduelles en tenant compte de l'effet du changement de volume et sans être obligé de réaliser la modélisation métallurgique, l'approche proposée dans le cadre de cette étude consiste en la réalisation d'une modélisation thermostructurale couplée avec introduction d'un comportement en hystérésis sur la courbe du coefficient de dilatation thermique (CDT) du matériau similaire à celui observé sur la courbe des dilatations thermiques lors d'un cycle d'échauffement-refroidissement.

Un modèle réalisé avec trois zones de maillage dissimilaire a permis d'obtenir des résultats satisfaisants avec un nombre d'éléments réduit de presque deux tiers comparé à un modèle convergent de maillage uniforme.

Il a été possible, avec la modification de la courbe du CDT lors du refroidissement de simuler la réduction de la contrainte résiduelle longitudinale sur le cordon de soudure bien en dessous de la limite d'écoulement du matériau tel qu'observé dans la littérature pour des cas similaires d'études. Ces résultats étant satisfaisants, cette étude a fait l'objet d'un article de conférence [34].

Par ailleurs, une étude de sensibilité effectuée afin d'observer l'influence de certaines caractéristiques de la courbe modifiée du CDT sur la valeur de la contrainte résiduelle longitudinale sur le cordon de soudure a montré que cette modification pouvait engendrer une réduction encore plus grande des contraintes résiduelles longitudinales sur le cordon de soudure jusqu'à ce qu'elles deviennent des contraintes de compression.

## RECOMMANDATIONS

Les futurs travaux pourront porter sur:

- L'enregistrement en continu lors des essais de soudage des valeurs des contraintes résiduelles longitudinales et transversales en différents points des pièces soudées.
- Lors de l'analyse de sensibilité, chacune des valeurs retenues pour  $M_s$  et  $M_f$  devait être appliquée à tous les éléments (à chaque simulation). Or, ces deux températures sont fonction du taux de refroidissement qui bien sûr diffère selon la température atteinte par chaque élément. Il serait alors plus rigoureux de réaliser des essais expérimentaux afin d'obtenir les courbes réelles du CDT lors du refroidissement à différentes vitesses.
- La simulation du soudage avec des éléments solide.
- La comparaison des résultats expérimentaux et numériques afin d'ajuster les caractéristiques de l'hystérésis dans la courbe du CDT et l'élaboration du modèle avec un programme symbolique afin de pouvoir implémenter plus facilement l'hystérésis dans la courbe du CDT.

## ANNEXE I

### PREMIER PROGRAMME

- Maillage dissimilaire et modification de la courbe du CDT;
- Les paramètres utilisés ici donneront les résultats de la Figure 5.18.

```
!%%%%%%%%%%!  
!%%%%%%%% ANALYSE THERMIQUE %%%%%%%%%!  
!%%%%%%%%%%!  
  
finish  
/clear  
/prep7  
!+++++  
! Paramètres de calcul  
!+++++  
! ----- Dimensions -----  
Longueur_plaq=0.2 ! Longueur de la plaque (m)  
Largeur_plaq=0.2 ! Largeur de la plaque (m)  
epaisseur_plaq=0.008 ! Épaisseur de la plaque (m)  
largeur_ellips=.01 ! Largeur ellipse (m)  
longueur_ellips_av=0.01875 ! Longueur ellipse avant (m)  
longueur_ellips_ar=0.09375 ! Longueur ellipse arrière (m)  
marge=0.0001 ! Marge de tolérance (m)  
  
! ----- Soudage -----  
V=0.007 ! Vitesse de la torche (m/s)  
volt=36 ! Voltage du courant (v)  
ampere=350 ! Intensité du courant (A)  
rendement=.83 ! Efficacité du soudage (rendement)
```

```

q=rendement*volt*ampere           ! Énergie consommée par l'électrode (W)
flux_max=2*q/largeur_ellips/(longueur_ellips_av+longueur_ellips_ar)
                                ! flux_max est le flux de chaleur maximal fourni par la torche (W/m2)

! -----Conditions aux frontières-----
temper_ref=20                    ! Température de référence (°C)
temper_air=20                     ! Température ambiante (°C)

! -----Maillage, temps et pas de calcul-----
NX=70
NY=13
nx_z1=nx                          ! Nombre d'élément de la zone 1 suivant OX
nx_z2=NINT(0.5*nx_z1)             ! Nombre d'élément de la zone 2 suivant OX
nx_z3=NINT(0.5*nx_z2)
ny_z1=ny                          ! Nombre d'élément de la zone 1 suivant OY
ny_z2=NINT(0.5*ny_z1)             ! Nombre d'élément de la zone 2 suivant OY
ny_z3=NINT(0.5*ny_z2)
largeur_z1=0.052                   ! Largeur de la zone 1 (m)
largeur_z2=largeur_z1+(Largeur_plaq-largeur_z1)/3 ! Largeur de la zone 2 (m)
r1=1
r2=18
r3=2 ! ratio des éléments en direction X
dx=Longueur_plaq/nx_z1             ! Longueur d'un élément (m)
ne=nx_z1*ny_z1+nx_z2*ny_z2+nx_z3*ny_z3 ! Nombre total d'éléments
nbr_pas_soudag=nx_z1+1             ! Nombre de pas de soudage
nbr_pas_refroid1=40                ! Nombre de pas du 1er refroidissement
nbr_pas_refroid2=12                ! Nombre de pas du 2ème refroidissement
npas_total= nbr_pas_soudag+ nbr_pas_refroid1+ nbr_pas_refroid2 ! Nombre de pas total
temps_fin_refroid1=500             ! Temps à la fin du 1er refroidissement (s)
temps_fin_refroid2=temps_fin_refroid1*nbr_pas_refroid2

```

```

! Temps à la fin du 2ème refroidissement (s)
temps_soudag=dx*nbr_pas_soudag/V      !Temps à la fin du soudage (s)
temps_pas_soudag=temps_soudag/nbr_pas_soudag      ! Temps d'un PAS de soudage (s)
dt_pas_soud=temps_pas_soudag/5      ! Substep d'un PAS de soudage (s)
r=1.125
*DIM,temps_pas_refroid1,ARRAY,nbr_pas_refroid1
! Matrice des temps de pas du 1er refroidissement
temps_pas_refroid1(1)=temps_soudag+temps_pas_soudag
! Temps du premier pas du 1er refroidissement (s)
amin=(temps_fin_refroid1-temps_pas_refroid1(1))*(r-1)/(r**(nbr_pas_refroid1-1)-1)
*DO,i,2,nbr_pas_refroid1
    temps_pas_refroid1(i)=temps_pas_refroid1(i-1)+amin*r**(i-2)
*ENDDO

! -----Matrices-----
*DIM,temper_elem,ARRAY, npas_total,ne      ! Matrice des températures des éléments

!+++++
!
!                               Propriétés thermiques
!+++++

AC1=600      ! Température de début d'austénitisation (°C)
AC3=800      ! Température d'austénitisation totale (°C)
MP,DENS,1,7860      ! Densité du matériau (kg/m3)
MPTEMP      ! Table des températures (°C)
MPTEMP,,20,100,200,400,AC1,AC3
MPTEMP,,1000,1200,1400,1490,1570,1700
MPTEMP,,5000
MPDATA,HF,1,,9.5,11.8,16.3,30.8,54.8,90.8      ! Coefficient de refroidissement combiné
MPDATA,HF,1,,141.0,208.1,294.4,340.8,384.8,465.4

```

```

MPDATA,HF,1,,500
MPDATA,KXX,1,,51,49.5,48,42,37,26           ! Conductivité thermique (W/m.°C )
MPDATA,KXX,1,,26,28,28,50,80,120
MPDATA,KXX,1,,125
MPDATA,C,1,,480,500,510,580,700,1480       !Capacité calorifique (J/kg. °C)
MPDATA,C,1,,700,700,700,700,3200,700
MPDATA,C,1,,700

```

```

!+++++
!                                     Géométrie et Maillage
!+++++

```

```

! Type d'élément-----
ET,1,131,,,1,1                          ! SHELL131, linéaire
SECTYPE,1,SHELL
SECDATA,epaisseur_plaq

```

```

! -----Création du maillage à 3 zones-----
/view,1,1,2,3
rectang,0,Longueur_plaq,0,largeur_z1
CM,zone1,AREA
LSEL,S,LOC,X,marge,Longueur_plaq-marge
LESIZE,ALL,,,nx_z1
LSEL,S,LOC,X,-marge,marge
LESIZE,ALL,,,ny_z1,1/r1
LSEL,S,LOC,X,Longueur_plaq-marge,Longueur_plaq+marge
LESIZE,ALL,,,ny_z1,r1
LSEL,ALL
AMESH,zone1
CM,zone1N,NODE

```

```
ASEL,NONE
ESEL,NONE
NSEL,NONE
rectang,0,Longueur_plaq,largeur_z1,largeur_z2
CM,zone2,AREA
LSEL,S,LOC,X,marge,Longueur_plaq-marge
LESIZE,ALL,,,nx_z2
LSEL,S,LOC,X,-marge,marge
LESIZE,ALL,,,ny_z2,1/r2
LSEL,S,LOC,X,Longueur_plaq-marge,Longueur_plaq+marge
LESIZE,ALL,,,ny_z2,r2
LSEL,ALL
AMESH,zone2
CM,zone2E,ELEM
CM,zone2N,NODE
ASEL,NONE
ESEL,NONE
NSEL,NONE
rectang,0,Longueur_plaq,largeur_z2,Largeur_plaq
CM,zone3,AREA
LSEL,S,LOC,X,marge,Longueur_plaq-marge
LESIZE,ALL,,,nx_z3
LSEL,S,LOC,X,-marge,marge
LESIZE,ALL,,,ny_z3,1/r3
LSEL,S,LOC,X,Longueur_plaq-marge,Longueur_plaq+marge
LESIZE,ALL,,,ny_z3,r3
LSEL,ALL
AMESH,zone3
CM,zone3E,ELEM
CM,zone3N,NODE
```

ALLS  
 EPLOT

!-----Couplage des 3 zones-----

CMSEL,S,zone1N,NODE

NSEL,R,LOC,Y,largeur\_z1-marge,largeur\_z1+marge

CMSEL,S,zone2E,ELEM

CEINTF,,ALL ! L'exécution des couplages entre la zone 1 et zone 2

CMSEL,S,zone2N,NODE

NSEL,R,LOC,Y,largeur\_z2-marge,largeur\_z2+marge

CMSEL,S,zone3E,ELEM

CEINTF,,ALL ! L'exécution des couplages entre la zone 2 et zone 3

ALLS

/ESHAPE,1

EPLOT

FINISH

!+++++

! Chargement

!+++++

/SOLU

ANTYPE,TRANS ! Analyse transitoire

NROPT,FULL

KBC,0 ! Chargement en rampe

SOLCONTROL,ON

OUTRES,ALL,LAST ! Uniquement le dernier résultat de chaque pas

AUTOTS,ON ! Ajustement automatique des temps de substep

trf,temper\_ref ! Température de référence (°C)

! Soudage+++++

```

DELTIM,dt_pas_soud,0.001,temps_pas_soudag,on
*DO,i,1,nbr_pas_soudag
  ALLS
  SFEDELE,ALL,ALL,ALL          !Annuler les chargements précédents
  TIME,i*temps_pas_soudag      !Temps à la fin du pas de calcul (s)
  x_centr_mobil=(i-1)*dx       !abscisse du centre mobile par rapport au repère fixe (m)

  !-----Ellipse avant-----
  NSEL,S,LOC,X,x_centr_mobil-marge,x_centr_mobil+longueur_ellips_av+marge
  NSEL,R,LOC,Y,-marge,largeur_ellips+marge
  ESLN,S,1 $ CM,Eflux1,ELEM $ CM,tampon,ELEM
  *GET,Ne1,ELEM,,COUNT ! Ne1 = éléments sélectionnés du rectangle avant
  *DO,J,1,Ne1
    CMSEL,S,tampon
    EL=ELNEXT(0) $ XEL=CENTRX(EL) $ YEL=CENTRY(EL)
    r2=((XEL-x_centr_mobil)/longueur_ellips_av)**2+(YEL/largeur_ellips)**2
    ESEL,U,ELEM,,EL $ CM,tampon,ELEM
    *IF,r2,GT,1,THEN
      CMSEL,S,EFLUX1 $ ESEL,U,ELEM,,EL $ CM,EFLUX1,ELEM
    *ELSE      ! Introduire le flux sur l'élément EL
      ESEL,S,ELEM,,EL
      HFE1=flux_max*EXP(-3*r2)
      SFE,EL,2,HFLUX,,HFE1
      SFE,EL,1,CONV,1,-1 $ SFE,EL,1,CONV,2,temper_air
    *ENDIF
  *ENDDO

  !-----Ellipse arrière-----
  NSEL,ALL
  NSEL,S,LOC,X,x_centr_mobil-longueur_ellips_ar-marge,x_centr_mobil+marge

```

```

NSEL,R,LOC,Y,-marge,largeur_ellips+marge
ESLN,S,1 $ CM,Eflux2,ELEM $ CM,tampon,ELEM
*GET,ne2,ELEM,,COUNT ! Ne2 = éléments sélectionnés du rectangle arrière
*DO,J,1,ne2
    CMSEL,S,tampon
    EL=ELNEXT(0) $ XEL=CENTRX(EL) $ YEL=CENTRY(EL)
    r2=((XEL-x_centr_mobil)/longueur_ellips_ar)**2+(YEL/largeur_ellips)**2
    ESEL,U,ELEM,,EL
    CM,tampon,ELEM
    *IF,r2,GT,1,THEN
        CMSEL,S,Eflux2 $ ESEL,U,ELEM,,EL $ CM,Eflux2,ELEM
    *ELSE
        ESEL,S,ELEM,,EL
        HFE2=flux_max*EXP(-3*r2)
        SFE,EL,2,HFLUX,,HFE2
        SFE,EL,1,CONV,1,-1 $ SFE,EL,1,CONV,2,temper_air
    *ENDIF
*ENDDO

!-----Convection sur le reste de la plaque-----
ALLS,ALL,ELEM
ESEL,U,ELEM,,EFLUX1
ESEL,U,ELEM,,EFLUX2
SFE,ALL,1,CONV,1,-1 $ SFE,ALL,1,CONV,2,temper_air
SFE,ALL,2,CONV,1,-1 $ SFE,ALL,2,CONV,2,temper_air
OUTRES,ALL,LAST
ALLS
SOLVE

!-----Enregistrement des températures de tous les éléments-----

```

```

*DO,k,1,ne
  ESEL,S,ELEM,,k
  NSLE,S,ALL
  te=0                                     !initialisation
  *DO,J,1,4
    ni=NODE(0,0,0)   ! Nœud le plus proche du repère fixe.
    tniT=TTOP(ni)   ! Obtenir température du haut (TOP) de ce nœud
    te=max(te,tniT)
    NSEL,U,NODE,,ni
  *ENDDO
  temper_elem(i,k)=te   !Enregistrer la température de l'élément au pas i
*ENDDO
*ENDDO

! Refroidissement 1 ++++++
DELTIM,temps_pas_soudag,0.001,500,on
*DO,i,1,nbr_pas_refroid1
  ALLS
  SFEDELE,ALL,ALL,ALL
  SFE,ALL,1,CONV,1,-1 $ SFE,ALL,1,CONV,2,temper_air
  SFE,ALL,2,CONV,1,-1 $ SFE,ALL,2,CONV,2,temper_air
  TIME,temps_pas_refroid1(i)
  OUTRES,ALL,LAST
  ALLS
  SOLVE

!-----Enrègistrment des températures de tous les éléments-----
*DO,k,1,ne
  ESEL,S,ELEM,,k
  NSLE,S,ALL

```

```

te=0
*DO,J,1,4
    ni=NODE(0,0,0)
    tniT=TTOP(ni)
    te=max(te,tniT)
    NSEL,U,NODE,,ni
*ENDDO
    temper_elem(i+nbr_pas_soudag,k)=te
*ENDDO
*ENDDO

! Refroidissement 2  ++++++
DELTIM,100,50,6000,on
*DO,i,1,nbr_pas_refroid2
    ALLS
    SFDELE,ALL,ALL,ALL
    SFE,ALL,1,CONV,1,-1 $ SFE,ALL,1,CONV,2,temper_air
    SFE,ALL,2,CONV,1,-1 $ SFE,ALL,2,CONV,2,temper_air
    OUTRES,ALL,5
refroidiss=i*(temps_fin_refroid2-temps_fin_refroid1)/nbr_pas_refroid2+temps_fin_refroid1
    TIME,refroidiss
    OUTRES,ALL,5
    ALLS
    SOLVE

!-----Enrégistrement des températures de tous les éléments-----
*DO,k,1,ne
    ESEL,S,ELEM,,k
    NSLE,S,ALL
    te=0

```

```
*DO,J,1,4
    ni=NODE(0,0,0)
    tniT=TTOP(ni)
    te=max(te,tniT)
    NSEL,U,NODE,,ni
*ENDDO
    temper_clem(i+nbr_pas_soudag+nbr_pas_refroidl,k)=te
*ENDDO
*ENDDO
ALLS
/TRIAD,OFF
SAVE
FINISH

```

```

!%%%%%%%%%
!%%% ANALYSE STRUCTURALE %%%
!%%%%%%%%%

```

```
/prep7
```

```
!+++++
```

```
! Paramètres de calcul
```

```
!+++++
```

```
*DIM,temper_super_AC3,ARRAY,npas_total,ne
```

```
! Éléments dont la température moyenne dépasse AC3 à l'échauffement.
```

```
*DIM,temper_entre_AC1_et_AC3,ARRAY,npas_total,ne
```

```
! Éléments dont la température moyenne maximale à l'échauffement
```

```
! dépasse AC1 et pas AC3.
```

```
*DIM,elem_deja_verif,ARRAY,ne
```

```
! Éléments pour lesquels la vérification de la température max est déjà faite.
```

```
*DIM,elem_deja_modif,ARRAY,ne
```

```
! Éléments dont le numéro de matériau est déjà modifié.
```

```
!+++++
```

```
! Propriétés structurales
```

```
!+++++
```

```
temper1=20 S CDT1=12.18e-6 ! Premier point de la courbe originale du CDT
```

```
AC1=600 S CDT_AC1=14.41e-6 ! Deuxième point de la courbe originale du CDT
```

```
AC3=800 S CDT_AC3=12.64e-6 ! Troisième point de la courbe originale du CDT
```

```
temper2=1000 S CDT2=13.37e-6 ! Quatrième point de la courbe originale du CDT
```

```
temper3=5000 S CDT3=CDT2 ! Cinquième point de la courbe originale du CDT
```

```
Ms=400 ! Température de début de transformation martensitique
```

```
Mf=50 ! Température de fin de transformation martensitique
```

```
CDT_Mf=(Mf-temper1)*(CDT_AC1-CDT1)/(AC1-temper1)+CDT1
```

```
! CDT à la température Mf (courbe de refroidissement)
```

!CDT\_Ms=CDT2-(temper2-Ms)\*(CDT2-CDT\_AC3)/(temper2-AC3)

!CDT à la température Ms (courbe de refroidissement)

CDT\_Ms=1e-6

!cdt2=(TEMPER2-mS)\*(cdt\_ac3-CDT\_MS)/(AC3-MS)+CDT\_MS

!CDT3=CDT2

!-----Matériau 1-----

MP,NUXY,1,0.3 ! Coefficient de Poisson.

MPTEMP ! Table de température (°C) pour le module de Young

MPTEMP,,20,100,200,400,AC1,AC3

MPTEMP,,1000,1200,1400,1490,1570,1700

MPTEMP,,5000

MPDATA,EX,1,,195e9,195e9,195e9,173e9,88e9,75e9 ! Module de Young (MPa)

MPDATA,EX,1,,70e9,60e9,30e9,17e9,10e9,10e9

MPDATA,EX,1,,10e9

MPTEMP ! Courbe d'échauffement du CDT

MPTEMP,,temper1,AC1,AC3,temper2,temper3 ! Table de température (°C) pour le CDT

MPDATA,ALPx,1,,CDT1,CDT\_AC1,CDT\_AC3,CDT2,CDT3 ! CDT (1/°C)

TB,BKIN,1 ! Comportement bilinéaire cinématique du matériau 1

TBTEMP,20 ! Table des contraintes d'écoulement (MPa) en fonction des températures (°C)

TBDATA,1,345e6,0 ! 0 = Plasticité parfaite.

TBTEMP,200

TBDATA,1,280e6,0

TBTEMP,400

TBDATA,1,150e6,0

TBTEMP,600

TBDATA,1,55e6,0

TBTEMP,800

TBDATA,1,40e6,0

TBTEMP,5000

TBDATA,1,15e6,0

!-----Matériau 2-----

!Le matériau 2 est le même que le matériau 1 sauf pour le CDT

MP,NUXY,2,0.3

MPTEMP

MPTEMP,,20,100,200,400,AC1,AC3

MPTEMP,,1000,1200,1400,1490,1570,1700

MPTEMP,,5000

MPDATA,EX,2,,195e9,195e9,195e9,173e9,88e9,75e9

MPDATA,EX,2,,70e9,60e9,30e9,17e9,10e9,10e9

MPDATA,EX,2,,10e9

MPTEMP

! Courbe de refroidissement du CDT

MPTEMP,,temper1,Mf,Ms,AC3,temper2,temper3

MPDATA,ALPx,2,,CDT1,CDT\_Mf,CDT\_Ms,CDT\_AC3,CDT2,CDT3

TB,BKIN,2

TBTEMP,20

TBDATA,1,345e6,0

TBTEMP,200

TBDATA,1,280e6,0

TBTEMP,400

TBDATA,1,150e6,0

TBTEMP,600

TBDATA,1,55e6,0

TBTEMP,800

TBDATA,1,40e6,0

TBTEMP,5000

TBDATA,1,15e6,0

```

!-----Matériau i-----
nombre_de_mat=2          ! Initialisation du numéro de matériau
*do,i,5,npas_total      ! Boucle pour relire les températures de tous les éléments à tous les pas
  *do,k,1,ne            ! et pour créer les nouveaux numéros de matériau
    *if,elem_deja_verif(k),EQ,0,THEN
      *IF,temper_elem(i,k),GE,AC3,THEN
        temper_super_AC3(i,k)=k
        elem_deja_verif(k)=1
      *ELSEIF,I,Ge,2,THEN
      *IF,temper_elem(i-1,k),GE,AC1,AND,temper_elem(i-1,k),GT,temper_elem(i,k),THEN
        temper_entre_AC1_et_AC3(i-1,k)=k
        elem_deja_verif(k)=1
        te=temper_elem(i-1,k)
        nombre_de_mat=nombre_de_mat+1
        Tx1=te          ! Température du premier point de la courbe interpolée du CDT
        ax1=CDT_AC1-((CDT_AC1-CDT_AC3)/(AC3-AC1))*(Tx1-AC1)
          ! ax1 = CDT du premier point de la courbe interpolée.
        pre=(CDT_AC1-ax1)/(CDT_AC1-CDT_AC3)

        ax2=pre*(CDT_Ms-CDT_Mf)+CDT_Mf
          ! ax2 = CDT du deuxième point de la courbe interpolée.
        Tx2=(CDT_Mf-ax2)*((Ms-Mf)/(CDT_Mf-CDT_Ms))+Mf
          ! Tx2 = Température du deuxième point de la courbe interpolée du CDT
MP,NUxy,nombre_de_mat,0.3 !Création des tables du nouveau matériau
MPTEMP
MPTEMP,,20,100,200,400,AC1,AC3
MPTEMP,,1000,1200,1400,1490,1570,1700
MPTEMP,,5000
MPDATA,EX,nombre_de_mat,,195e9,195e9,195e9,173e9,88e9,75e9
MPDATA,EX,nombre_de_mat,,70e9,60e9,30e9,17e9,10e9,10e9

```

```

MPDATA,EX,nombre_de_mat,,10e9
TB,BKIN,nombre_de_mat
TBTEMP,20
TBDATA,1,345e6,0
TBTEMP,200
TBDATA,1,280e6,0
TBTEMP,400
TBDATA,1,150e6,0
TBTEMP,600
TBDATA,1,55e6,0
TBTEMP,800
TBDATA,1,40e6,0
TBTEMP,5000 !1000
TBDATA,1,15e6,0
MPTEMP                                     ! Courbe interpolée du CDT
MPTEMP,,temper1,Mf,TX2,TX1
MPDATA,ALPX,nombre_de_mat,,CDT1,CDT_Mf,ax2,ax1
  *endif
*ENDIF
*ENDIF
*enddo
*enddo

!+++++
!                                     Géométrie et Maillage
!+++++
ETCH,TTS
CMSEL,S,zone1N,NODE
NSEL,R,LOC,Y,largeur_z1-marge,largeur_z1+marge
CMSEL,S,zone2E,ELEM

```

```

CEINTF,,ALL ! L'exécution des couplages entre la zone 1 et zone 2
CMSEL,S,zone2N,NODE
NSEL,R,LOC,Y,largeur_z2-marge,largeur_z2+marge
CMSEL,S,zone3E,ELEM
CEINTF,,ALL ! L'exécution des couplages entre la zone 2 et zone 3
ALLS
R,1,epaisseur_plaq
alls
save
FINISH

```

```
!+++++
```

```
!                               Chargement
```

```
!+++++
```

```

/solu
ANTYPE,static
NSEL,S,LOC,Y,0
DSYM,SYMM,Y,0
NSEL,ALL
D,NODE(0,0,0),UX
D,NODE(0,0,0),UZ
D,NODE(Longueur_plaq,0,0),UZ
SOLCONTROL,On
AUTOTS,on
TIME,0.001
alls
SOLVE

```

```
!-----Soudage-----
```

```

DELTIM,dt_pas_soud,0.001,temps_pas_soudag,on
nombre_de_mat=2
*DO,i,1,nbr_pas_soudag
  !##### CHANGEMENT DE MATÉRIAUX
  *DO,k,1,ne
    te=temper_elem(i,k)
    *IF,elem_deja_modif(k),EQ,0,THEN
      *IF,temper_super_AC3(i,k),EQ,k,THEN
        MPCHG,2,k
        elem_deja_modif(k)=1
      *ELSEIF,temper_entre_AC1_et_AC3(i,k),EQ,k,THEN
        nombre_de_mat=nombre_de_mat+1
        MPCHG,nombre_de_mat,k
        elem_deja_modif(k)=1
      *ENDIF
    *ENDIF
  *ENDDO
  !#####
  alls
  tsoudure=i*temps_pas_soudag
  TIME,tsoudure
  !#####
  *DO,k,1,ne
    ESEL,S,ELEM,,k
    BFE,k,TEMP,1,temper_elem(i,k)
  *ENDDO
  !#####
  alls
  !LDREAD,TEMP,,tsoudure,1,file,rth
  !DELTIM,dt_pas_soud
  OUTRES,ALL,LAST

```

```

        SOLVE
*ENDDO
!----- Refroidissement 1 -----
DELTIM,dt_pas_soud,0.001,500,on
*DO,i,1,nbr_pas_refroid1
    !##### CHANGEMENT DE MATÉRIAUX
    *DO,k,1,ne
        te=temper_elem(i+nbr_pas_soudag,k)
        *IF,elem_deja_modif(k),EQ,0,THEN
            *IF,temper_super_AC3(i+nbr_pas_soudag,k),EQ,k,THEN
                MPCHG,2,k
                elem_deja_modif(k)=1
            *ENDIF
            *IF,temper_entre_AC1_et_AC3(i+nbr_pas_soudag,k),EQ,k,THEN
                nombre_de_mat=nombre_de_mat+1
                MPCHG,nombre_de_mat,k
                elem_deja_modif(k)=1
            *ENDIF
        *ENDIF
    *ENDDO
    alls
    TIME,temps_pas_refroid1(i)
    !#####
    *DO,k,1,ne
        ESEL,S,ELEM,,k
        BFE,k,TEMP,1,temper_elem(i+nbr_pas_soudag,k)
    *ENDDO
    !#####
    alls
    !LDREAD,TEMP,,temps_pas_refroid1(i),1,file,rth

```

```

!DELTIM,temps_pas_soudag
OUTRES,ALL,LAST
SOLVE
*ENDDO

!-----Refroidissement 2 -----
DELTIM,100,50,6000,on
*DO,i,1,nbr_pas_refroid2
!##### CHANGEMENT DE MATÉRIAUX
*DO,k,1,ne
    te=temper_elem(i+nbr_pas_soudag+nbr_pas_refroid1,k)
    *IF,elem_deja_modif(k),EQ,0,THEN
        *IF,temper_super_AC3(i+nbr_pas_soudag+nbr_pas_refroid1,k),EQ,k,THEN
            MPCHG,2,k
            elem_deja_modif(k)=1
        *ENDIF
    *IF,temper_entre_AC1_et_AC3(i+nbr_pas_soudag+nbr_pas_refroid1,k),EQ,k,THEN
        nombre_de_mat=nombre_de_mat+1
        MPCHG,nombre_de_mat,k
        elem_deja_modif(k)=1
    *ENDIF
*ENDIF
*ENDDO
alls
refroidiss=i*(temps_fin_refroid2-
temps_fin_refroid1)/nbr_pas_refroid2+temps_fin_refroid1
TIME,refroidiss
!#####
*DO,k,1,ne
    ESEL,S,ELEM,,k

```

```

        BFE,k,TEMP,1,temper_elem(i+nbr_pas_soudag+nbr_pas_refroid1,k)
*ENDDO
#####
alls
!LDREAD,TEMP,,refroidiss,1,file,rth
!DELTIM,100
OUTRES,ALL,5
SOLVE
*ENDDO
FINISH
/POST1
/axlab,x,Largeur de la plaque (m)
/axlab,y,Contraintes (Pa)
/xrange,0,Largeur_plaq
/yrange,-500e6,500e6

path,coupe,2,,200
ppath,1,,Longueur_plaq/2,0,0
ppath,2,,Longueur_plaq/2,Largeur_plaq,0
SET,FIRST
*DO,1,1,nbr_pas_soudag+nbr_pas_refroid1+nbr_pas_refroid2
    SET,NEXT
    PDEF,sigx,S,X,AVG $ PDEF,sigy,S,Y,AVG $ PDEF,eplast,EPPL,EQV,AVG
    plpath,sigx,sigy
    !/WAIT,0.1
*ENDDO
/eof
#####lecture temperatures
/POST1
/VIEW,ALL,1,1,1

```

```
/CONTOUR,ALL,,-20,,1300  
/EXPAND,2,RECT,HALF,,0.00001  
/COLOUR,SMIN,BLUE  
/COLOUR,SMAX,RED  
SET,FIRST  
*DO,1,1,nbr_pas_soudag+nbr_pas_refroid1+nbr_pas_refroid2  
set,NEXT  
  PLNSOL,BFE,TEMP  
  !/WAIT,0.5  
*ENDDO
```

## ANNEXE II

### DEUXIÈME PROGRAMME

- Maillage dissimilaire et sans modification de la courbe du CDT;
- L'analyse thermique reste inchangée.

```
!%%%%%%%%%%!
```

```
!%%% ANALYSE STRUCTURALE %%%!
```

```
!%%%%%%%%%%!
```

```
/prep7
```

```
!+++++
```

```
! Propriétés structurales
```

```
!+++++
```

```
temper1=20 S CDT1=12.18e-6 ! Premier point de la courbe originale du CDT  
AC1=600 S CDT_AC1=14.41e-6 ! Deuxième point de la courbe originale du CDT  
AC3=800 S CDT_AC3=12.64e-6 ! Troisième point de la courbe originale du CDT  
temper2=1000 S CDT2=13.37e-6 ! Quatrième point de la courbe originale du CDT  
temper3=5000 S CDT3=CDT2 ! Cinquième point de la courbe originale du CDT
```

```
!-----Matériau-----
```

```
MP,NUXY,1,0.3 ! Coefficient de Poisson.  
MPTEMP ! Table de température (°C) pour le module de Young  
MPTEMP,,20,100,200,400,AC1,AC3  
MPTEMP,,1000,1200,1400,1490,1570,1700  
MPTEMP,,5000  
MPDATA,EX,1,,195e9,195e9,195e9,173e9,88e9,75e9 ! Module de Young (MPa)  
MPDATA,EX,1,,70e9,60e9,30e9,17e9,10e9,10e9  
MPDATA,EX,1,,10e9  
MPTEMP ! Courbe d'échauffement du CDT
```

```

MPTEMP,,temper1,AC1,AC3,temper2,temper3    ! Table de température (°C) pour le CDT
MPDATA,ALPx,1,,CDT1,CDT_AC1,CDT_AC3,CDT2,CDT3    ! CDT (1/°C)
TB,BKIN,1    ! Comportement bilinéaire cinématique du matériau 1
TBTEMP,20    ! Table des contraintes d'écoulement (MPa) en fonction des températures (°C)
TBDATA,1,345e6,0    ! 0 = Plasticité parfaite.
TBTEMP,200
TBDATA,1,280e6,0
TBTEMP,400
TBDATA,1,150e6,0
TBTEMP,600
TBDATA,1,55e6,0
TBTEMP,800
TBDATA,1,40e6,0
TBTEMP,5000
TBDATA,1,15e6,0
!+++++
!
!                               Géométrie et Maillage
!+++++
ETCH,TTS
CMSEL,S,zone1N,NODE
NSEL,R,LOC,Y,largeur_z1-marge,largeur_z1+marge
CMSEL,S,zone2E,ELEM
CEINTF,,ALL ! L'exécution des couplages entre la zone 1 et zone 2
CMSEL,S,zone2N,NODE
NSEL,R,LOC,Y,largeur_z2-marge,largeur_z2+marge
CMSEL,S,zone3E,ELEM
CEINTF,,ALL ! L'exécution des couplages entre la zone 2 et zone 3
ALLS
R,1,epaisseur_plaq
alls

```

```

save
FINISH
!+++++
!
!                                     Chargement
!+++++
/solu
ANTYPE,static
NSEL,S,LOC,Y,0
DSYM,SYMM,Y,0
NSEL,ALL
D,NODE(0,0,0),UX
D,NODE(0,0,0),UZ
D,NODE(Longueur_plaq,0,0),UZ
SOLCONTROL,On
AUTOTS,on
TIME,0.001
alls
SOLVE
!-----Soudage-----
DELTIM,dt_pas_soud,0.001,temps_pas_soudag,on
*DO,i,1,nbr_pas_soudag
    alls
    tsoudure=i*temps_pas_soudag
    TIME,tsoudure
    !#####
    *DO,k,1,ne
        ESEL,S,ELEM,,k
        BFE,k,TEMP,1,temper_elem(i,k)
    *ENDDO
    !#####

```

```

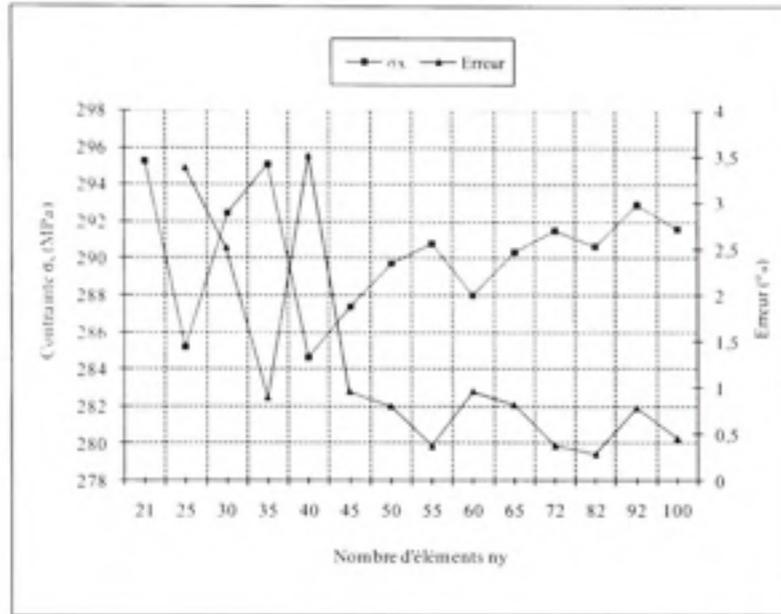
    alls
    !LDREAD,TEMP,,tsoudure,1,file,rth
    !DELTIM,dt_pas_soud
    OUTRES,ALL,LAST
    SOLVE
*ENDDO
!----- Refroidissement 1-----
DELTIM,dt_pas_soud,0.001,500,on
*DO,i,1,nbr_pas_refroid1
    alls
    TIME,temps_pas_refroid1(i)
    !#####
    *DO,k,1,ne
        ESEL,S,ELEM,,k
        BFE,k,TEMP,1,temper_elem(i+nbr_pas_soudag,k)
    *ENDDO
    !#####
    alls
    !LDREAD,TEMP,,temps_pas_refroid1(i),1,file,rth
    !DELTIM,temps_pas_soudag
    OUTRES,ALL,LAST
    SOLVE
*ENDDO
!-----Refroidissement 2-----
DELTIM,100,50,6000,on
*DO,i,1,nbr_pas_refroid2
    alls
    refroidiss=i*(temps_fin_refroid2-
    temps_fin_refroid1)/nbr_pas_refroid2+temps_fin_refroid1
    TIME,refroidiss

```

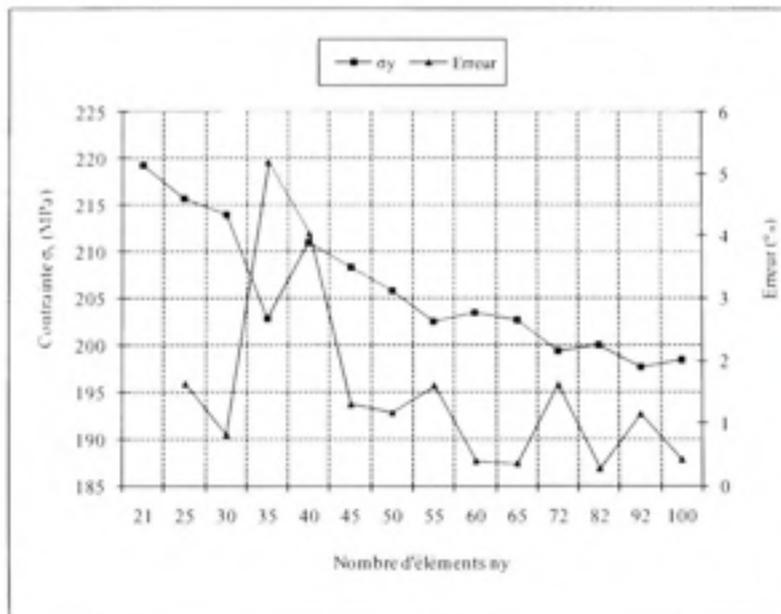
```
#####  
*DO,k,1,ne  
    ESEL,S,ELEM,,k  
    BFE,k,TEMP,1,temper_elem(i+nbr_pas_soudag+nbr_pas_refroid1,k)  
*ENDDO  
#####  
alls  
!LDREAD,TEMP,,,refroidiss,1,file,rth  
!DELTIM,100  
OUTRES,ALL,5  
SOLVE  
*ENDDO  
FINISH
```

### ANNEXE III

#### CONVERGENCE DES CONTRAINTES SELON LA VALEUR DE $n_x$



Convergence de la valeur de  $\sigma_x$  suivant la valeur de  $n_y$ .



Convergence de la valeur de  $\sigma_y$  suivant la valeur de  $n_y$ .

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] Ji, S. D., H. Y. Fang, X. S. Liu et Q. G. Meng. 2005. « *Influence of a welding sequence on the welding residual stress of a thick plate* ». Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, vol. 13, no 4, p. 553-565.
- [2] P., WAECKEL F. ; DUPAS P. (2) ; CENETTE, 1998. « *Parcourir l'histoire d'un composant ou la détermination des contraintes résiduelles de soudage* ». Epure ISSN 0758-489X vol. no 60 (143 p.), p. pp. 97-104.
- [3] Yaghi, A. H., T. H. Hyde, A. A. Becker, J. A. Williams et W. Sun. 2005. « *Residual stress simulation in welded sections of P91 pipes* ». Journal of Materials Processing Technology, vol. 167, no 2-3, p. 480-487.
- [4] D. Kaplan et G. Murry, (2001) *les phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques dans la zone affectée par la chaleur en soudage*, Métallurgie et mécanique du soudage, Lavoisier.
- [5] Pilipenko, Artem. 2001. « *Computer simulation of residual stress and distortion of thick plates in multielectrode submerged arc welding: Their mitigation techniques* ». Dr.ing., Norway, Norges teknisk-naturvitenskapelige universitet (Norway). <<http://proquest.umi.com/pqdweb?did=725150151&Fmt=7&clientId=46962&RQT=309&VName=PQD>>.
- [6] D. Berglund, A. Lundbäck, L.E. Lindgren, (2001), *Three-dimensional finite element simulation of laser welded stainless steel plate*, NUMIFORM'01, The Seventh International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes, Japan, Toyohashi, pp. 1119-1123.
- [7] F. Boitout, D. Dry, P. Mourgue, H. Porzner, Y. Gooroochurn, *Transient simulation of welding processes*, Thermal, metallurgical and Structural model (internal report, ESI Group, 2004).
- [8] VARISELLAZ, R. 1987. « *Soudage : éléments de conception et de réalisation* ». p. 4-49 p.160-176.
- [9] Saint-Germain, Benoît. 2006. « *Étude expérimentale et numérique des distorsions de structures mécano-soudées* ». Ph.D., France, École centrale Paris (France).
- [10] Depradeux, Lionel. 2004. « *Simulation numérique du Soudage – Acier 316L* » Ph.D., France, École doctorale des sciences de l'ingénieur de Lyon (France)
- [11] Kerrouault, Nicolas. 2000. « *Fissuration à chaud en soudage d'un acier inoxydable austénitique* ». Ph.D., France, École centrale des arts et manufactures (France).

- [12] *Déformations et contraintes en soudage* /extraits de textes de H. Gerbeaux ... [et al.] ; présentés et mis a jour par P. Berthet.
- [13] Vallini, Antonio. 1968. *Joints soudées : contrôle, métallurgie, résistance*. Paris: Dunod, ix, 212 p. p. /traduit par R. Ballaz.
- [14] Granjon, H. *Bases métallurgiques du soudage* /H. Granjon ; pref. de P. Lacombe.
- [15] Callister, William D. 2001. *Science et génie des matériaux*. Mont-Royal, Québec: Modulo, xvii, 781 p. p.
- [16] Easterling, Kenneth E. 1992. *Introduction to the physical metallurgy of welding*, 2nd. Oxford ; Toronto: Butterworth-Heinemann, [12], 270 p. p.
- [17] Cavallo, Nathalie. 1998. « *Contribution a la validation experimental de modeles decrivant la Z.A.T. lors d'une operation de soudage* ». Ph.D., France, Institut National des Sciences Appliquees de Lyon (France).  
<<http://proquest.umi.com/pqdweb?did=732700101&Fmt=7&clientId=46962&RQT=309&VName=PQD>>.
- [18] Goldak, John, et Mehdi Akhlaghi. 2005. Coll. « *Computational Welding Mechanics* ». <<http://dx.doi.org/10.1007/b101137>>.
- [19] Francis, Justin D. April 2002. « *Welding Simulations of Aluminum Alloy Joints by Finite Element Analysis* ». Blacksburg, Virginia, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University.
- [20] PETIT\_GROTABUSSIAT, Sophie. 2000. « *Conséquences mécaniques des transformations structurales dans les alliages ferreux* ». Institut National des Sciences Appliquées de Lyon, 230 p.
- [21] Horn, ten CHLK *Cyclic Plastic Deformation and Welding Simulation*, Ph.D. Thesis Delft University of technology, 2002
- [22] X. DESROCHES, *Notice d'utilisation pour des calculs de soudage*, 2003  
[http://www.code-aster.org/DOCASTER/Man\\_U/U2/U20305a.pdf](http://www.code-aster.org/DOCASTER/Man_U/U2/U20305a.pdf)
- [23] A. Lundbäck, *Finite element modelling and simulation of welding of aerospace components*, Luleå tekniska universitet, 27, 2003.
- [24] D. Rosenthal, *Mathematical theory of heat distribution during welding and cutting*, *Welding J.* 20 (1941) (5), pp. 220s–234s.
- [25] J. Goldak, A. Chakravarti, M. Bibby, (1984), *A new finite model for welding heat source*, *Metallurgical Transactions B*, 15B (1984), pp. 299–305

- [26] A. Lundbäck, (2003), *Finite element modelling and simulation of welding of aerospace components*, Applied Physics and Mechanical Engineering / Computer Aided Design.
- [27] M. Abid, M. Siddique, R. A. Mufti, (2005), *Prediction of welding distortions and residual stresses in a pipe-flange joint using the finite element technique*, Modelling Simul. Mater. Sci. Eng. 13 455-470
- [28] A. Sahi, M. Rachik, Z. Benadla, *Simulation numérique du soudage, Modèle mixte, 7ème Colloque national de calcul des structures*, Université de Technologie de Compiègne.
- [29] Morin, Olivier. 2006. « *Calcul des contraintes résiduelles dues au soudage par la méthode des éléments finis* ». M.Ing., Canada, École de Technologie Supérieure (Canada).
- [30] Lu, X. (2003). *Influence of residual stress on fatigue failure of welded joints*. United States -- North Carolina, North Carolina State University.
- [31] Ansys elements reference, Ansys release 10.0  
<http://www.tsne.co.kr/board/download.asp?strFileName=ANSYS%20Element%20Reference.pdf&dr=ansys>
- [32] ANSYS commands reference, Ansys release 10.0  
<http://www.tsne.co.kr/board/download.asp?strFileName=ANSYS%20Command%20Reference.pdf&dr=ansys>
- [33] S. Florentin. 2005. « *Simulation des contraintes résiduelles d'un échantillon de soudage* ». M.Ing., Canada, École de Technologie Supérieure (Canada).
- [34] Amri, B., L., et al. (2007). *A hysteresis approach of thermal expansion effect on residual stresses due to welding*. Proceedings of the 18th conference on Proceedings of the 18th IASTED International Conference: modelling and simulation. Montreal, Canada.
- [35] B. Taljat, B. Radhakrishnan, T. HAZharia, Numerical analysis of GTA welding process with emphasis on postsolidification phase transformation effects on residual stresses, *Materials Science and Engineering A246(1-2)*, 1998, 45-54.