

ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE  
UNIVERSITÉ DU QUÉBEC

MÉMOIRE PRÉSENTÉ À  
L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

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

PAR  
OLIVIER MORIN

CALCUL DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DUES AU SOUDAGE PAR LA  
MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS

MONTREAL, LE 22 JUILLET 2006

© droits réservés de Olivier Morin

CE MÉMOIRE A ÉTÉ ÉVALUÉ  
PAR UN JURY COMPOSÉ DE :

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

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

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

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

IL A FAIT L'OBJET D'UNE SOUTENANCE DEVANT JURY ET PUBLIC  
LE 22 JUIN 2006  
À L'ÉCOLE DE TECHNOLOGIE SUPÉRIEURE

# CALCUL DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES DUES AU SOUDAGE PAR LA MÉTHODE DES ÉLÉMENTS FINIS

Olivier Morin

## SOMMAIRE

La présente étude a pour but de développer un outil informatique permettant de prédire le niveau de contrainte généré par le procédé de soudage « gas metal arc-welding » (GMAW). La méthode des éléments finis a été choisie, et a été utilisée à l'aide du logiciel commercial Ansys®. La méthode du double ellipsoïde a été sélectionnée afin de simuler la source de chaleur, en utilisant un maillage composé d'éléments briques à huit nœuds dont la taille varie entre les différentes sections de la pièce. Des analyses de la convergence de la taille du maillage et des incréments de temps ont permis de déterminer les paramètres optimaux pour réaliser la simulation.

La première analyse présentée est celle du dépôt d'un cordon de soudure sur le dessus d'une plaque en acier au carbone simplement supportée. Une première simulation a été réalisée en modélisant seulement la plaque, sans le cordon de soudure. Cette analyse, une fois tous les paramètres de la simulation ajustés, a permis de valider la précision du modèle thermique en obtenant un écart moyen des températures maximales atteintes par les thermocouples de 6,3 % par rapport à l'expérimentation. La comparaison des profils des contraintes résiduelles a également permis de constater la concordance entre la simulation et l'expérimentation. Une seconde simulation a été réalisée en ajoutant cette fois la modélisation du cordon de soudure, à l'aide de la méthode « birth and death ». L'ajout du cordon de soudure a causé des problèmes au niveau de la taille du modèle à simuler : le nombre d'éléments a dû être diminué afin d'être en mesure de réaliser la simulation à l'intérieur d'un délai raisonnable. Encore une fois, les résultats numériques ont été similaires aux résultats expérimentaux.

La deuxième analyse consistait en la soudure de deux plaques avec préparation en « V » par deux passes de soudure. Tout comme l'analyse précédente, les résultats des températures sont très près de l'expérimentation, avec un écart maximal de 5 %. Les profils de contrainte obtenus par la simulation sont similaires à l'expérimentation, mais les valeurs numériques divergent légèrement. Les conditions frontières appliquées semblent être la cause de cette divergence.

La réalisation de ces deux analyses a permis de constater que la simulation du modèle structural est très longue en raison des nombreuses non-linéarités du problème et de

l'incrément de temps très court nécessaire à la précision des résultats. Il est donc conseillé de développer un modèle utilisant la méthode du remaillage, dont la particularité est d'avoir un maillage raffiné uniquement dans la région entourant la source de chaleur. C'est donc un maillage dynamique, dont la disposition varie en fonction du déplacement de la source de chaleur.

# CALCULATING RESIDUAL STRESS DUE TO WELDING BY FINITE ELEMENT ANALYSIS

Olivier Morin

## ABSTRACT

This study strives to develop a computer tool capable of predicting the level of stress generated by “gas metal arc-welding” (GMAW). The finite element analysis was chosen and used with the commercial software Ansys<sup>®</sup>. The double-ellipsoid method was selected to simulate the heat source, using 8-node brick meshes with variable sizes at different sections of the part. The convergence analyses of the mesh size and time increments allow to determine optimal parameters for the simulation.

The first study case consists of depositing a weld bead on the surface of a simply-supported carbon steel plate. A first simulation was done by modeling the plate without the weld bead. Once all the simulation parameters were adjusted, this analysis gives the precision of the thermal model, with an average of maximum temperatures, of 6,3 % in comparison with the experiment. Also, by comparing the residual-stress profiles, it was possible to ascertain the agreement between the simulation and the experiment. A second simulation was done with the addition this time of the weld-bead modelling, using the “birth-and-death” method. Adding the weld bead generated problems in the size of the simulation model; the quantity of elements had to be decreased to accommodate the simulation within a reasonable time span. Once more, numerical results were similar to experimental results.

The second case consists of butt-welding two plates with a V-shape preparation and two weld passes. The simulated and experimental temperature results are close to each other by 5 %. Simulated stress profiles are similar to experimentation. However, numerical values are slightly different, probably due to uncertain boundary conditions applied.

The two analyses confirm that the simulation of the structural model with 3D solid elements is very long due to numerous nonlinearities of the problem and to a very short time increment which is essential to the precision of the results. It is therefore recommended to develop a model using the remeshing method, the particularity of which is a mesh refined only in the area surrounding the heat source, thus creating a dynamic mesh whose layout varies according to the movement of the heat source.

## REMERCIEMENTS

Je tiens tout d'abord à remercier M. Henri Champlaud, mon directeur de thèse, et M. Van Ngan Lê, codirecteur, pour le précieux soutien apporté tout au long de ce projet.

Je remercie également la compagnie GE Hydro, et plus particulièrement MM. André Coutu et Alain Demers et Mme Brigitte Boyer, pour le soutien financier et la confiance qu'ils ont eue en moi.

Je suis très reconnaissant envers les chercheurs de l'IREQ pour les conseils et les données expérimentales qu'ils m'ont gracieusement fournies. Je remercie donc MM. Lanteigne, Bouffard, Nasri et tous ceux qui ont été impliqués de près ou de loin dans le projet. Je remercie également M. François Morin pour ses conseils relatifs à la métallurgie.

L'équipe du projet de recherche à l'ÉTS était composée de plusieurs professeurs et étudiants. Je remercie toute l'équipe, et en particulier M. Marc Thomas, responsable du projet, ainsi que MM. Albert Castrataro et Lyes Hacini, étudiants à la maîtrise et au doctorat, pour l'entraide continue dont ils ont fait preuve.

Je remercie finalement Mélanie, Diane et Gilles pour les corrections et traductions, ainsi que toute ma famille et mes amis pour leur soutien moral au cours de cette période épuisante, mais combien gratifiante de ma vie.

## TABLE DES MATIÈRES

	Page
SOMMAIRE .....	III
ABSTRACT .....	V
REMERCIEMENTS .....	VI
TABLE DES MATIÈRES .....	VII
LISTE DES TABLEAUX.....	X
LISTE DES FIGURES.....	XI
LISTE DES GRAPHIQUES.....	XIII
LISTE DES ABRÉVIATIONS ET DES SIGLES.....	XV
INTRODUCTION .....	1
CHAPITRE 1 REVUE DE LA LITTÉRATURE .....	3
1.1 Le soudage GMAW .....	3
1.2 Contraintes et déformations résiduelles .....	4
1.3 La modélisation de la source de chaleur .....	7
1.4 Le modèle des éléments finis .....	9
1.4.1 L'utilisation des éléments coques .....	10
1.4.2 L'élément hexaédrique échelonné.....	10
1.4.3 Le remaillage.....	11
1.5 L'ajout du matériel de la soudure .....	12
1.5.1 La méthode du « birth and death ».....	12
1.5.2 Le « birth and death » modifié.....	12
1.5.3 Le déplacement des éléments.....	13
1.5.4 L'ajout d'éléments .....	14
1.6 Problématique de recherche .....	14
CHAPITRE 2 MODÈLE NUMÉRIQUE .....	16
2.1 Source de chaleur .....	16
2.1.1 Modèle du disque .....	17
2.1.2 Modèle du double ellipsoïde .....	19

2.2	Propriétés des matériaux .....	21
2.2.1	Propriétés thermiques.....	21
2.2.2	Propriétés mécaniques.....	25
2.3	Maillage.....	27
2.3.1	Maillage uniforme.....	28
2.3.2	Maillage par sections.....	28
2.3.3	Maillage mixte briques-coques .....	30
2.3.4	Ajustement du maillage.....	31
2.4	Modélisation d'un cordon de soudure.....	34
CHAPITRE 3	PROGRAMMATION DE LA SIMULATION .....	35
3.1	Fichier « principal.txt » .....	36
3.2	Fichier « parametres.txt ».....	36
3.3	Fichier « materiaux.txt » .....	37
3.4	Fichier « position.txt » .....	37
3.5	Fichier « geometrie.txt » .....	37
3.6	Fichier « maillage.txt » .....	38
3.7	Fichier « relocalisation.txt ».....	39
3.8	Fichier « thermique.txt » .....	39
3.9	Macro « chaleur.mac » .....	43
3.10	Macro « goldak.mac ».....	44
3.11	Fichier « structure.txt » .....	45
CHAPITRE 4	ANALYSE DES DIFFÉRENTS MODÈLES .....	48
4.1	Analyse de la convergence du maillage .....	49
4.2	Comparaison et optimisation des maillages .....	52
4.2.1	Maillage par sections.....	53
4.2.2	Maillage mixte .....	62
4.3	Analyse de la convergence des incréments de temps.....	64
4.3.1	Analyse thermique .....	65
4.3.2	Analyse structurale.....	67
4.4	Résumé.....	70
CHAPITRE 5	VALIDATION DU MODÈLE .....	71
5.1	Modèle des éléments finis.....	74
5.2	Résultats thermiques .....	75
5.2.1	Ajustement du facteur de rendement.....	79
5.2.2	Ajustement des dimensions du double ellipsoïde .....	80
5.2.3	Comparaison avec le modèle du disque .....	84
5.3	Résultats structuraux .....	85
5.4	Ajout du cordon de soudure .....	88
5.4.1	Analyse thermique .....	89
5.4.2	Analyse structurale.....	90

CHAPITRE 6	MODÉLISATION D'UNE SOUDURE MULTIPASSE.....	95
6.1	Modèle des éléments finis.....	96
6.1.1	Paramètres de la soudure.....	97
6.1.2	Résultats thermiques .....	98
6.2	Résultats structuraux .....	100
CONCLUSION	.....	105
RECOMMANDATIONS.....		108
ANNEXE 1	PROGRAMMATION .....	109
ANNEXE 2	GRAPHIQUES DU CHAPITRE 4 .....	123
ANNEXE 3	GRAPHIQUES DU CHAPITRE 5 .....	132
BIBLIOGRAPHIE .....		146

## LISTE DES TABLEAUX

	Page
Tableau I	Position des thermocouples..... 72
Tableau II	Position des jauges de déformation..... 73
Tableau III	Paramètres de soudage ..... 74
Tableau IV	Paramètres du double ellipsoïde..... 74
Tableau V	Paramètres de la simulation ..... 75
Tableau VI	Température maximale atteinte par chaque thermocouple ..... 82
Tableau VII	Paramètres du double ellipsoïde..... 97
Tableau VIII	Paramètres de la simulation ..... 97
Tableau IX	Paramètres de la soudure..... 98
Tableau X	Température maximale atteinte..... 99

## LISTE DES FIGURES

	Page
Figure 1	Schéma du soudage GMAW ..... 4
Figure 2	Évolution des contraintes par plasticité de déformation mécaniques ..... 5
Figure 3	Évolution de la contrainte lors d'un cycle thermique ..... 5
Figure 4	Contrainte résiduelle longitudinale ..... 6
Figure 5	Flux surfacique de chaleur ..... 8
Figure 6	Génération volumique de chaleur ..... 8
Figure 7	L'élément hexaédrique échelonné..... 10
Figure 8	Le remaillage..... 11
Figure 9	Le déplacement des éléments..... 13
Figure 10	Géométrie de l'aube ..... 15
Figure 11	Distribution du flux de chaleur sur le disque ..... 18
Figure 12	Distribution du flux de chaleur sur le double ellipsoïde ..... 21
Figure 13	Éléments brique et coque ..... 27
Figure 14	Maillage uniforme..... 28
Figure 15	Maillage par sections..... 29
Figure 16	Équations de couplage..... 29
Figure 17	Maillage mixte ..... 30
Figure 18	Couplage des déplacements d'un maillage mixte ..... 31
Figure 19	Thermocouple percé..... 32
Figure 20	Disposition des thermocouples ..... 32
Figure 21	Division de la pièce en plusieurs volumes ..... 33
Figure 22	Disposition non uniforme des thermocouples..... 33
Figure 23	Relocalisation des nœuds du maillage ..... 34
Figure 24	Organigramme séquentiel de la programmation ..... 35
Figure 25	Géométrie de la méthode par sections ..... 38
Figure 26	Géométrie de la méthode mixte ..... 38

Figure 27	Surfaces de convection.....	40
Figure 28	Orientation du système local de coordonnées.....	41
Figure 29	Exemple de résultats des températures .....	42
Figure 30	Conditions frontières.....	46
Figure 31	Exemple de résultats des contraintes.....	47
Figure 32	Pièce analysée .....	48
Figure 33	Points de comparaison.....	49
Figure 34	Maillage par sections.....	51
Figure 35	Maillage mixte .....	52
Figure 36	Lignes de comparaison.....	52
Figure 37	Maillage optimisé de la première section.....	56
Figure 38	Maillage optimisé de la deuxième section .....	58
Figure 39	Division de la première section.....	58
Figure 40	Modèle final par la méthode des sections .....	61
Figure 41	Maillage mixte optimisé.....	63
Figure 42	Échelle de temps .....	65
Figure 43	Montage expérimental.....	71
Figure 44	Dimensions de la plaque .....	72
Figure 45	Modèle des éléments finis.....	74
Figure 46	Conditions frontières.....	85
Figure 47	Contraintes longitudinales dans la plaque.....	88
Figure 48	Modèle avec cordon de soudure.....	89
Figure 49	Modèle avec cordon de soudure (maillage grossier).....	91
Figure 50	Contraintes longitudinales dans la plaque.....	93
Figure 51	Dimensions du modèle.....	95
Figure 52	Modèle des éléments finis.....	96
Figure 53	Température des plaques à 50 % de la première passe .....	100
Figure 54	Conditions frontières (avec points de soudure).....	101
Figure 55	Conditions frontières (plaques simplement supportées) .....	101

## LISTE DES GRAPHIQUES

	Page
Graphique 1 Coefficient de conductivité thermique ( $k$ ) de l'acier A516 .....	22
Graphique 2 Chaleur spécifique ( $C_p$ ) de l'acier A516 .....	23
Graphique 3 Enthalpie ( $H$ ) de l'acier A516 .....	23
Graphique 4 Coefficient de refroidissement combiné ( $h_c$ ) .....	24
Graphique 5 Courbes $\sigma$ vs $\epsilon$ de l'acier A516 .....	25
Graphique 6 Courbes $\sigma$ vs $\epsilon$ de l'acier A516 .....	26
Graphique 7 Coefficient de dilatation thermique ( $\alpha$ ) de l'acier A516 .....	26
Graphique 8 Conductivité thermique du matériau .....	37
Graphique 9 Exemple de temps de calculs pour une simulation .....	43
Graphique 10 Résultats thermiques de l'analyse de convergence .....	50
Graphique 11 Résultats des contraintes de l'analyse de convergence .....	50
Graphique 12 Comparaison des températures .....	53
Graphique 13 Comparaison des contraintes longitudinales .....	54
Graphique 14 Optimisation de la taille de la première section .....	55
Graphique 15 Optimisation de la taille de la première section .....	55
Graphique 16 Optimisation de la taille de la deuxième section .....	57
Graphique 17 Optimisation de la taille de la deuxième section .....	57
Graphique 18 Division de la section raffinée .....	59
Graphique 19 Facteur de variation de la taille des éléments .....	60
Graphique 20 Résultats des contraintes du maillage par sections final .....	61
Graphique 21 Comparaison des températures du maillage uniforme vs mixte .....	62
Graphique 22 Comparaison des contraintes transversales .....	63
Graphique 23 Contraintes transversales du maillage mixte optimisé .....	64
Graphique 24 Convergence de l'incrément de temps thermique .....	65
Graphique 25 Convergence de l'incrément de temps thermique .....	66

Graphique 26	Convergence de l'incrément de temps thermique.....	66
Graphique 27	Convergence de l'incrément de temps structural.....	67
Graphique 28	Comparaisons des contraintes transversales .....	68
Graphique 29	Optimisation du facteur de temps $k_t$ .....	68
Graphique 30	Optimisation du facteur de temps $k_t$ .....	69
Graphique 31	Optimisation du facteur de temps $k_t$ .....	69
Graphique 32	Comparaison des profils de température.....	75
Graphique 33	Vérification du coefficient de perte de chaleur .....	76
Graphique 34	Vérification du coefficient de perte de chaleur .....	77
Graphique 35	Résultats des températures avec une chaleur spécifique augmentée .....	77
Graphique 36	Résultats des températures avec une conductivité thermique diminuée ...	78
Graphique 37	Résultats des températures avec les propriétés thermiques ajustées.....	79
Graphique 38	Résultats des températures avec le facteur de rendement ajusté.....	80
Graphique 39	Résultats des températures avec un étalement de la source augmenté.....	81
Graphique 40	Résultats des températures avec la largeur de la source diminuée.....	82
Graphique 41	Résultats finaux des profils de température .....	83
Graphique 42	Résultats du modèle du disque.....	84
Graphique 43	Comparaison des contraintes longitudinales sur le dessus de la plaque ...	86
Graphique 44	Comparaison des contraintes transversales sur le dessus de la plaque ....	87
Graphique 45	Comparaison des contraintes de cisaillement sur le dessus de la plaque ..	87
Graphique 46	Profil des températures.....	90
Graphique 47	Comparaison des contraintes longitudinales sur le dessus de la plaque ...	91
Graphique 48	Comparaison des contraintes transversales sur le dessus de la plaque ....	92
Graphique 49	Comparaison des contraintes de cisaillement sur le dessus de la plaque ..	92
Graphique 50	Profils des températures de la première passe de soudure .....	98
Graphique 51	Profils des températures de la deuxième passe de soudure.....	99
Graphique 52	Comparaison des contraintes transversales (passe #1).....	102
Graphique 53	Comparaison des contraintes transversales (passe #2).....	102

## LISTE DES ABRÉVIATIONS ET DES SIGLES

$\alpha$	Coefficient de dilatation thermique, $^{\circ}\text{C}^{-1}$
$\varepsilon$	Coefficient d'émissivité
$\varepsilon$	Déformation
$\xi$	Coordonnée parallèle à la direction de la soudure
$\eta$	Facteur de rendement
$\lambda$	Diffusivité thermique du matériau, $\text{s} / \text{m}^2$
$\rho$	Densité, $\text{kg} / \text{m}^3$
$\sigma$	Contrainte, MPa
$a$	Demi-largeur de l'ellipsoïde, m
$b$	Demi-hauteur de l'ellipsoïde, m
$C$	Coefficient de concentration, $\text{m}^{-2}$
$c_f$	Demi-longueur de l'ellipsoïde avant, m
$C_p$	Chaleur spécifique, $\text{J} / \text{kg} \text{ } ^{\circ}\text{C}$
$c_r$	Demi-longueur de l'ellipsoïde arrière, m
$f_f$	Fraction de la chaleur appliquée à l'avant
$f_r$	Fraction de la chaleur appliquée à l'arrière
GMAW	« Gas metal arc-welding »
$H$	Enthalpie, $\text{J} / \text{m}^3$
$h_c$	Coefficient de perte de chaleur, $\text{W} / \text{m}^2 \text{ } ^{\circ}\text{C}$
$k$	Coefficient de conductivité thermique, $\text{W} / \text{m}^2 \text{ } ^{\circ}\text{C}$
$k_t$	Facteur d'incrémentatation du temps
MEF	Méthode des éléments finis
$Q$	Chaleur, W
$q$	Flux de chaleur, $\text{W} / \text{m}^2$
$q_0$	Flux de chaleur au centre de la source, $\text{W} / \text{m}^2$
$r$	Position radiale, m

$r_d$	Rayon du disque, m
$T$	Température, °C
$t$	Temps, s
$T_0$	Température initiale, °C
$v$	Vitesse d'avance de la torche, m / s

## INTRODUCTION

Le procédé de soudure engendre inévitablement des contraintes résiduelles, situées dans la zone affectée thermiquement, dans le matériau des pièces assemblées. Cette zone constitue normalement le point faible de la structure, l'endroit où les fissures seront initiées. Le projet de recherche a pour but de déterminer l'importance de ces contraintes générées lors de la soudure des aubes de turbines « Francis », produites par la compagnie GE Hydro.

L'objectif de la présente analyse est de déterminer le profil des contraintes engendrées par la soudure avec la méthode des éléments finis (MEF). Afin de déterminer la précision de la méthode, l'étude porte sur des cas relativement simples. Une première analyse est effectuée sur le dépôt d'un cordon de soudure au centre d'une plaque simplement supportée. Une seconde analyse porte sur la soudure de deux plaques avec préparation en « V », soudées en deux passes. Une fois validée, la méthode pourrait être transposée au cas d'une turbine hydroélectrique afin de déterminer l'influence des contraintes résiduelles sur la résistance du système.

Ce mémoire, qui contient six chapitres, présente tout d'abord la littérature existante concernant les contraintes résiduelles dans les soudures, ainsi que les recherches effectuées sur la modélisation par éléments finis de ce phénomène. Le deuxième chapitre contient la méthodologie utilisée pour modéliser le procédé de soudage. La programmation du modèle, à l'aide du logiciel Ansys<sup>®</sup>, est présentée au chapitre trois. Le quatrième chapitre présente les premiers résultats des simulations qui ont servi à effectuer l'analyse de la convergence des résultats. Les chapitres cinq et six présentent la comparaison des résultats numériques avec des résultats expérimentaux : le dépôt d'un cordon de soudure au centre d'une plaque simplement supportée est présenté au

cinquième chapitre alors que la soudure de deux plaques avec préparation en « V » en deux passes de soudure est présentée au sixième chapitre.

À la fin de ce mémoire, il sera possible de déterminer si la MEF permet de prédire avec suffisamment de précision les contraintes résiduelles produites par le procédé de soudage. Il sera également possible d'évaluer la pertinence d'utiliser le modèle développé pour la modélisation d'une aube de turbine « Francis ».

## **CHAPITRE 1**

### **REVUE DE LA LITTÉRATURE**

La prédiction des effets du soudage sur les matériaux étant difficilement réalisable mathématiquement, plusieurs chercheurs ont tenté d'effectuer cette prédiction à l'aide de modèles numériques. Différents modèles mathématiques ont été développés afin de déterminer soit la température, soit l'apport de chaleur à l'intérieur du bain de fusion. Ces modèles mathématiques sont ensuite incorporés aux modèles par éléments finis afin de calculer les contraintes résiduelles engendrées par le procédé de soudage.

Ce chapitre présente tout d'abord un aperçu du procédé de soudage « gas metal arc welding » (GMAW) et des contraintes résiduelles qui en résultent. Les modèles mathématiques sont ensuite exposés, ainsi que les différentes méthodes de modélisation par éléments finis. Pour conclure, la problématique de recherche est présentée afin d'expliquer les buts et objectifs de ce projet de recherche.

#### **1.1 Le soudage GMAW**

Le procédé de soudage GMAW utilise une électrode continue. Le bain de fusion est protégé de l'air ambiant par un gaz (hélium, argon, dioxyde de carbone). La sortie de l'électrode est automatique, alors que le déplacement de la torche peut être fait manuellement ou automatisé. La figure 1 présente un schéma du procédé de soudage GMAW.

Il y a deux méthodes de transfert du métal d'apport avec le soudage GMAW : le transfert par pulvérisation et le transfert par court-circuit. Lors du transfert par pulvérisation, le métal fondu se détache de l'électrode, se déplace à travers l'arc

électrique pour se déposer sur le métal de base. Lors du transfert par court-circuit, c'est par le contact entre l'électrode et le métal de base que le métal d'apport se dépose sur ce dernier. Le transfert par court-circuit est obtenu à basse tension et faible courant, alors que le transfert par pulvérisation s'obtient à haute tension et à courant élevé. Le transfert par pulvérisation permet d'obtenir un taux de dépôt plus élevé que le court-circuit.

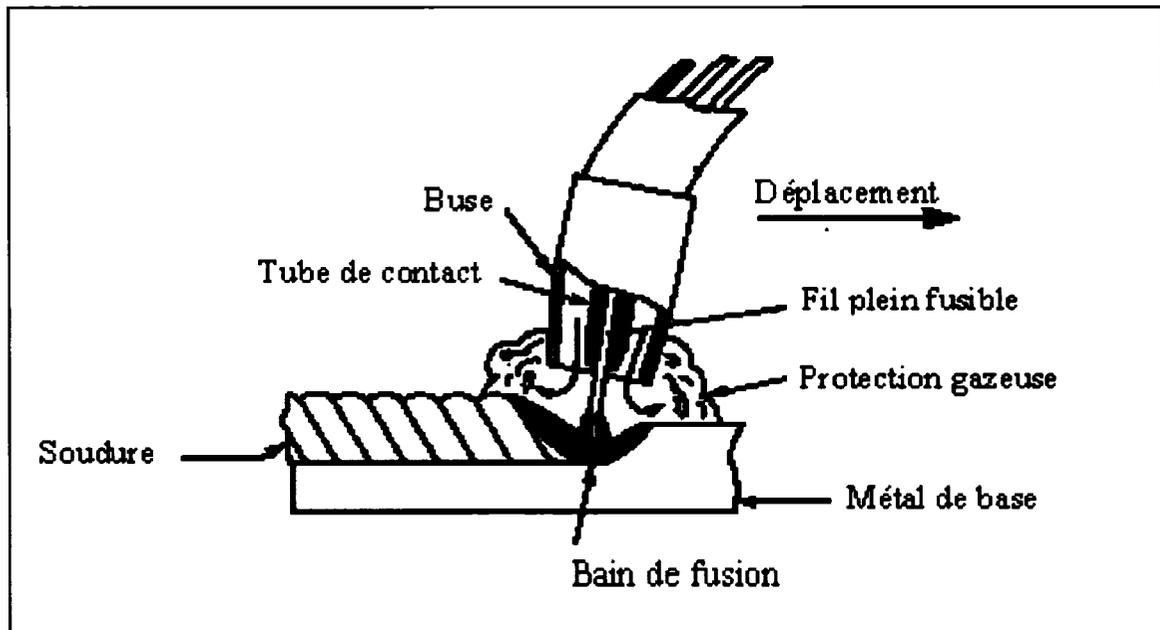


Figure 1 Schéma du soudage GMAW  
(Adapté de Galopin, Michel, 2003 [1])

## 1.2 Contraintes et déformations résiduelles

Lorsqu'une partie d'une pièce est soumise à une distribution de contrainte non-uniforme et supérieure à la limite d'écoulement du matériau, celle-ci devient déformée plastiquement. Au relâchement de la charge, le retour élastique fait apparaître les contraintes résiduelles : ceci est dû au fait que la partie de la pièce déformée de façon élastique tend à reprendre sa forme initiale alors que la partie déformée plastiquement conserve sa déformation plastique. La figure 2 démontre l'évolution des contraintes dans une pièce déformée plastiquement.

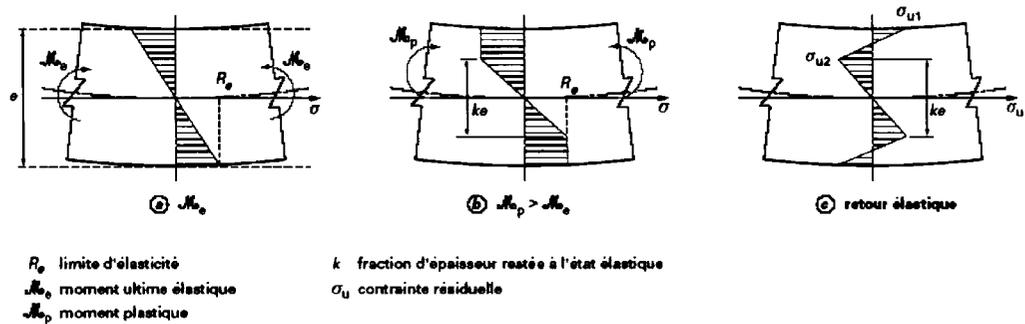


Figure 2 Évolution des contraintes par plasticité de déformation mécanique  
(Adapté de Michel, Alain, 1999 [2])

La figure 3 montre l'évolution des contraintes pour un matériau élastique parfaitement plastique, dans une pièce qui subit un cycle thermique et dont les déplacements sont restreints. Ces restrictions peuvent être obtenues en bridant solidement la pièce ou en imposant le cycle thermique localement comme c'est le cas pour le soudage. Lors du chauffage, le matériau subit une contrainte de compression qui atteint la limite d'écoulement si la température est suffisamment élevée. Cette limite d'écoulement est fonction de la température. Lors du refroidissement, les contraintes s'inversent pour laisser des contraintes résiduelles en tension à la température ambiante.

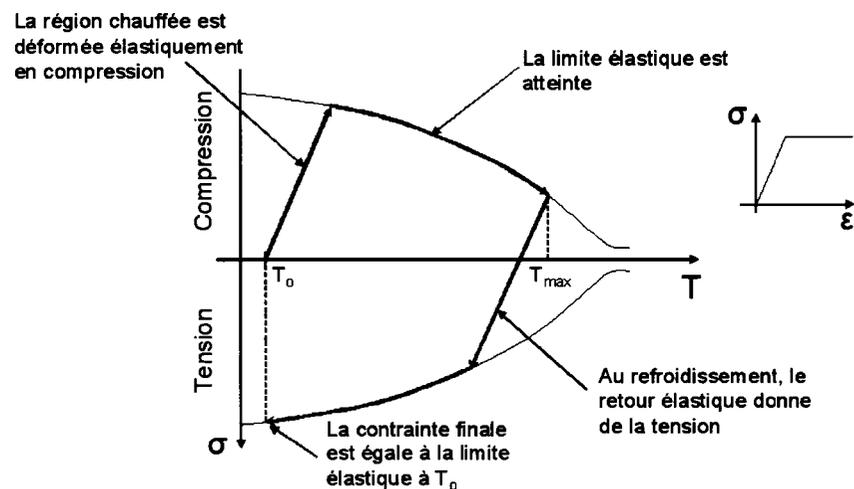


Figure 3 Évolution de la contrainte lors d'un cycle thermique  
(comportement élastique parfaitement plastique)  
(Adapté de Michel, Alain, 1999 [2])

Le profil des contraintes résiduelles dans les pièces soudées varie en fonction du type de matériau utilisé. La figure 4 montre les profils des contraintes résiduelles longitudinales pour trois différents matériaux. La courbe a), qui représente l'acier doux, démontre une contrainte en tension égale à la limite d'écoulement du matériau au centre de la soudure, et qui diminue jusqu'à l'obtention d'une contrainte de compression loin de la soudure. Les courbes b) et c) montrent que la distribution des contraintes est très différente lorsqu'il s'agit d'aciers fortement alliés. Par exemple, dans le cas b), la transformation martensitique du métal d'apport 410 Ni-Mo est à l'origine de la compression observée au centre de la soudure.

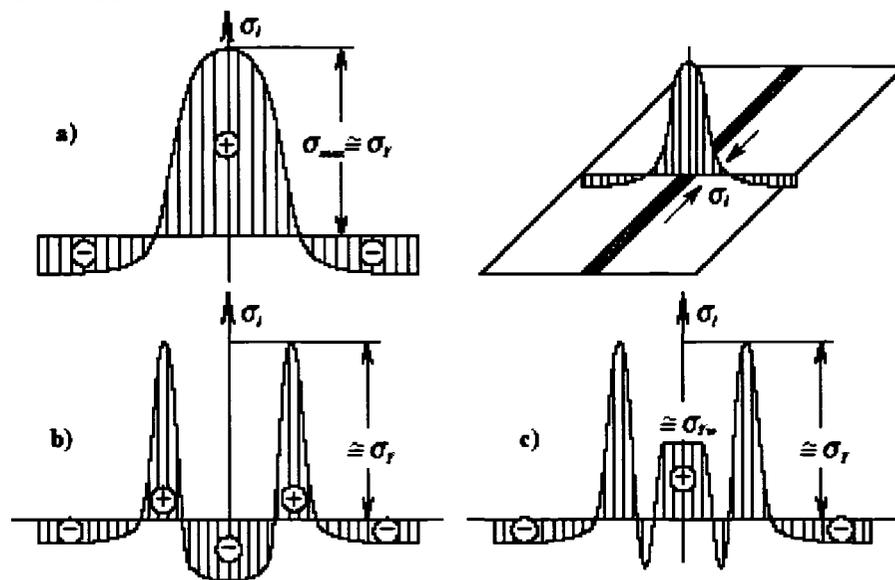


Figure 4 Contrainte résiduelle longitudinale  
 a) acier doux; b) acier fortement allié avec matériel d'apport martensitique; c) acier fortement allié avec matériel d'apport austénitique.

(Adapté de Pilipenko, Artem, 2001 [3])

La contrainte résiduelle longitudinale, qui est orientée dans la direction parallèle à la soudure, est générée par la rétractation du matériau au refroidissement. La contrainte transversale est orientée dans la direction perpendiculaire à la soudure, et est générée principalement par le bridage de la pièce. La contrainte suivant la direction normale au plan de soudure peut être considérée négligeable comparativement aux deux premières contraintes.

### 1.3 La modélisation de la source de chaleur

Une des parties les plus importantes et les plus complexes de la modélisation d'une soudure est l'apport de chaleur fourni à la pièce étudiée. Les contraintes dépendent des distributions de température dans la pièce, qui, elles-mêmes, dépendent du modèle utilisé pour la source. Plusieurs modèles ont été développés pour représenter l'apport de chaleur lors du soudage. Deux méthodes principales sont utilisées par ces modèles : la représentation d'une source comme un flux de chaleur imposé sur une surface donnée, et la représentation sous forme de génération de chaleur à l'intérieur d'un volume donné.

La première modélisation mathématique d'une source de chaleur a été présentée par Rosenthal [4] en 1941. À partir du développement de Fourier de l'équation de la chaleur et en supposant un état quasi-stationnaire, il obtient la distribution de la température dans une plaque en représentant la source ponctuellement. L'équation 1.1 représente la distribution de la température dans une plaque tridimensionnelle semi-infinie.

$$T - T_o = \frac{Q}{2\pi k} e^{-\lambda v \xi} \frac{e^{-\lambda r}}{r} \quad (1.1)$$

Où :

T = température en un point donné;

T<sub>o</sub> = température initiale;

Q = chaleur totale appliquée à la plaque;

k = coefficient de conductivité thermique;

λ = diffusivité thermique du matériau;

v = vitesse de la soudure;

ξ = coordonnée parallèle à la direction de la soudure;

r = position radiale.

Il a été démontré que cette méthode est fiable pour les températures éloignées de la source de chaleur, mais très peu efficace près de la zone de fusion et de la zone affectée thermiquement. Un disque à distribution gaussienne d'un flux thermique a été proposé par Pavelic [5] pour enrayer ce problème (figure 5). Ce modèle a été adapté par Friedman [6] pour la méthode des éléments finis. L'impossibilité de représenter la pénétration de l'arc électrique dans le bain de fusion par les modèles surfaciques a incité les chercheurs à développer des modèles tridimensionnels. Goldak [7] propose en 1984 le modèle du double ellipsoïde (figure 6). Ce modèle est défini selon une distribution gaussienne de la chaleur à l'intérieur de deux demi-ellipsoïdes, représentant l'avant et l'arrière de l'arc électrique. Les dimensions des demi-axes représentent le volume du bain de fusion. Ce modèle est très utilisé de nos jours pour la modélisation du procédé de soudage.

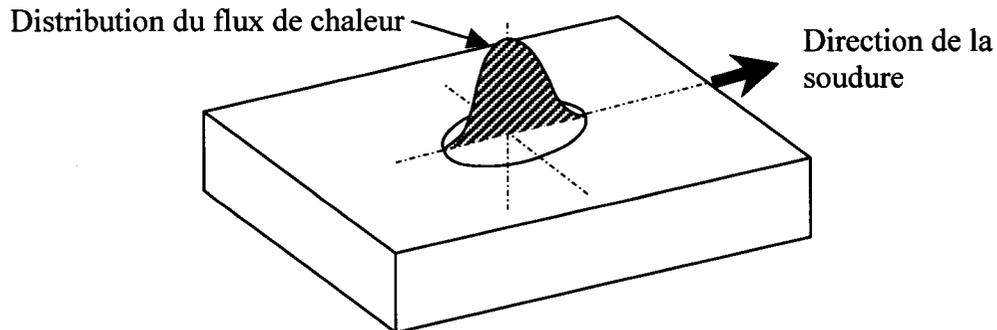


Figure 5 Flux surfacique de chaleur

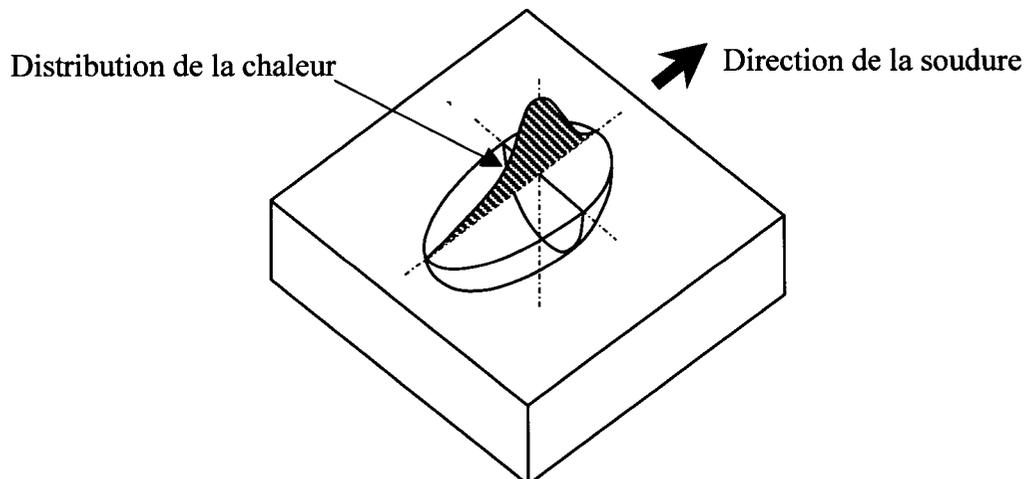


Figure 6 Génération volumique de chaleur

Wahab [8] propose une amélioration du modèle du double ellipsoïde en divisant la chaleur en deux parties : une générée à l'intérieur du double ellipsoïde et l'autre induite dans le métal d'apport, en ajoutant des éléments à une température de 2400 °C, soit la température de vaporisation de l'acier.

Un modèle plus simple est utilisé par Lindgren [9]. Il représente l'apport de chaleur en imposant la température de fusion aux éléments de la soudure. Free [10] avait utilisé la même méthode auparavant, mais en ajoutant une correction afin que le modèle représente mieux la réalité : il ajuste la chaleur spécifique du matériau afin que son modèle respecte l'équation de la chaleur.

#### **1.4 Le modèle des éléments finis**

Le procédé de soudage étant un problème transitoire et hautement non linéaire, le temps de résolution par la méthode des éléments finis est très élevé; c'est pourquoi le recours aux hypothèses simplificatrices est très utile. La plus utilisée de ces hypothèses est la supposition d'une vitesse de soudage infinie, ce qui implique que le cordon de soudure est déposé d'un seul coup. Cette hypothèse permet de réduire un problème tridimensionnel à un problème bidimensionnel. Ce problème peut être solutionné par les éléments iso-paramétriques, soit en état plan de contrainte ou de déformation pour les plaques, et en état axisymétrique pour les cylindres et réservoirs. Les ordinateurs, toujours de plus en plus puissants, permettent maintenant de résoudre les problèmes en 3-D. Les temps de calculs sont par contre encore très élevés, surtout pour la simulation d'une soudure comportant plusieurs passes. Certains chercheurs ont donc tenté de trouver des méthodes pour réduire le temps de résolution, sans pour autant réduire significativement la précision des résultats. Leurs théories sont présentées ci-après.

### 1.4.1 L'utilisation des éléments coques

En raison des gradients de température très élevés dans la région de la soudure, un maillage raffiné composé d'éléments volumiques est requis pour l'analyse 3-D. L'utilisation d'éléments surfaciques, dont la variation des résultats est approximée linéairement sur l'épaisseur, engendrerait une erreur considérable. Näsström [11] présente un modèle combiné d'éléments briques et coques. Les éléments briques sont utilisés dans les régions fusionnée et affectée thermiquement, et les éléments coques partout ailleurs. Ce modèle donne des résultats similaires à ceux d'un modèle composé uniquement d'éléments briques, mais permet de réduire significativement le nombre de degrés de liberté, donc le temps de résolution.

### 1.4.2 L'élément hexaédrique échelonné

Lindgren [12] propose l'utilisation d'un élément hexaédrique comportant de 8 à 26 nœuds (figure 7). Il utilise une interpolation linéaire, mais l'élément peut également être défini sous forme quadratique. Les huit premiers nœuds sont disposés aux coins de l'élément. Les nœuds 9 à 20 sont optionnels et disposés au milieu des arêtes. Les nœuds 21 à 26 sont également optionnels et disposés au centre des faces de l'élément.

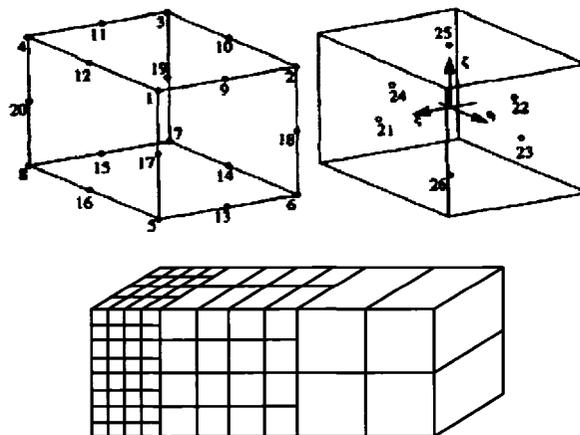


Figure 7 L'élément hexaédrique échelonné

Ce type d'élément permet de faciliter l'obtention d'un maillage structuré avec raffinement localisé puisque les coins des éléments ne sont pas obligatoirement coïncidents.

### 1.4.3 Le remaillage

Le raffinement du maillage dans la région de la soudure entraîne une augmentation considérable du nombre de degrés de liberté. Afin de limiter cette augmentation, la technique du remaillage peut être utilisée. Elle consiste à raffiner uniquement le maillage aux environs de la source de chaleur, et non plus sur toute la longueur de la soudure (figure 8). La zone raffinée se déplace à la même vitesse que la source de chaleur. Cette méthode est utilisée, entre autres, par Shi [13] et Lindgren [12]. Ce dernier mentionne qu'il faut être prudent lors du transfert des données de l'ancien modèle vers le nouveau, opération qui diffère s'il s'agit d'un raffinement ou d'un grossissement de la taille des éléments, et s'il s'agit des valeurs aux nœuds ou aux points de Gauss. Pour un raffinement, il utilise une interpolation peu importe le type de point. Pour un grossissement, il utilise la méthode des moindres carrés pour le transfert des valeurs aux nœuds, et l'interpolation pour les valeurs aux points de Gauss. En comparaison avec un maillage dont toute la zone de la soudure est raffinée, Lindgren détermine que le temps de calcul est réduit de 60 % avec des résultats similaires pour le modèle étudié.

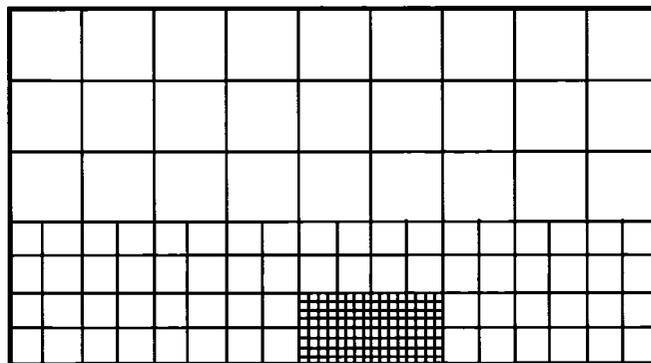


Figure 8 Le remaillage

## **1.5 L'ajout du matériel de la soudure**

### **1.5.1 La méthode du « birth and death »**

La méthode la plus utilisée pour la modélisation du matériel d'apport est la méthode d'activation et de désactivation des éléments, ou « birth and death ». Cette méthode consiste à créer tous les éléments de la soudure au départ. Ces éléments sont ensuite désactivés, en multipliant leurs propriétés physiques par un coefficient très petit. Ils sont finalement réactivés au fur et à mesure que la source de chaleur se déplace le long de la soudure.

Cette méthode est utilisée entre autres par Brickstad [14]. Il fait remarquer que les éléments désactivés dont une face touche aux éléments actifs peuvent être très distordus, ce qui peut engendrer des contraintes importantes. Afin de réduire ce problème, il suggère de conserver les éléments inactifs à une température élevée, où ces éléments seront « mous ». Il suggère également de prendre cette température élevée comme température de référence pour la dilatation thermique. La température de référence pour les éléments du métal de base est la température ambiante.

### **1.5.2 Le « birth and death » modifié**

Berglund [15] utilise une combinaison des éléments désactivés et discrets. Les éléments désactivés n'ont aucune rigidité mais sont actifs au niveau thermique. Les éléments discrets sont les éléments qui viennent d'être réactivés. Ils ont une limite d'élasticité faible et un coefficient d'expansion thermique nul. Ils ne reprennent leurs propriétés que lorsqu'ils passent sous la température de fusion.

### 1.5.3 Le déplacement des éléments

Fanous [16] a développé la méthode du déplacement des éléments afin de modéliser l'ajout de matière. Au début de la simulation, les éléments de la soudure sont séparés des éléments du métal de base par des éléments d'espacement (« gap »). Les propriétés de ces éléments sont initialisées à une valeur nulle. Au fur et à mesure que la source de chaleur se déplace, la longueur des éléments « gap » diminue jusqu'à ce que les nœuds des éléments de la soudure et du métal de base soient superposés. Pendant ce rétrécissement, les propriétés des éléments « gap » augmentent graduellement jusqu'à la valeur des propriétés du métal de base. Il conclut que cette méthode donne des résultats comparables à la méthode du « birth and death », mais que le temps de calcul est réduit significativement.

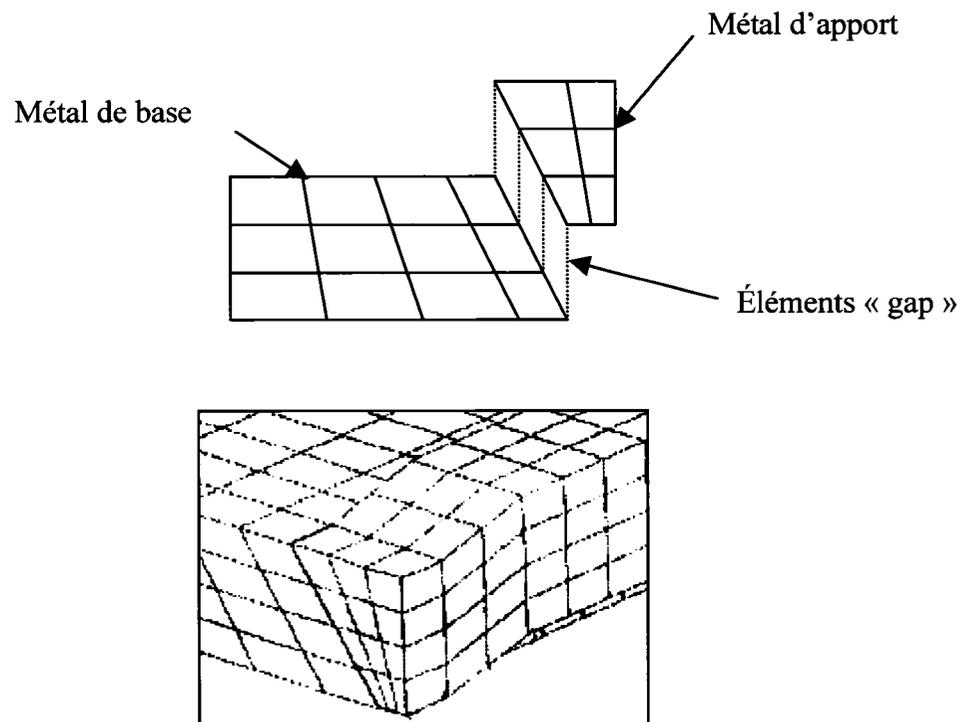


Figure 9 Le déplacement des éléments  
(Adapté de Fanous, Ihab, 2003)

#### **1.5.4 L'ajout d'éléments**

Lindgren [9] présente une autre méthode alternative : l'ajout des éléments. Cette méthode ressemble beaucoup au « birth and death ». Les éléments de la soudure sont entièrement créés avant le début des calculs. Lors de la solution, les nœuds et éléments du métal d'apport qui n'a pas encore été déposé sont exclus de la sélection. Ils ne sont donc pas assemblés à l'intérieur des matrices de calculs. Cette méthode fait en sorte qu'au début de la solution, les matrices sont de dimensions plus petites, ce qui réduit le temps de calcul. Il conclut que cette méthode donne des résultats similaires à la méthode du « birth and death », mais que le temps de calcul est réduit d'environ 5 %.

#### **1.6 Problématique de recherche**

Le projet de recherche a pour but le développement d'un modèle par éléments finis permettant le calcul des contraintes résiduelles produites par la soudure des aubes des turbines hydroélectriques de type « Francis ». La géométrie de la turbine étant très complexe, les éléments bidimensionnels ne pourront pas être utilisés. Le projet est réalisé pour le compte de la compagnie GE Hydro. À la demande des représentants de la compagnie, le modèle devra être développé à l'aide du logiciel Ansys® 8.1. Ce logiciel a déjà été utilisé pour la modélisation du procédé de soudage par différents auteurs, tels que Frewin [17] et Wu [18].

Tel que le démontre la figure 10, la géométrie d'une aube est très complexe. De plus, l'assemblage de l'aube avec la couronne et la ceinture comporte un nombre très élevé de passes de soudure. Afin de faciliter le développement de l'outil de calcul, le modèle est développé à partir d'un problème simple, soit une plaque rectangulaire avec un cordon de soudure déposé en son centre. Des essais expérimentaux permettront de déterminer la validité du modèle. Le modèle devra être suffisamment optimisé pour permettre une simulation rapide tout en donnant des résultats suffisamment représentatifs.

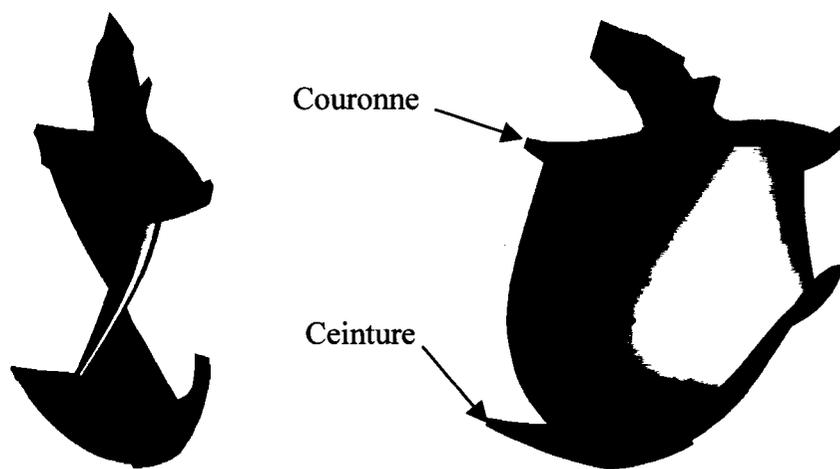


Figure 10 Géométrie de l'aube

## **CHAPITRE 2**

### **MODÈLE NUMÉRIQUE**

Le comportement d'un matériau lors de la soudure est un phénomène très complexe à prédire ; les méthodes numériques permettent d'en simplifier l'analyse. La méthode des éléments finis, qui est une des méthodes numériques les plus utilisées, a été choisie afin de calculer les contraintes résiduelles engendrées par le procédé de soudage. Cette méthode consiste à diviser une pièce complexe en plusieurs petits éléments afin de générer un grand nombre d'équations simples à résoudre par calcul matriciel. Une analyse découplée est réalisée : l'analyse thermique complète du procédé (soudage et refroidissement) est réalisée, puis les résultats sont utilisés pour effectuer l'analyse structurale. La procédure à suivre pour la simulation de la soudure comporte plusieurs étapes. Premièrement, les paramètres du modèle sont définis : propriétés du ou des matériaux, types d'éléments utilisés. Ensuite, la géométrie de la pièce est créée, et un maillage est généré à partir de cette géométrie. L'analyse thermique est réalisée en utilisant un modèle numérique représentant la source de chaleur. Ce modèle permet d'appliquer la chaleur produite par la source à la pièce, sous forme de flux de chaleur ou de chaleur volumique, en fonction de la position de la torche. L'analyse des contraintes résiduelles est réalisée en utilisant les résultats des températures pour calculer la dilatation thermique de la pièce.

#### **2.1 Source de chaleur**

Différents modèles numériques ont été développés pour la simulation thermique du procédé de soudage. Ils suivent tous le même principe : une chaleur est appliquée aux éléments (ou aux nœuds) près du centre de la source. Le modèle le plus simple est l'imposition de la température de fusion aux éléments. Ce modèle est facilement

utilisable, mais il ne permet pas de contrôler les paramètres du soudage, tels que la tension, le courant et le facteur de rendement. Deux modèles plus élaborés sont présentés : le premier représentant la source de chaleur par un flux surfacique, et le second, utilisant une génération volumique de la chaleur. Ces modèles utilisent une distribution gaussienne de la chaleur : la quantité de chaleur est très importante près du centre de la source, et elle diminue de façon exponentielle en s'éloignant du centre. Le choix du modèle approprié est important afin d'obtenir une précision satisfaisante des profils de température près de la soudure. Le modèle choisi n'influence par contre pas significativement les résultats thermiques loin de la soudure, qui sont essentiellement influencés par la quantité de chaleur appliquée.

### 2.1.1 Modèle du disque

Le modèle du disque, proposé à l'origine par Pavelic et al.[5], utilise un flux de chaleur sur une surface circulaire suivant une distribution gaussienne. Cette distribution est déterminée à partir de l'équation suivante :

$$q(r) = q_0 e^{-Cr^2} \quad (2.1)$$

Où :

$q(r)$  = flux de chaleur (W / m<sup>2</sup>)

$q_0$  = flux de chaleur maximum au centre de la source (W / m<sup>2</sup>)

$r$  = position radiale (m)

$C$  = coefficient de concentration (m<sup>-2</sup>)

Une relation entre  $q_0$  et  $C$  peut être établie en supposant qu'un flux constant de valeur  $q_0$  et imposé sur un cercle de diamètre  $d = 2 / \sqrt{C}$  est équivalent à la puissance totale  $Q$ .

$$Q = q_0 \frac{\pi d^2}{4} \quad (2.2)$$

$$q_0 = \frac{QC}{\pi} \quad (2.3)$$

L'équation 2.1 devient :

$$q(r) = \frac{QC}{\pi} e^{-Cr^2} \quad (2.4)$$

Pour déterminer la valeur de « C », on impose un flux de chaleur à la limite du cercle est égal à 5 % du flux de chaleur au centre du cercle.

$$q(r_d) = q_o e^{-Cr_d^2} = 0,05 q_o \quad (2.5)$$

$$C = \frac{\ln(20)}{r_d^2} \approx \frac{3}{r_d^2} \quad (2.6)$$

On obtient donc :

$$q(r) = \frac{3Q}{\pi r_d^2} e^{-3(r/r_d)^2} \quad (2.7)$$

où  $r_d$  est le rayon du cercle délimitant la source de chaleur.

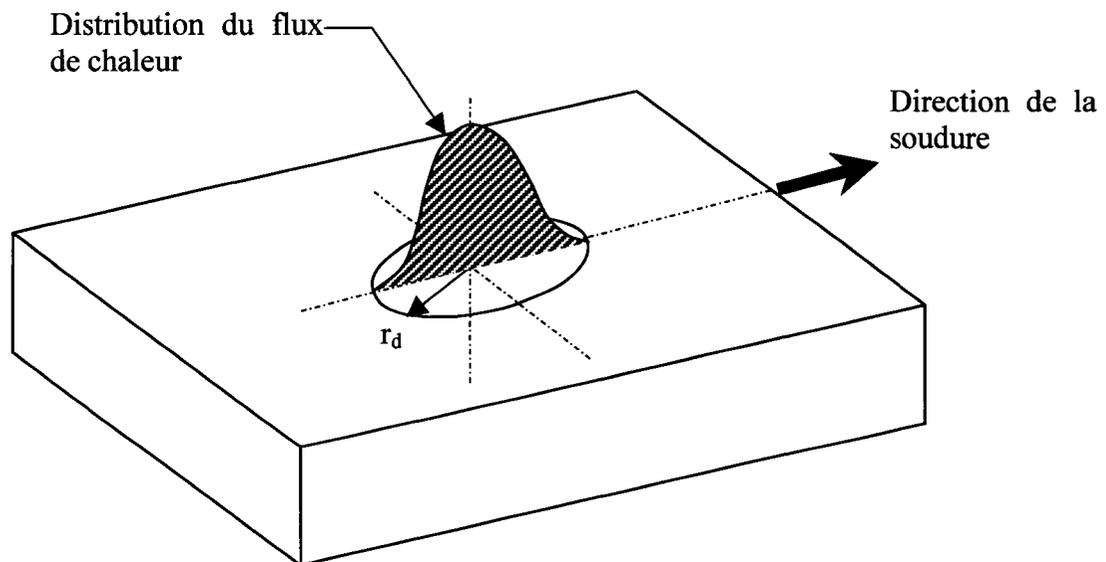


Figure 11 Distribution du flux de chaleur sur le disque

### 2.1.2 Modèle du double ellipsoïde

Goldak [7] propose, en utilisant une démarche similaire, un modèle en trois dimensions dont la forme est ellipsoïdale. Ce modèle serait plus représentatif de la réalité puisqu'il permet de contrôler la pénétration de l'arc électrique. La distribution gaussienne de la chaleur à l'intérieur du volume, où les paramètres « A », « B » et « C » sont des constantes arbitraires, est définie par l'équation suivante :

$$q(x, y, z) = q_o e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-Cz^2} \quad (2.8)$$

où  $\zeta$ , la position par rapport au centre de l'ellipsoïde, est défini par  $\zeta = z + v(\tau - t)$ .

Le principe de conservation de l'énergie permet de définir qu'en intégrant l'équation 2.8 sur le volume, on obtient la chaleur totale Q. La forme du bain de fusion est ici associée à un demi-ellipsoïde, dont la surface plane est tangente à la surface de la pièce à souder. Puisque la chaleur doit être appliquée uniquement dans la moitié inférieure de l'ellipsoïde, l'intégrale sur le volume donne le double de la chaleur Q :

$$2Q = \int_V q_o e^{-Ax^2} e^{-By^2} e^{-Cz^2} dV \quad (2.9)$$

L'équation 2.9 permet de déduire la chaleur volumique au centre de la source :

$$q_o = \frac{2Q\sqrt{ABC}}{\pi\sqrt{\pi}} \quad (2.10)$$

En procédant de la même manière que pour les équations 2.5 et 2.6, on obtient

$$A \approx \frac{3}{a^2} \quad (2.11a)$$

$$B \approx \frac{3}{b^2} \quad (2.11b)$$

$$C \approx \frac{3}{c^2} \quad (2.11c)$$

où « a », « b » et « c » sont les dimensions de l'ellipsoïde, telles que présentées sur la figure 2.2. L'équation représentant la distribution de la chaleur devient donc :

$$q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q}{abc\pi\sqrt{\pi}} e^{-3(x/a)^2} e^{-3(y/b)^2} e^{-3(z/c)^2} \quad (2.12)$$

Finalement, Goldak utilise deux ellipsoïdes différents afin de mieux représenter la quantité de chaleur implantée à l'avant et à l'arrière de la source de chaleur. Le volume peut donc être défini plus compact à l'avant de la source et plus allongé à l'arrière. En multipliant l'équation 2.12 par un facteur  $f_f$  à l'avant et par un facteur  $f_r$  à l'arrière, la quantité de chaleur dans chaque ellipsoïde peut être contrôlée. Pour que les équations 2.13a et 2.13b soient équivalentes à l'équation 2.12, il faut respecter la règle  $f_f + f_r = 2$ .

$$\text{Ellipsoïde avant : } q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q f_f}{abc_f \pi \sqrt{\pi}} e^{-3(x/a)^2} e^{-3(y/b)^2} e^{-3(z/c_f)^2} \quad (2.13a)$$

$$\text{Ellipsoïde arrière : } q(x, y, z) = \frac{6\sqrt{3}Q f_r}{abc_r \pi \sqrt{\pi}} e^{-3(x/a)^2} e^{-3(y/b)^2} e^{-3(z/c_r)^2} \quad (2.13b)$$

Les dimensions du double ellipsoïde sont d'abord déterminées en fonction de la taille du bain de fusion, de préférence obtenue à partir d'essais expérimentaux. Elles peuvent ensuite être ajustées afin que les résultats de la simulation concordent avec l'expérimentation. En ce qui a trait aux facteurs énergétiques, Goldak suggère d'utiliser un facteur de 0,6 à l'avant et de 1,4 à l'arrière.

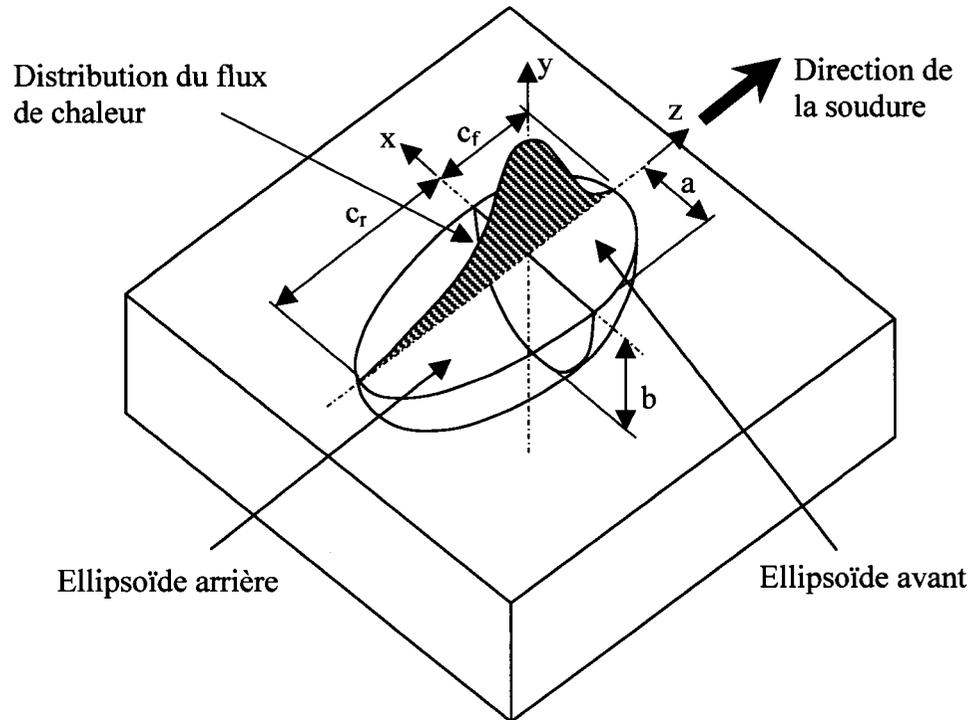


Figure 12 Distribution du flux de chaleur sur le double ellipsoïde

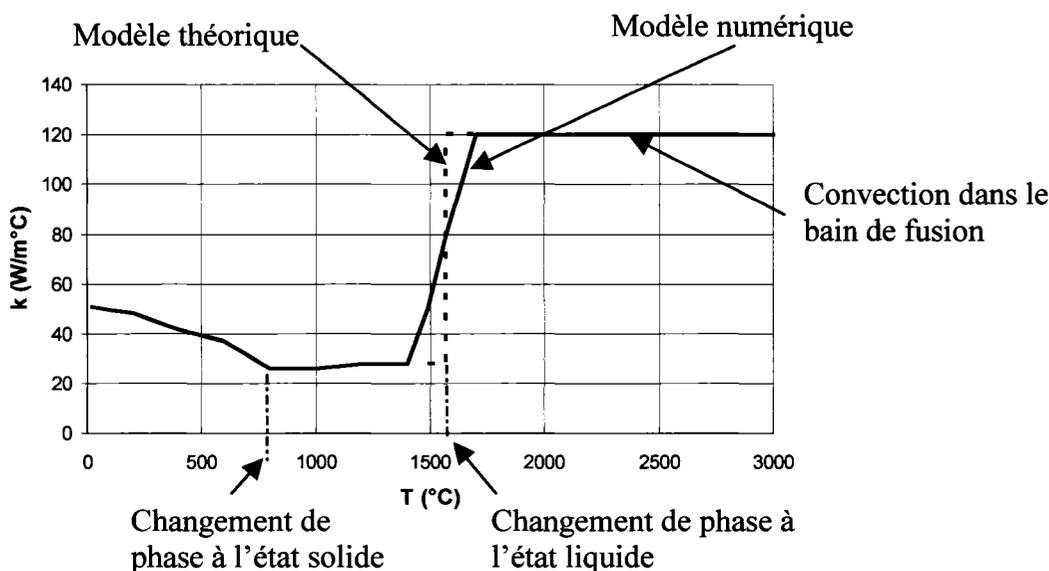
## 2.2 Propriétés des matériaux

### 2.2.1 Propriétés thermiques

La soudure est un phénomène hautement non-linéaire. Une très grande variation de température s'effectue dans un court laps de temps. C'est cette brusque variation qui est à l'origine des contraintes résiduelles. Il est donc important d'exprimer les propriétés des matériaux en fonction de la température. Ces propriétés ont également été ajustées afin de modéliser facilement des phénomènes complexes. Les propriétés présentées ci-après sont celles d'un acier à faible teneur en carbone, soit le A516. Ce type d'acier a été sélectionné afin de simplifier la modélisation des changements de phase, comparativement aux aciers fortement alliés.

### 2.2.1.1 Coefficient de conductivité thermique

La conductivité ( $k$ ) de l'acier diminue avec l'augmentation de la température, pour ensuite remonter graduellement après le changement de phase du matériau. Une augmentation importante de la conductivité a été ajoutée près du point de fusion afin de modéliser la convection à l'intérieur du bain de fusion. La valeur théorique de  $120 \text{ W / m}^\circ\text{C}$  est utilisée pour modéliser cette convection. Lors des essais de simulation, des problèmes de convergence ont été observés lorsque l'augmentation du coefficient était trop brusque. Il a été déterminé qu'une augmentation graduelle effectuée sur une plage de  $300^\circ\text{C}$  permettait d'éviter de tels problèmes. La conductivité en fonction de la température est présentée au graphique 1.

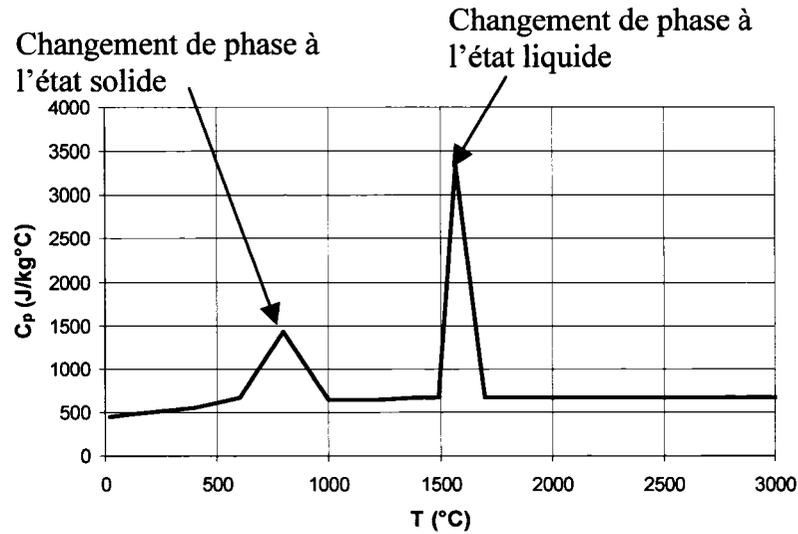


Graphique 1 Coefficient de conductivité thermique ( $k$ ) de l'acier A516

### 2.2.1.2 Chaleur spécifique

La courbe de la chaleur spécifique ( $C_p$ ), illustrée au graphique 2, présente deux augmentations ponctuelles. La première augmentation est de  $750 \text{ J / kg}^\circ\text{C}$  sur un intervalle de  $100^\circ\text{C}$ , et est due au changement de phase du matériau à l'état solide. La deuxième, plus importante, est ajoutée afin de représenter la chaleur latente ( $L$ ) du

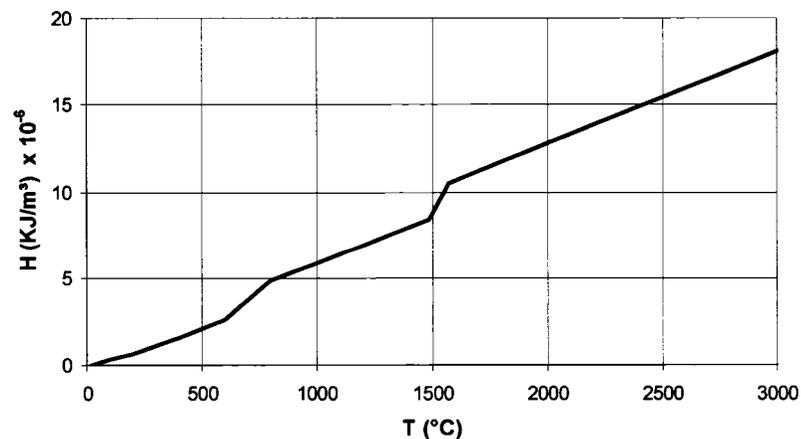
matériau, qui est de 2700 J / kg°C et est répartie sur une plage de 100°C afin de faciliter la convergence.



Graphique 2 Chaleur spécifique ( $C_p$ ) de l'acier A516

Il est important de noter qu'avec le logiciel Ansys<sup>®</sup>, la chaleur spécifique doit être remplacée par l'enthalpie ( $H$ ) afin de modéliser les changements de phase. L'enthalpie représente l'accumulation de chaleur dans le matériau à une température donnée et est obtenue en intégrant le produit de la chaleur spécifique par la densité du matériau, en fonction de la température. L'enthalpie de l'acier A516 est donnée au graphique 3.

$$H = \int \rho C dT \quad (2.14)$$



Graphique 3 Enthalpie ( $H$ ) de l'acier A516

### 2.2.1.3 Coefficient de refroidissement combiné

Deux types de pertes de chaleur, la convection et la radiation, sont présents lors de la soudure et varient avec la température. La radiation étant un phénomène hautement non-linéaire et très long à simuler par éléments finis, elle est combinée à la convection pour former un seul coefficient de perte de chaleur ( $h_c$ ), afin de réduire le temps de calcul. Deux méthodes d'estimation de ce coefficient sont présentées sur le graphique 4, la première étant proposée par Goldak [7], et la seconde, par Brickstad [14]. Une émissivité de 0.9 a été utilisée pour l'équation de Goldak.

Équation suggérée par Goldak :

$$h_c = 24.1 \times 10^{-4} \varepsilon T^{1.61} \quad (2.15)$$

où :

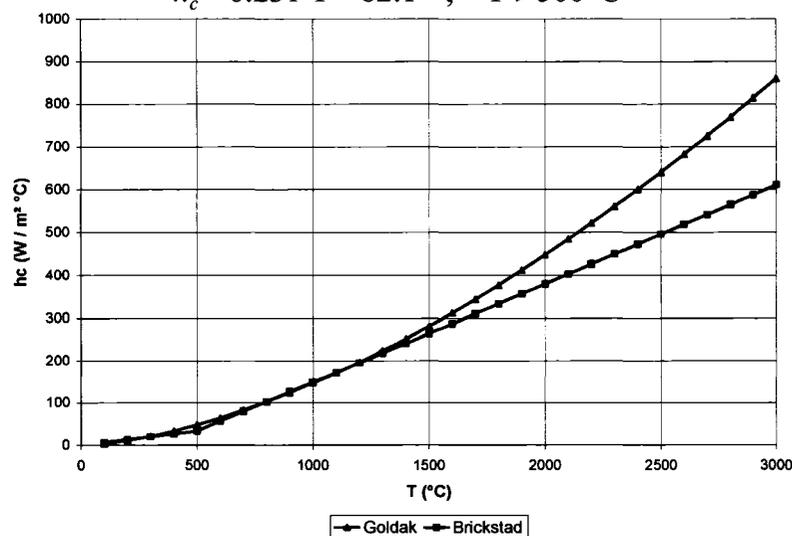
$\varepsilon$  = émissivité du matériau

T = température (°C)

Équations suggérées par Brickstad :

$$h_c = 0.0668 \cdot T \quad ; \quad 0 < T < 500^\circ\text{C} \quad (2.16a)$$

$$h_c = 0.231 \cdot T - 82.1 \quad ; \quad T > 500^\circ\text{C} \quad (2.16b)$$

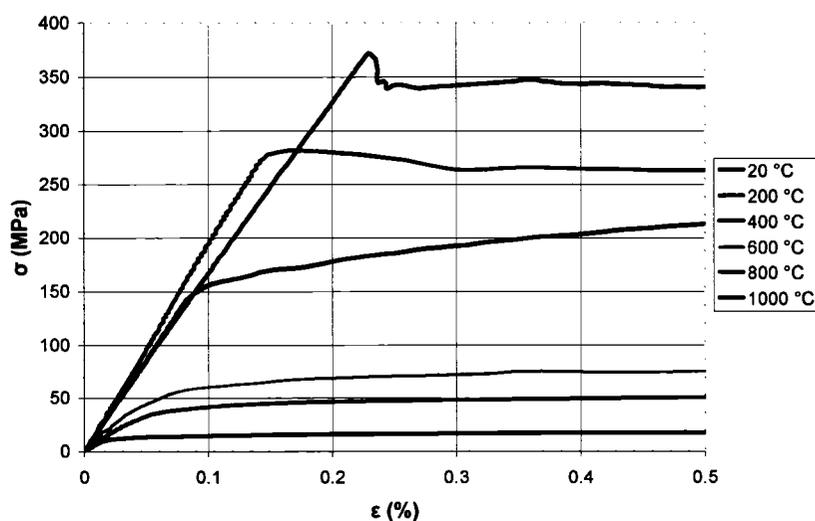


Graphique 4 Coefficient de refroidissement combiné ( $h_c$ )

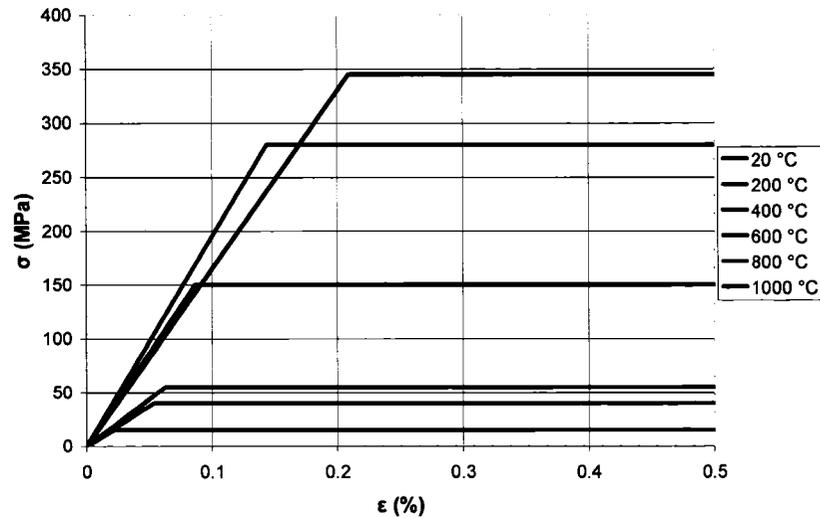
## 2.2.2 Propriétés mécaniques

### 2.2.2.1 Rigidité

Les courbes de la contrainte versus la déformation pour différentes températures sont présentées par le graphique 5. Les mesures ont été prises par le service d'expertise mécanique, métallurgique et civil de l'IREQ. Les températures ont été atteintes en chauffant graduellement les éprouvettes. Une analyse plus approfondie permettrait de déterminer la variation de la rigidité du matériau lors du refroidissement, soit après la transformation de phase. Afin de simplifier la programmation et d'éviter des problèmes de convergence des résultats, l'hypothèse du comportement élastique parfaitement plastique a été utilisée parce qu'elle représente le comportement à basse température et permet de limiter le nombre d'itérations à la convergence. À plus haute température, bien que cette approximation soit un peu moins représentative, son effet sur les contraintes résiduelles est moins sensible. Cette hypothèse est représentée par les courbes contrainte vs déformation de l'acier A516 du graphique 6.



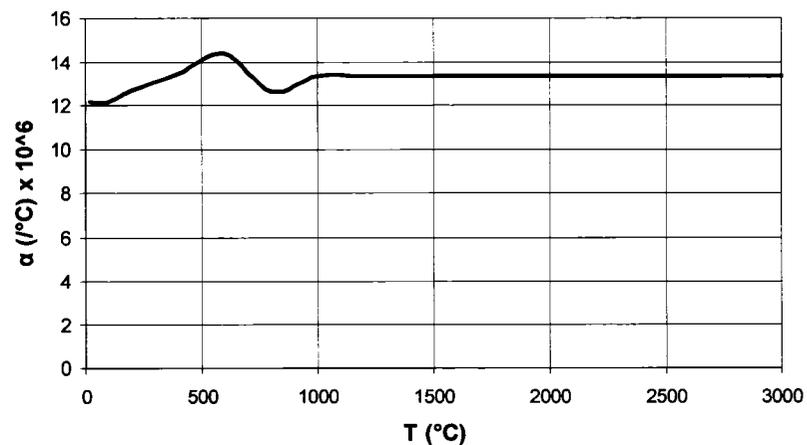
Graphique 5 Courbes  $\sigma$  vs  $\epsilon$  de l'acier A516



Graphique 6 Courbes  $\sigma$  vs  $\epsilon$  de l'acier A516 (élastique – parfaitement plastique)

### 2.2.2.2 Coefficient de dilatation thermique

Les données utilisées pour tracer la courbe du graphique 7 ont été tirées de [19]. Le coefficient de dilatation thermique pourrait éventuellement être utilisé afin de modéliser la variation du volume lors du changement de phase à l'état solide du matériau.



Graphique 7 Coefficient de dilatation thermique ( $\alpha$ ) de l'acier A516

### 2.3 Maillage

Les éléments briques à huit nœuds ont été choisis afin de représenter un modèle en trois dimensions. Il s'agit de l'élément « SOLID70 » pour l'analyse thermique et de l'élément « SOLID45 » pour l'analyse structurale. Ces éléments sont définis par une interpolation linéaire : le maillage doit donc être très raffiné dans la région de la soudure. Ils ont été préférés aux éléments briques à vingt nœuds afin d'alléger le modèle, ainsi qu'aux éléments coques qui ne sont pas suffisamment précis en présence d'un gradient important dans l'épaisseur. Un modèle utilisant les éléments coques loin de la soudure a cependant été développé afin de tenter de réduire les temps de simulation. L'élément hexaédrique échelonné et la technique du remaillage non pas été retenus puisqu'ils ne sont pas disponibles avec le logiciel Ansys®.

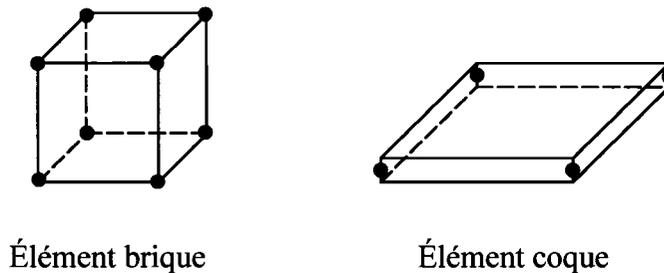


Figure 13 Éléments brique et coque

Les modèles présentés dans cette section sont utilisés pour simuler le dépôt d'un cordon de soudure au centre d'une plaque simplement supportée. Puisque le problème est parfaitement symétrique, seule une moitié de la plaque est modélisée. De plus, afin de simplifier le modèle, le cordon de soudure n'est pas modélisé. La soudure est donc représentée uniquement par le déplacement d'une source de chaleur.

### 2.3.1 Maillage uniforme

Le maillage uniforme est le plus simple, mais aussi celui qui contient le plus d'éléments. Le maillage étant réalisé à partir d'un seul volume, le nombre d'éléments suivant une direction donnée doit être constant. Le raffinement est généré en imposant une augmentation graduelle de la taille des éléments.

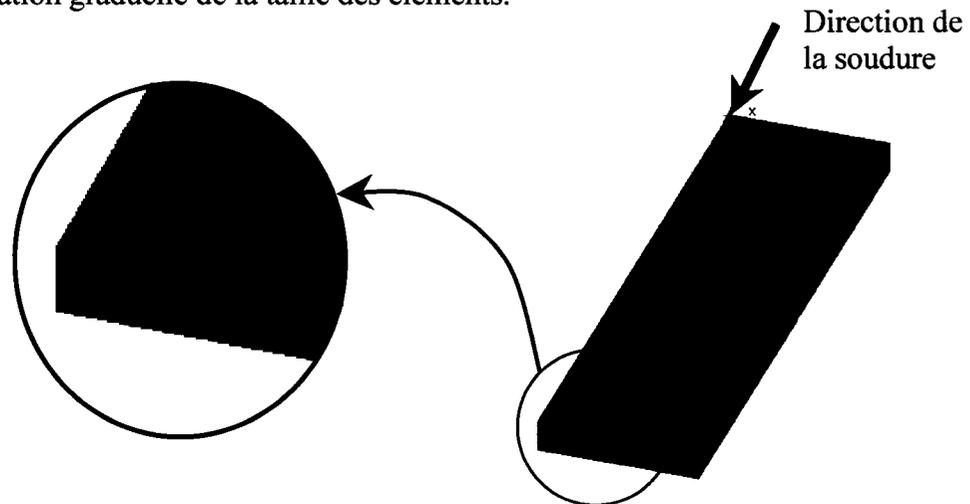


Figure 14 Maillage uniforme

### 2.3.2 Maillage par sections

Un maillage très raffiné n'étant nécessaire que dans la région près de la soudure, un modèle composé de plusieurs sections permet de réduire significativement le nombre d'éléments, sans pour autant avoir d'incidence sur la précision des résultats. La pièce est divisée en plusieurs volumes, et chaque volume est maillé indépendamment des autres, tel que présenté à la figure 15.

Les différents maillages sont ensuite reliés entre eux par des équations de couplage, qui sont générées automatiquement par le logiciel. Ces équations ne sont en fait que de simples interpolations linéaires, et sont générées pour les modèles thermique et structural. Par exemple, les équations de couplage des températures du modèle en deux dimensions qui est présenté à la figure 16 sont les suivantes :

$$T_1 = T_4 \quad (2.17a)$$

$$T_2 = \frac{T_4 + T_5}{2} \quad (2.17b)$$

$$T_3 = T_5 \quad (2.17c)$$

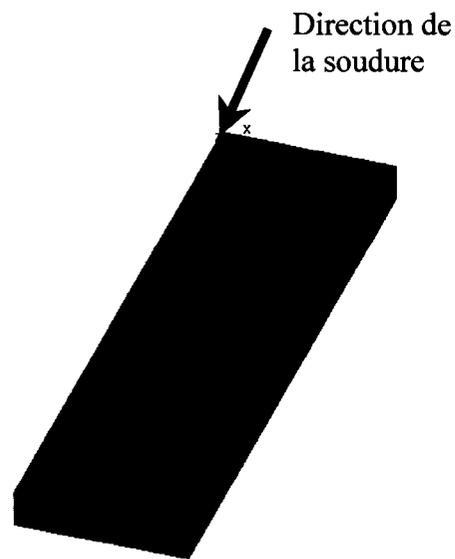


Figure 15 Maillage par sections

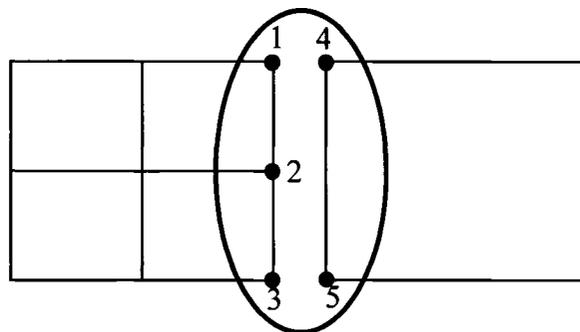


Figure 16 Équations de couplage

L'optimisation du maillage par section est réalisée en réduisant la taille des sections raffinées et en modifiant le facteur d'augmentation de la taille des éléments. Par exemple, sur les modèles des figures 15 et 16, la taille des éléments est doublée à chaque changement de section. L'optimisation a pour but de réduire au maximum le nombre d'éléments tout en obtenant la précision désirée.

### 2.3.3 Maillage mixte briques-coques

Les éléments coques ne sont pas suffisamment précis pour être utilisés dans la région de la soudure, où les gradients sont très élevés, puisque la température est considérée constante à travers l'épaisseur de l'élément. Par contre, utilisés loin de la soudure, ils permettent de réduire de façon substantielle le nombre d'éléments. La méthode mixte peut être combinée à la méthode des sections, mais le maillage des éléments « briques » et des éléments coques doit être identique au plan de jonction afin d'obtenir un couplage adéquat.

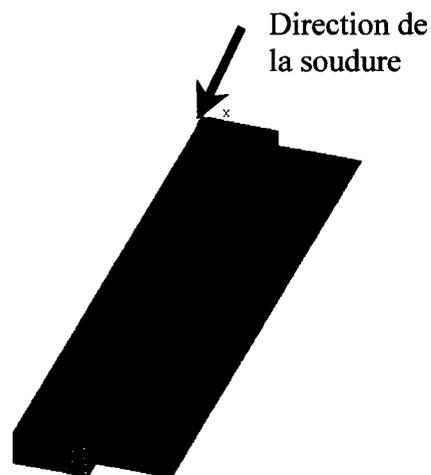


Figure 17 Maillage mixte

Le couplage est obtenu en déduisant une relation entre la rotation des nœuds des éléments coques et les translations des nœuds correspondants des éléments briques. Chaque nœud des éléments coques, le « maître », est relié aux nœuds des éléments

briques, les « esclaves », pour former un plan rigide. Des équations de couplage sont générées pour chaque « esclave » afin de lier les translations et la rotation des noeuds. Par exemple, sur la figure 18, le nœud « 2 », qui est commun aux coques et aux briques, est le « maître ». Les nœuds « 1 » et « 3 » sont les esclaves. Les équations de couplage sont les suivantes :

$$\Delta x_1 = \Delta x_2 + a \operatorname{tg} \theta \quad (2.18a)$$

$$\Delta x_3 = \Delta x_2 - a \operatorname{tg} \theta \quad (2.18b)$$

Pour des petits déplacements ( $\theta < 10^\circ$ ),  $\operatorname{TAN}(\theta) \approx \theta$ . Alors, les équations deviennent :

$$\Delta x_1 = \Delta x_2 + a \theta \quad (2.19a)$$

$$\Delta x_3 = \Delta x_2 - a \theta \quad (2.19b)$$

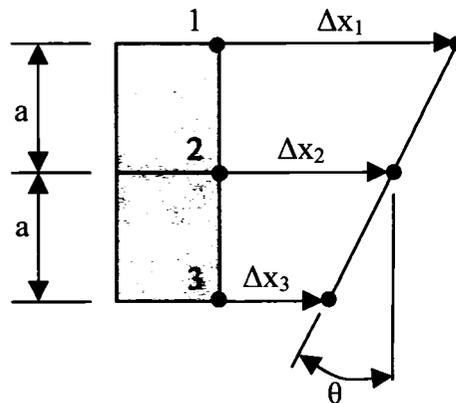


Figure 18 Couplage des déplacements d'un maillage mixte

#### 2.3.4 Ajustement du maillage

Lorsque la simulation doit être comparée à l'expérimentation, on peut désirer avoir des nœuds positionnés au même endroit que les points de mesure, surtout si ces points sont près de la soudure. Les thermocouples, comme il est montré à la figure 19, sont parfois placés à l'intérieur d'un trou, ce qui permet d'obtenir des résultats intéressants, mais rend la création du maillage plus complexe. La méthode la plus simple pour forcer le maillage à coïncider avec les points de mesure est la suivante. Premièrement, la pièce est

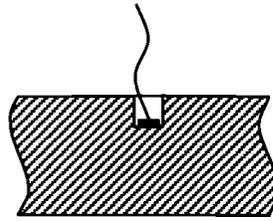


Figure 19 Thermocouple percé

divisée en plusieurs volumes dont les sommets sont définis par la position des points de mesures. Ces volumes sont ensuite fusionnés afin qu'il n'y ait pas de dédoublement des points-clés (sommets des volumes), ce qui empêche par le fait même le dédoublement des nœuds à l'interface lors de la génération du maillage. La figure 20 présente une plaque dont les thermocouples sont tous situés à la même profondeur (6 mm) et alignés sur deux plans différents. La géométrie utilisée et le maillage obtenu sont présentés à la figure 21.

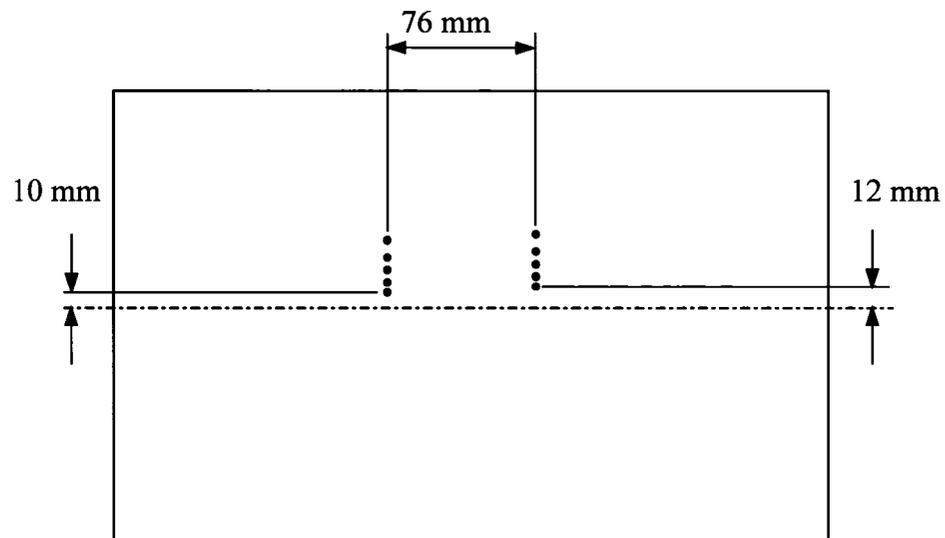


Figure 20 Disposition des thermocouples

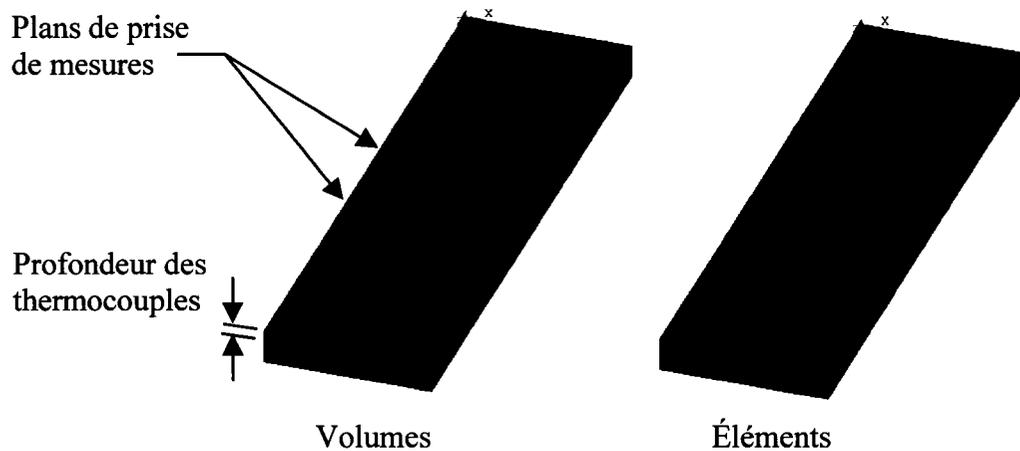


Figure 21 Division de la pièce en plusieurs volumes

Les points de mesures ne sont cependant pas toujours positionnés sur des plans. Une disposition des thermocouples telle que celle présentée à la figure 22 rend impossible l'utilisation de la méthode précédente puisque qu'elle engendrerait des volumes très petits. Il faut alors tenter de générer un maillage qui permet d'obtenir des nœuds près de la position des thermocouples, pour ensuite l'ajuster. Le nœud le plus près de chaque thermocouple est relocalisé à l'endroit exact du thermocouple, tel que démontré sur la figure 23. Si cette opération engendre une trop grande distorsion du maillage, les nœuds situés sur le même plan que le nœud déplacé peuvent également être déplacés. Afin d'éviter que le maillage ne soit trop déformé, il faut tenter d'avoir des nœuds près des points de mesures, soit en raffinant le maillage, soit en divisant le volume en conséquence.

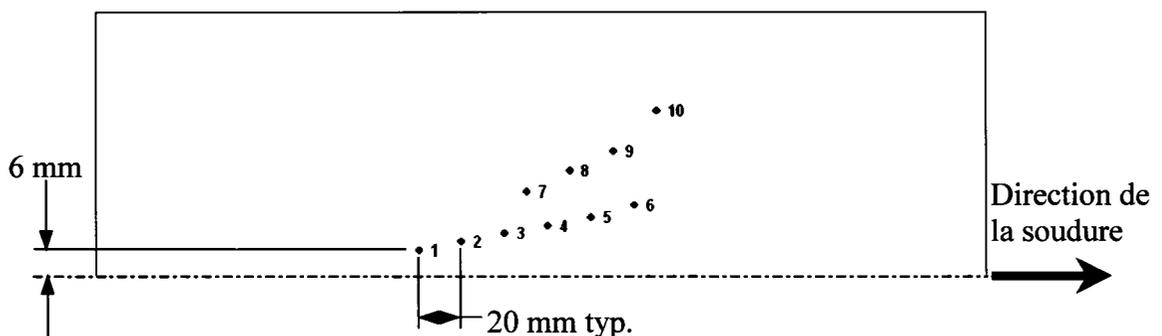


Figure 22 Disposition non uniforme des thermocouples

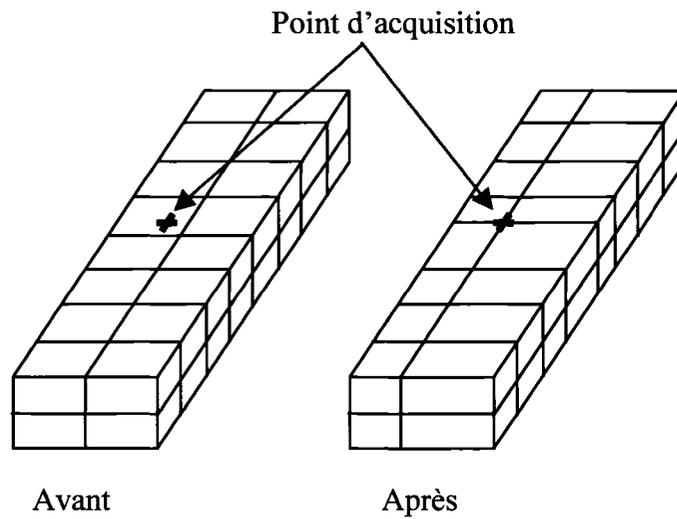


Figure 23 Relocalisation des nœuds du maillage

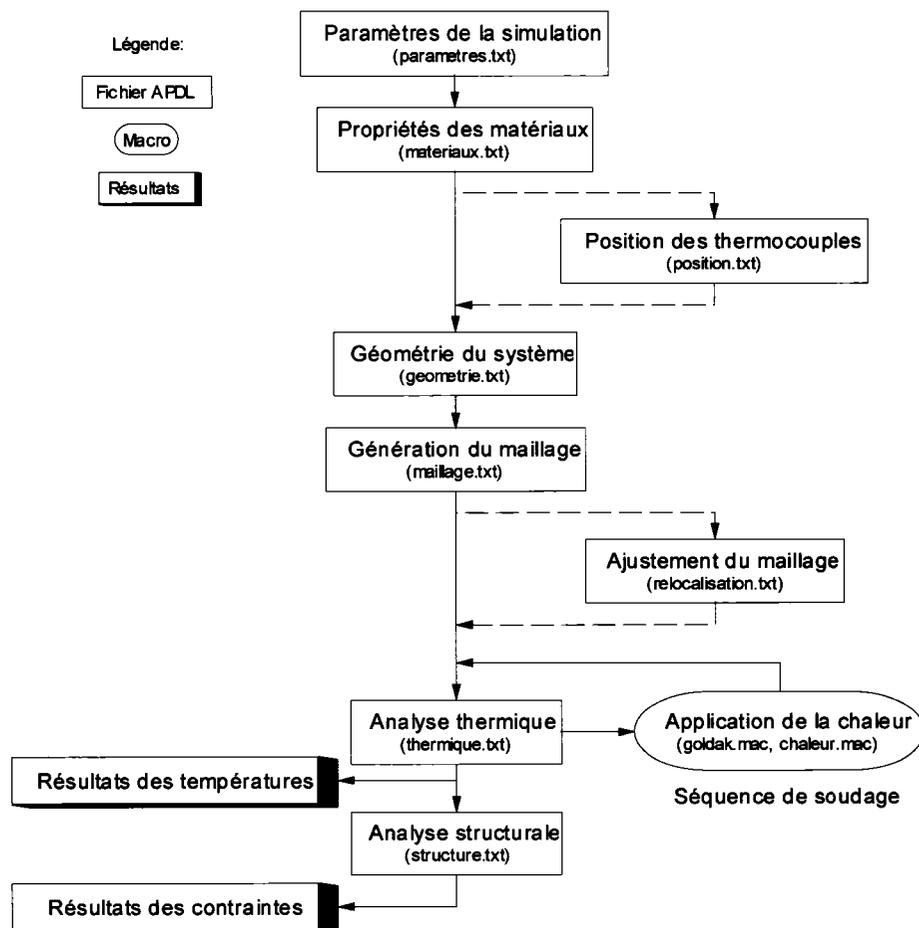
#### 2.4 Modélisation d'un cordon de soudure

Lorsqu'une soudure avec préparation doit être modélisée, les fonctionnalités « birth and death » peuvent être utilisées. Cette méthode permet d'activer et de désactiver les éléments. La désactivation est réalisée en multipliant les propriétés du matériau par un facteur très près de zéro. Les éléments de la soudure sont créés au début du programme. Ils sont ensuite désactivés, pour être réactivés dès qu'ils sont atteints par la source de chaleur.

## CHAPITRE 3

### PROGRAMMATION DE LA SIMULATION

La simulation du procédé de soudage a été réalisée en langage « APDL » (ANSYS Parametric Design Language). Le programme est divisé en plusieurs fichiers, tel que montré par l'organigramme de la figure 24, afin d'en augmenter la flexibilité.



Deux macros ont également été programmées pour l'application de la chaleur par la méthode du double ellipsoïde. Ces macros rendent le programme simple à adapter pour différentes formes de structure et de soudure. La méthodologie utilisée pour la programmation est ici présentée; les programmes complets se trouvent en annexe 1.

### **3.1 Fichier « principal.txt »**

Ce fichier a pour unique fonction l'appel des différents fichiers de la simulation. Les fichiers appelés sont :

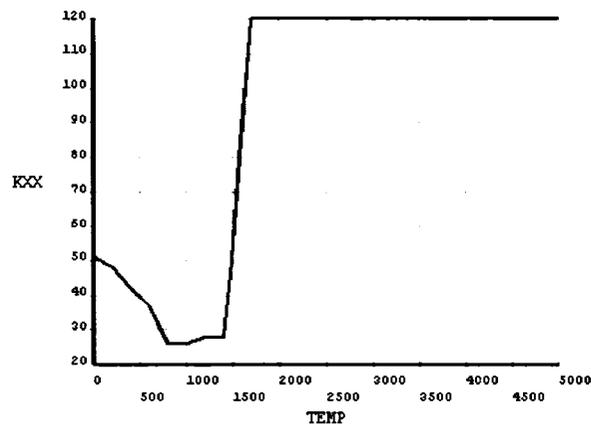
- le fichier des paramètres de la simulation;
- le fichier des propriétés des matériaux;
- le fichier des points d'acquisition de données (facultatif);
- le fichier de la géométrie du modèle;
- le fichier de génération du maillage;
- le fichier de déplacement des nœuds (facultatif);
- le fichier de la simulation thermique et
- le fichier de la simulation structurale.

### **3.2 Fichier « parametres.txt »**

Le fichier des paramètres contient l'initialisation des variables de toutes les données de la simulation. Tout d'abord, les dimensions de la pièce sont définies. Ensuite, on retrouve les paramètres du soudage : l'intensité du courant, la tension, le facteur de rendement, la vitesse d'avance de la torche et la température ambiante. Suivent les dimensions du maillage et des sections, si nécessaires, puis les incréments de temps utilisés pour chaque analyse et les paramètres de la source de chaleur relative au modèle choisi.

### 3.3 Fichier « materiaux.txt »

Le fichier « matériaux » contient toutes les propriétés thermiques et structurales du ou des matériaux. Un tableau des températures est d'abord initialisé. Les propriétés sont ensuite évaluées à ces températures afin de déterminer le comportement du matériau, tel que l'exemple présenté sur le graphique 8. Lors de la simulation, le logiciel effectue une interpolation linéaire entre deux points pour obtenir la valeur de la propriété à une température donnée.



Graphique 8 Conductivité thermique du matériau

### 3.4 Fichier « position.txt »

Ce fichier sert à créer un tableau contenant la position de tous les points d'acquisition qui doivent être comparés avec l'expérimentation. Ce tableau aidera à définir la disposition des volumes dans le fichier « géométrie », ainsi qu'à sélectionner les nœuds dont les résultats seront exportés dans un fichier de données.

### 3.5 Fichier « geometrie.txt »

Le fichier « géométrie » contient la génération des volumes et surfaces nécessaires à la génération du maillage. Si la géométrie est fonction des points d'acquisition de données,

le tableau défini dans le fichier « acquisition » est réordonné pour que les positions des points suivent un ordre logique, et il est utilisé à l'intérieur d'une boucle pour générer automatiquement tous les volumes. Ces volumes sont ensuite fusionnés par la commande « NUMMRG », qui permet d'éliminer le dédoublement des points-clés.

L'utilisation de la méthode de maillage par sections nécessite la création de volumes supplémentaires, mais les volumes des différentes sections ne doivent pas être fusionnés sinon il sera impossible de générer des maillages différents pour chaque section. La méthode mixte utilise la même démarche que la méthode des sections, mis à part le fait que certaines sections sont des surfaces plutôt que des volumes. Peu importe la méthode utilisée, chaque volume et chaque surface sont associés à un type d'élément et un matériau.



Figure 25 Géométrie de la méthode par sections



Figure 26 Géométrie de la méthode mixte

### 3.6 Fichier « maillage.txt »

Tout d'abord, les types d'éléments sont définis. Puisque l'analyse thermique vient en premier lieu, ce sont les éléments thermiques uniquement qui sont définis. Ils seront échangés par les éléments de structure dans le fichier « structure ». La commande « ETCHG » permet de faire la conversion des éléments automatiquement en choisissant l'élément de structure associé à l'élément thermique. Si l'élément associé n'est pas jugé

satisfaisant pour l'application, la commande « ET » peut être utilisée pour effectuer manuellement la conversion. Les éléments thermiques utilisés sont :

- SOLID70 : élément brique thermique à huit nœuds;
- SHELL57 : élément coque thermique à quatre nœuds.

La taille des éléments désirée est ensuite associée à la géométrie, et le maillage est effectué.

### **3.7 Fichier « relocalisation.txt »**

Ce fichier est utile seulement si les résultats doivent être comparés avec l'expérimentation. Le modèle est d'abord détaché de la géométrie afin de rendre possible le déplacement des nœuds. Ensuite, le tableau créé dans le fichier « acquisition » est utilisé pour lire la position des points d'acquisition. À l'intérieur d'une boucle, le nœud le plus près de chaque point est sélectionné. Pour chaque direction « i » du déplacement, tous les nœuds se trouvant à la même coordonnée « i » sont sélectionnés et déplacés dans cette direction. Les nœuds étant déplacés un à un, il est possible que le déplacement engendre une trop grande distorsion des éléments. Afin d'éviter que le logiciel génère des messages d'erreurs et arrête la simulation, le déplacement est réalisé graduellement à l'intérieur d'une seconde boucle. Une géométrie réalisée en fonction de la position des points d'acquisition permet d'éviter de devoir déplacer les nœuds dans les trois directions, ce qui permet d'obtenir un maillage plus régulier.

### **3.8 Fichier « thermique.txt »**

Ce fichier contient toute la procédure de la simulation thermique. La première étape est la définition des équations de couplage, si nécessaire. Si la méthode des sections est utilisée, les équations reliant les nœuds des différentes sections sont générées à l'aide de

la commande « CEINTF » (coupling equations at an interface). Cette commande génère automatiquement les équations de couplage à l'interface de deux portions d'un modèle dont les maillages ne sont pas similaires. L'utilisation de la méthode mixte ne nécessite pas d'équations de couplage. L'interface où le changement de type d'éléments se produit étant relativement loin de la soudure, la température peut être supposée constante à travers l'épaisseur de la plaque. Afin de ne pas ajouter d'équations inutilement, les nœuds des éléments coques sont tout simplement confondus avec ceux des éléments briques. Des équations reliant les degrés de liberté des nœuds des deux types d'éléments sont toutefois nécessaires pour la partie structurale de l'analyse.

L'étape suivante est l'imposition des conditions initiales et frontières. La température initiale de la pièce est imposée à tous les nœuds, et la convection (combinée à la radiation) est appliquée sur toutes les surfaces, sauf au plan de symétrie ainsi qu'à la surface où la chaleur est appliquée. La convection sera appliquée sur cette surface uniquement à l'extérieur de la surface délimitant la source de chaleur, tel que montré sur la figure 27.

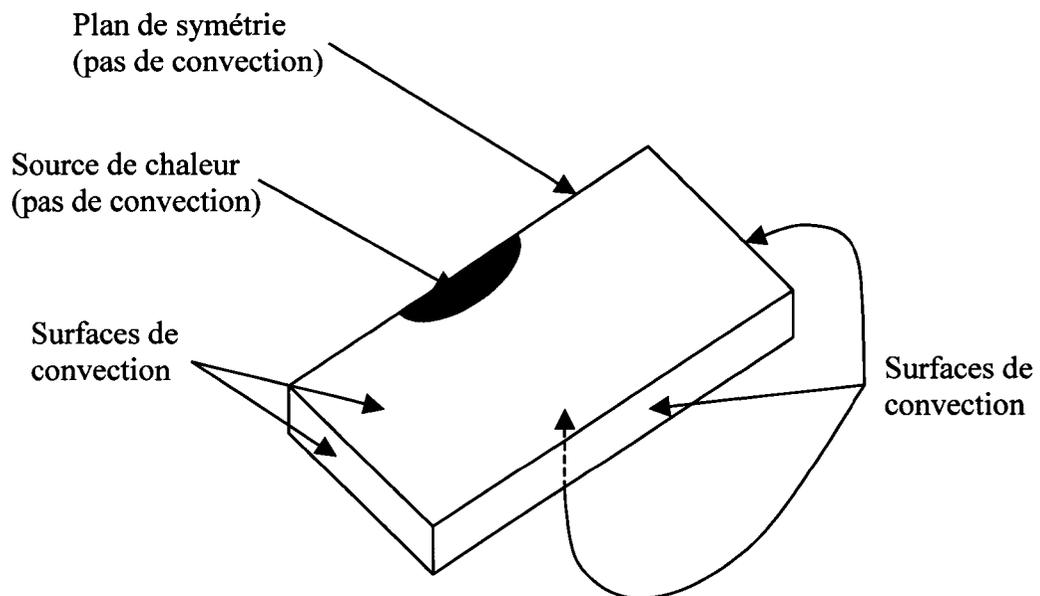


Figure 27 Surfaces de convection

Vient alors la simulation de la soudure proprement dite. Une boucle fait varier le temps de calcul à partir des conditions initiales jusqu'au temps total nécessaire à la soudure, par incrément de temps défini au préalable. Les étapes suivantes sont définies à l'intérieur de cette boucle. Tout d'abord, la convection à la surface supérieure de la plaque est supprimée afin qu'elle n'entre pas en contradiction avec la nouvelle position de la source de chaleur. Ensuite, la position centrale de la source est calculée et un système local de coordonnées  $y$  est créé. Ce système local de coordonnées cartésiennes définit la position de la source et l'orientation de la soudure, comme le montre la figure 28 à l'aide de soudures bout à bout et en T. Le plan X-Z est parallèle au plan de soudure, et l'axe  $Z^+$  est orienté dans la direction du déplacement de la soudure. Une fois le système local défini, la chaleur peut être appliquée dans les éléments. Cette opération se fait en appelant la macro « Goldak », qui gère l'application de la chaleur automatiquement. Enfin, la convection est appliquée à la surface supérieure de la plaque. Deux systèmes de coordonnées elliptiques permettent de ne pas appliquer la convection aux éléments situés sous la source de chaleur. La boucle se termine par la commande « solve », qui démarre les calculs. La figure 29 présente un exemple de distribution de la température obtenue par la simulation.

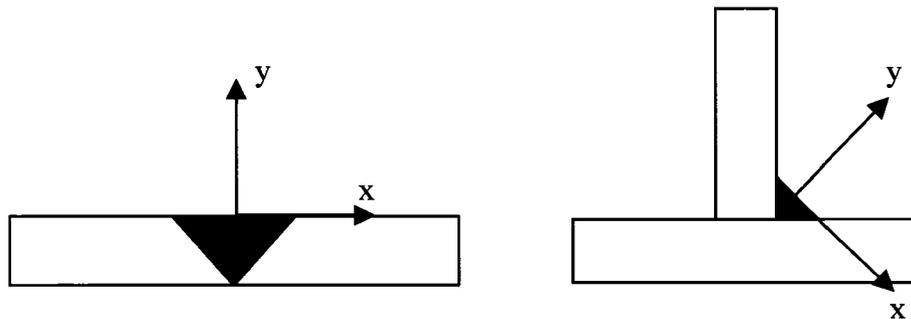


Figure 28 Orientation du système local de coordonnées

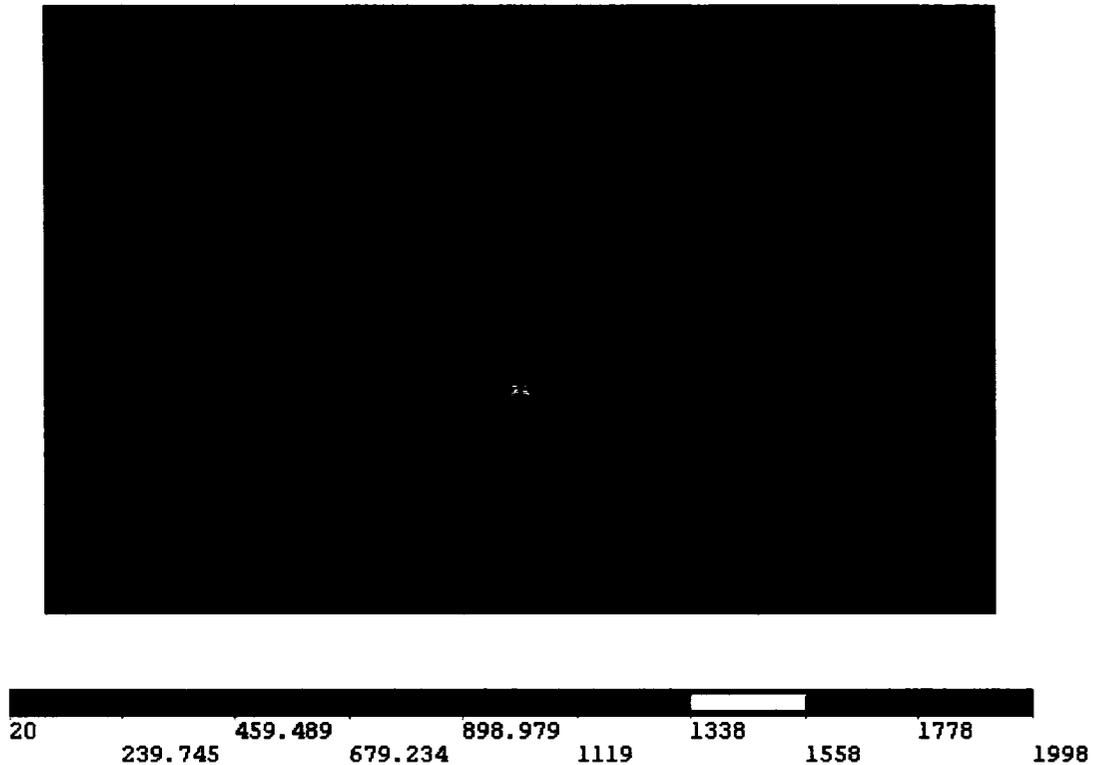
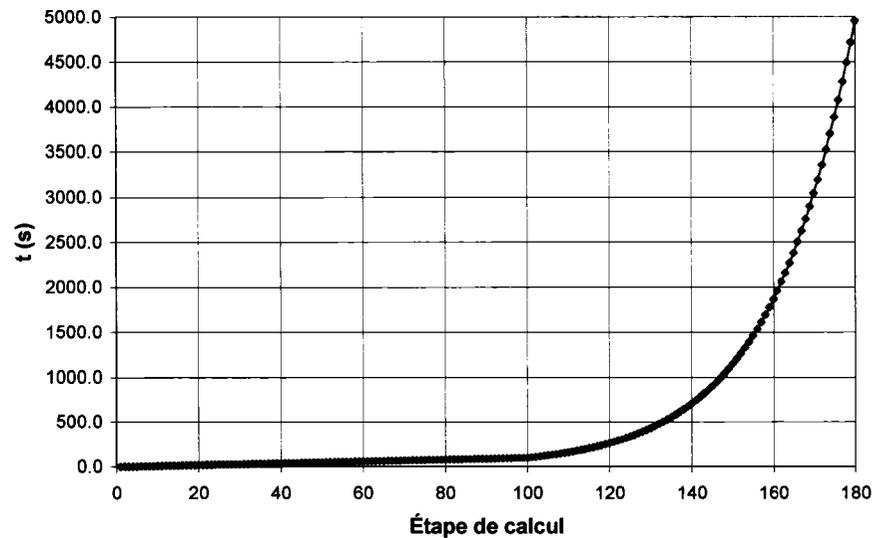


Figure 29 Exemple de résultats des températures

La dernière étape de la simulation thermique est le refroidissement de la pièce. La convection est appliquée uniformément sur toutes les surfaces, et la solution est calculée à un intervalle de temps qui augmente proportionnellement avec le temps, ce qui permet d'avoir un incrément de temps court lorsque la pièce est chaude, et qui s'allonge avec le refroidissement de la plaque. Le graphique 9 montre que l'intervalle de temps augmente à chaque étape de calcul.

$$\Delta t_{i+1} = \Delta t_i (1 + k_i) \quad (3.1)$$



Graphique 9 Exemple de temps de calculs pour une simulation

### 3.9 Macro « chaleur.mac »

La macro « chaleur » sert à appliquer la chaleur à l'intérieur des éléments. Pour chaque élément sélectionné, elle calcule la position de son centroïde par rapport au centre du double ellipsoïde. Elle calcule ensuite la chaleur à appliquer à l'élément à partir des formules de Goldak [7] et elle l'applique à l'élément. Elle additionne finalement la chaleur au compteur de chaleur qui est utilisé par la macro « goldak ».

La macro « chaleur » est appelée de la façon suivante :

chaleur,a,b,cf,cr,ff,fr,Q

où :

a,b,cf,cr : dimensions du double ellipsoïde;

ff,fr : fractions de la puissance à l'avant et à l'arrière de la source;

Q : puissance totale générée lors de la soudure.

### 3.10 Macro « goldak.mac »

La macro « Goldak » sert à gérer la sélection des éléments situés à l'intérieur du double ellipsoïde et à appliquer la chaleur en appelant la macro « chaleur ». Elle est appelée de la façon suivante :

goldak,a,b,cf,cr,ff,fr,Q

La première opération effectuée par la macro est la lecture de la position et de l'orientation du système de coordonnées actif. Deux systèmes ellipsoïdaux locaux sont ensuite créés à la même position et suivant la même orientation. Ces deux systèmes permettent la sélection des nœuds à l'avant et à l'arrière de la position centrale. Les éléments sont par la suite sélectionnés à partir des nœuds. L'étape suivante est l'application de la chaleur aux éléments. Cette opération est effectuée en appelant la macro « chaleur ». Elle est appelée une première fois avec la puissance demandée, puis la valeur contenue dans le compteur de chaleur permet d'effectuer une interpolation linéaire de la puissance avant d'appeler une seconde fois la macro « chaleur ».

La méthode de programmation des macros est un peu particulière. Tous les paramètres définis à l'intérieur d'une macro sont des paramètres globaux. Ils peuvent donc interférer avec les paramètres des différents fichiers. Afin de remédier à ce problème, la macro est programmée avec les paramètres locaux définis par « Ansys ». Ces paramètres sont définis de « ARG1 » à « AR19 » pour les paramètres passés à la macro, et de « AR20 » à « AR99 » pour les variables locales. Ce type de programmation rend la lecture du code plus difficile, mais évite que les paramètres définis dans les fichiers soient écrasés par la macro.

Exemple de programmation :

CSYS,100                      Activation du système de coordonnées local 100

NSEL,S,LOC,X,0,ARG1      Sélection des nœuds selon la direction « X »

NSEL,R,LOC,Y,0,-90	Sélection des nœuds selon la direction « Y »
NSEL,R,LOC,Z,0,180	Sélection des nœuds selon la direction « Z »
ESLN,S,0	Sélection des éléments à partir des noeuds
CSYS,101	Activation du système de coordonnées local 101
NSEL,S,LOC,X,0,ARG1	Sélection des nœuds selon la direction « X »
NSEL,R,LOC,Y,0,-90	Sélection des nœuds selon la direction « Y »
NSEL,R,LOC,Z,0,-180	Sélection des nœuds selon la direction « Z »
ESLN,A,0	Sélection des éléments à partir des noeuds
CM,AR30,ELEM	Création d'une composante nommée « AR30 »

L'utilité de la programmation à l'aide de macros est principalement la versatilité procurée au programme. À l'aide des deux macros présentées précédemment, n'importe quelle géométrie de soudure peut être simulée simplement en créant un système local perpendiculaire à la soudure, tel que présenté à la figure 28.

### 3.11 Fichier « structure.txt »

Le dernier fichier de la simulation est le fichier « structure ». Il sert à utiliser les résultats des températures afin de calculer les contraintes résiduelles. Tout d'abord, les types d'éléments sont transformés pour devenir des éléments de structure.

- SOLID45 : élément brique structural à huit nœuds ;
- SHELL43 : élément coque structural à quatre nœuds.

Les équations de couplages sont ensuite effacées pour être réécrites avec les degrés de liberté de translation et de rotation. Le couplage des différentes sections se fait à l'aide de la commande « CEINTF », et le couplage des éléments briques et coques à l'aide de la commande « CERIG », qui définit un plan rigide.

L'étape suivante est l'imposition des conditions frontières. Un plan de symétrie est imposé au centre de la plaque, et deux nœuds sont bloqués pour compléter l'isostatisme de la pièce (voir figure 30).

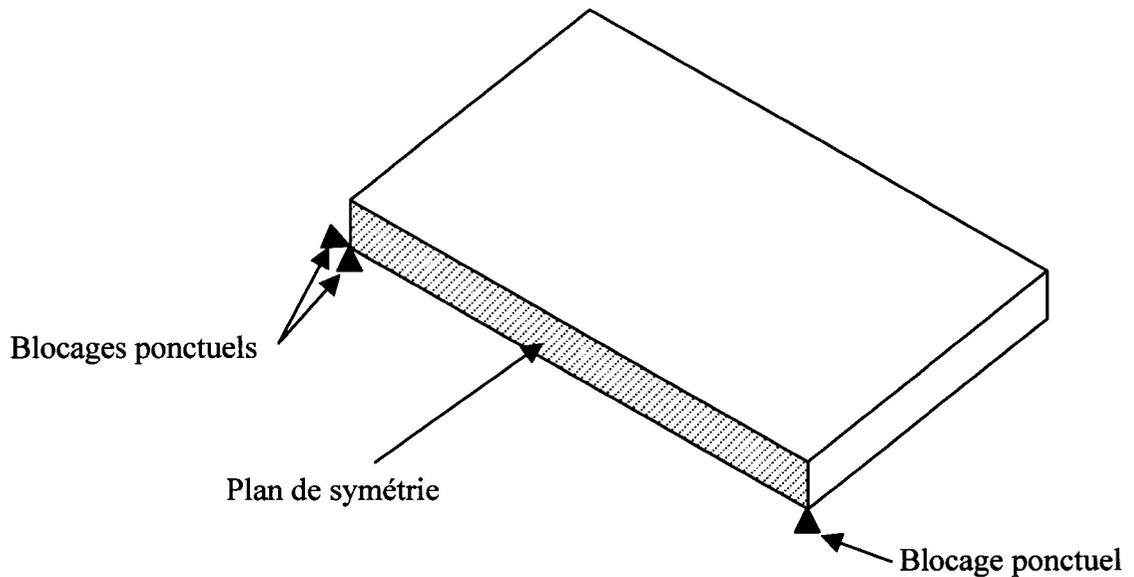


Figure 30 Conditions frontières

L'analyse structurale proprement dite est réalisée à l'intérieur de boucles similaires à celles de l'analyse thermique, mais où l'unique chargement est la lecture du fichier des résultats des températures à chaque temps donné. La figure 31 présente un exemple de résultats structuraux obtenus par la simulation.

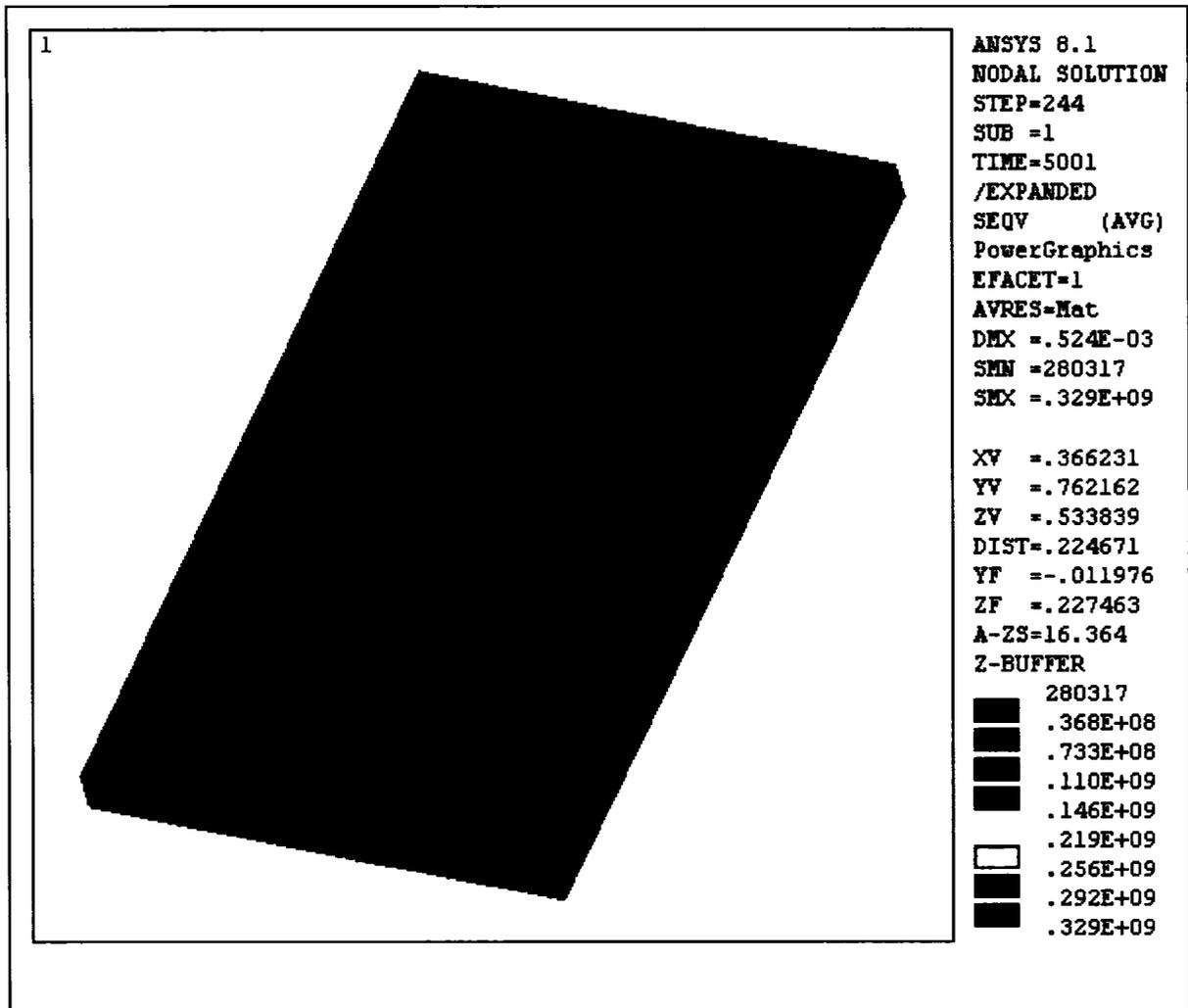


Figure 31 Exemple de résultats des contraintes

## CHAPITRE 4

### ANALYSE DES DIFFÉRENTS MODÈLES

Les modèles présentés au chapitre 2 sont ici analysés. L'analyse de la convergence de la taille des éléments est d'abord réalisée pour chaque modèle. Les résultats sont ensuite comparés afin de valider la précision du modèle par sections et du modèle mixte. Finalement, l'analyse de la convergence des incréments de temps est effectuée.

La simulation est basée sur l'essai expérimental qui est présenté au chapitre 5, mais avec une plaque plus courte afin de pouvoir obtenir plus rapidement les résultats (voir figure 32). Un cordon de soudure est déposé sur le dessus d'une plaque simplement supportée. Une intensité de courant de 251.5 ampères, une tension de 28.2 volts et une vitesse d'avance de 6 mm / s sont utilisés pour les simulations. Le facteur d'efficacité utilisé est de 75 %. Il ne sera pas optimisé puisque c'est la variation des résultats des différents modèles qui est observée, et non leur précision. L'optimisation du facteur de rendement sera effectuée au chapitre 5, lors de la comparaison avec les résultats expérimentaux.

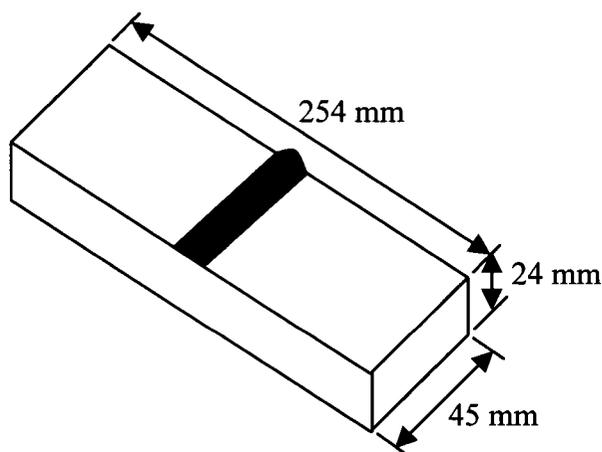


Figure 32 Pièce analysée

#### 4.1 Analyse de la convergence du maillage

L'analyse de la convergence des résultats relativement à la taille du maillage est réalisée en fonction du nombre d'éléments sur la longueur, la largeur et l'épaisseur de la plaque (la longueur étant considérée comme la direction parallèle à la soudure). Pour chaque analyse, deux paramètres sont gardés constants et le troisième est augmenté jusqu'à l'obtention de la convergence. Deux points de mesure sont utilisés; ils se situent à la mi-longueur du cordon de soudure. Le premier est situé sur le dessus de la plaque et le second est sous la plaque, tel que démontré par la figure 33. La température maximale atteinte par chaque point et la contrainte équivalente de Von Mises à l'état final sont utilisées pour définir la convergence.

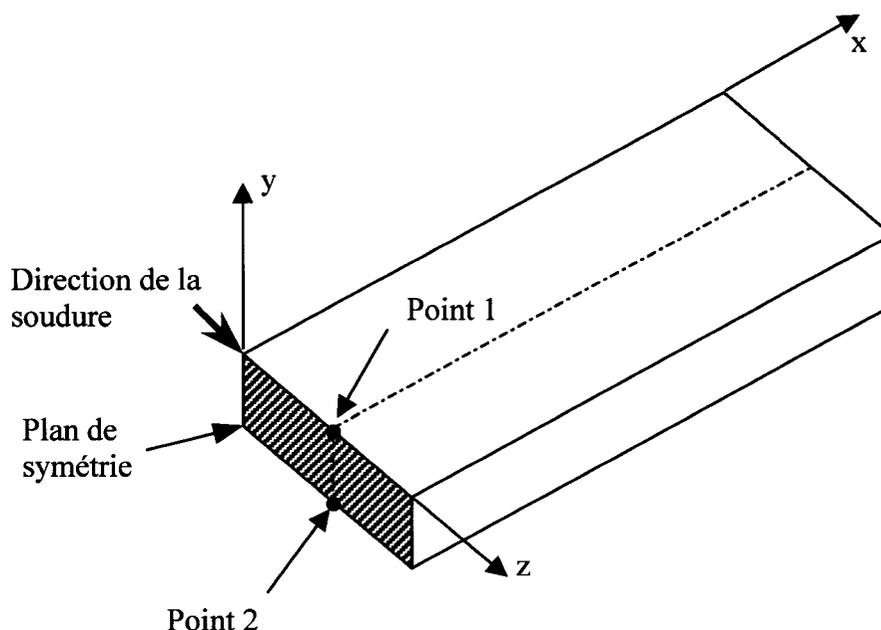
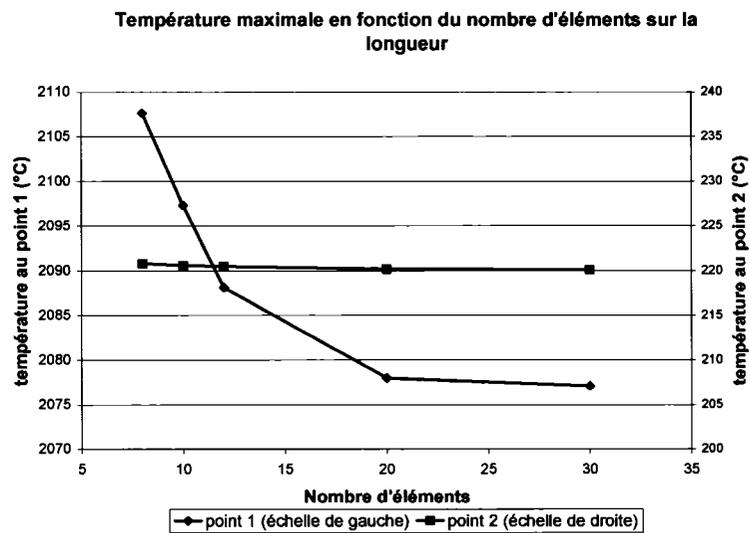


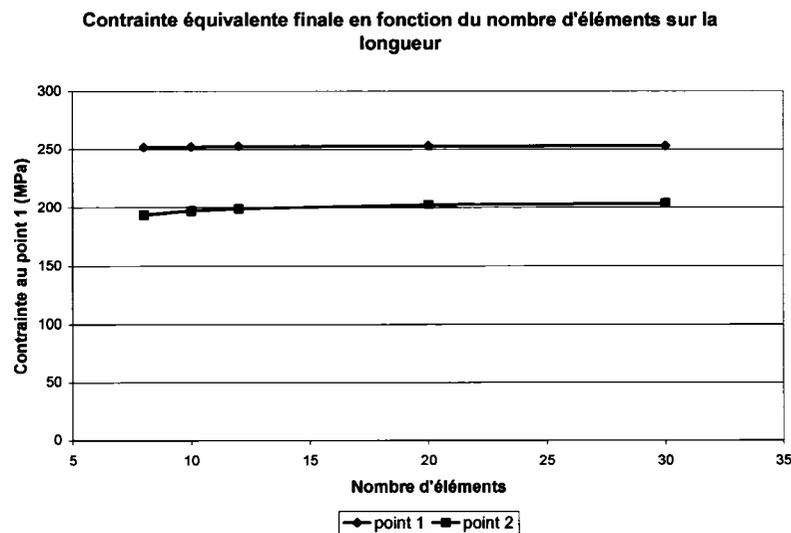
Figure 33 Points de comparaison

Les graphiques 10 et 11 montrent les résultats obtenus pour l'augmentation du nombre d'éléments sur la longueur pour le maillage uniforme. Le passage de 20 à 30 éléments fait varier la température du point 1 de 0,9 °C et du point 2 de 0,1 °C, pour un écart

d'environ 0,05 %. Les contraintes varient quant à elles de 0,2 MPa et 1,1 MPa, pour un écart de 0,08 % et 0,5 % respectivement. La convergence a donc été atteinte avec 20 éléments. La même méthodologie est utilisée pour la convergence selon la largeur et l'épaisseur de la plaque. Les valeurs obtenues sont de 70 éléments sur la largeur et de 20 éléments sur l'épaisseur. Le maillage choisi contient donc 28 000 éléments et 31 311 nœuds. Les courbes des deux dernières analyses sont présentées à l'annexe 2.



Graphique 10 Résultats thermiques de l'analyse de convergence



Graphique 11 Résultats des contraintes de l'analyse de convergence

La convergence du maillage par sections est réalisée en considérant une section raffinée de 30 mm, une section moyenne de 30 mm et une section grossière de 67 mm. À chaque changement de section, la taille des éléments est multipliée par deux. L'optimisation de la taille des sections et de la variation de la taille des éléments sera réalisée à la section 4.2, en comparaison avec le maillage uniforme. La variable « nombre d'éléments » utilisée est en fait le nombre d'éléments qu'il y aurait s'il n'y avait pas de changement de section; il sert donc à définir la taille des éléments dans la section raffinée. Le maillage optimal, présenté à la figure 34 et obtenu à l'aide des courbes présentées à l'annexe 2, est de 24 éléments sur la longueur, 150 sur la largeur et 20 sur l'épaisseur, soit un modèle de 20 040 éléments et de 23 024 nœuds.

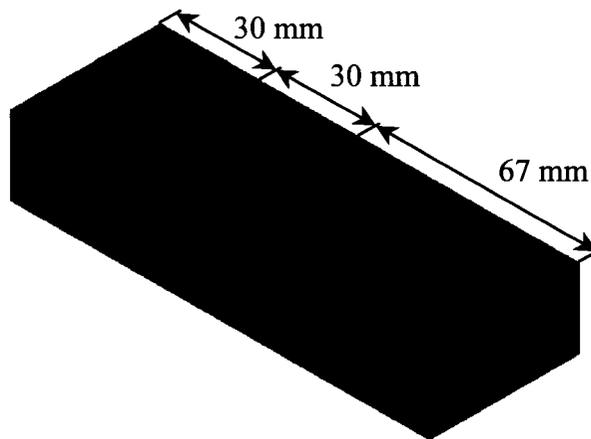


Figure 34 Maillage par sections

Le maillage mixte utilisé a exactement la même forme que le maillage par sections, mis à part que le changement de type d'éléments se produit au milieu de la deuxième section. Le maillage obtenu, qui est présenté à la figure 35, comporte 27 éléments sur la longueur, 150 sur la largeur et 20 sur l'épaisseur, soit un modèle de 21 706 éléments et de 24 507 nœuds.

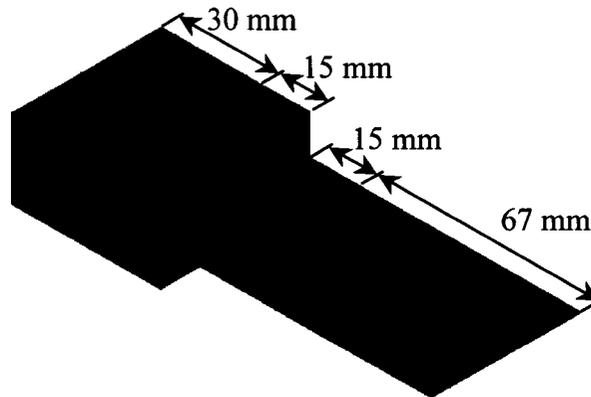


Figure 35 Maillage mixte

#### 4.2 Comparaison et optimisation des maillages

Afin de vérifier la précision des maillages par sections et mixte, ils sont comparés au maillage uniforme. Les résultats des contraintes finales longitudinales et transversales à la mi-longueur, aux surfaces supérieure et inférieure de la plaque sont analysés (voir figure 36). Les profils de température aux mêmes endroits sont également comparés pour le temps  $t = 4.5$  secondes, soit le temps où le centre de la source de chaleur est au centre de la plaque. Ces résultats serviront également pour l'optimisation de la taille des sections et de la variation de la taille des éléments entre les sections.

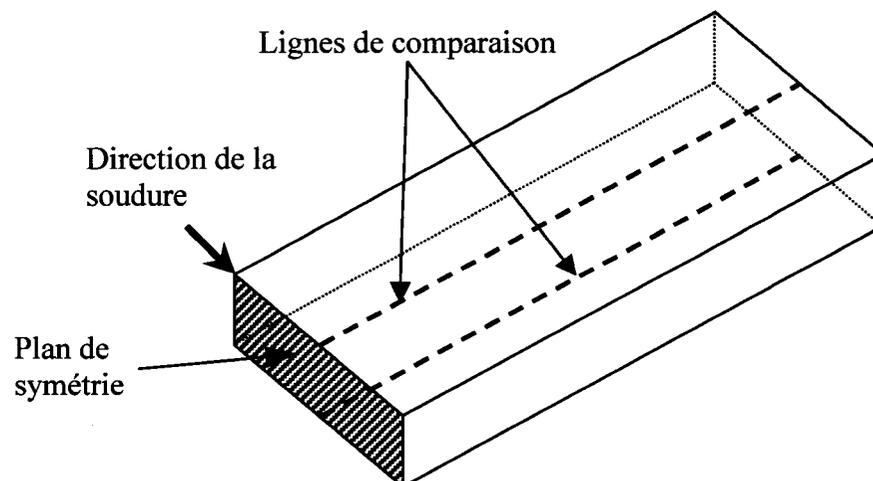
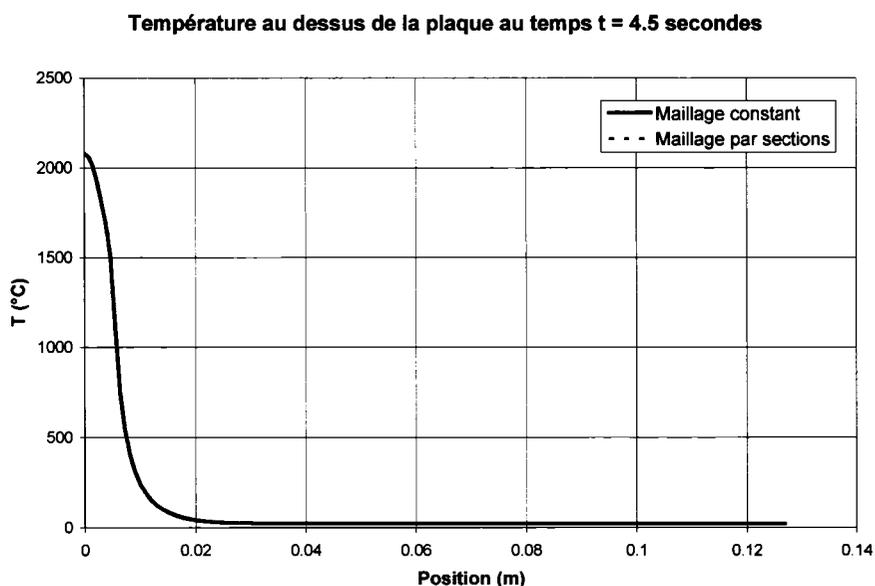


Figure 36 Lignes de comparaison

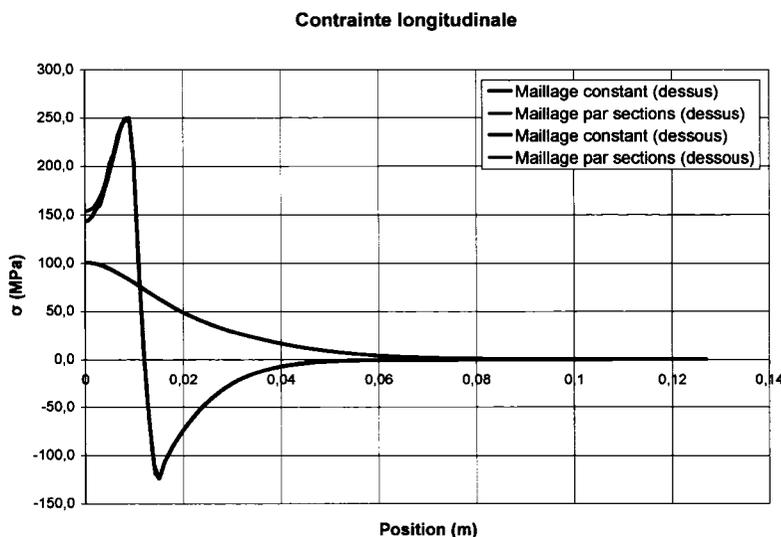
### 4.2.1 Maillage par sections

Le graphique 12 montre le profil de température du maillage uniforme et du maillage par sections. On remarque que les courbes sont pratiquement confondues. En fait, l'erreur maximale entre les profils est de 0.1 %. Le maillage par sections est donc aussi précis que le maillage uniforme pour l'analyse thermique.



Graphique 12 Comparaison des températures  
(dessus de la plaque)

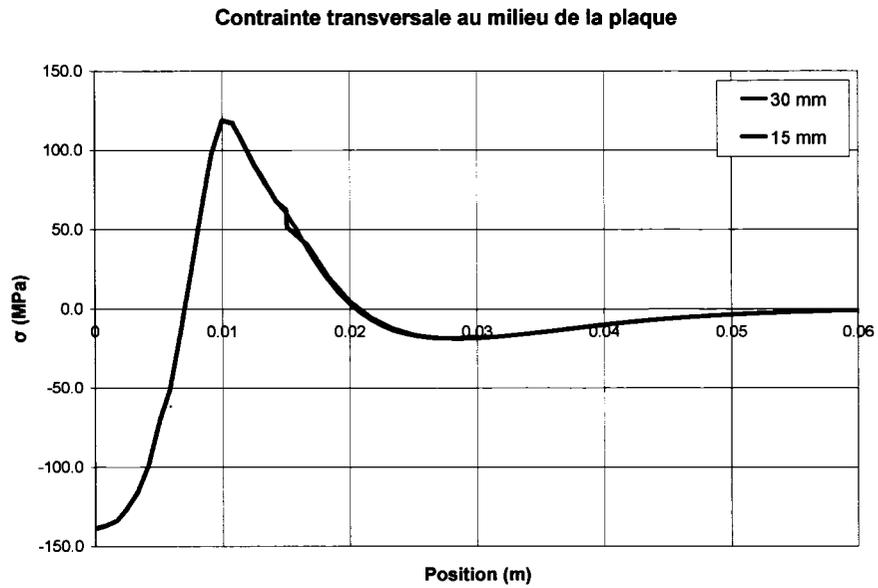
En ce qui a trait aux profils des contraintes, présentés sur le graphique 13, on remarque une légère différence près de la position « 0 », soit au centre de la soudure, au-dessus de la plaque. Cette différence, qui est d'environ 7 % est probablement due à la différence de la densité du maillage dans la zone la plus sensible du modèle ; elle est tout de même considérée négligeable puisqu'elle est très ponctuelle.



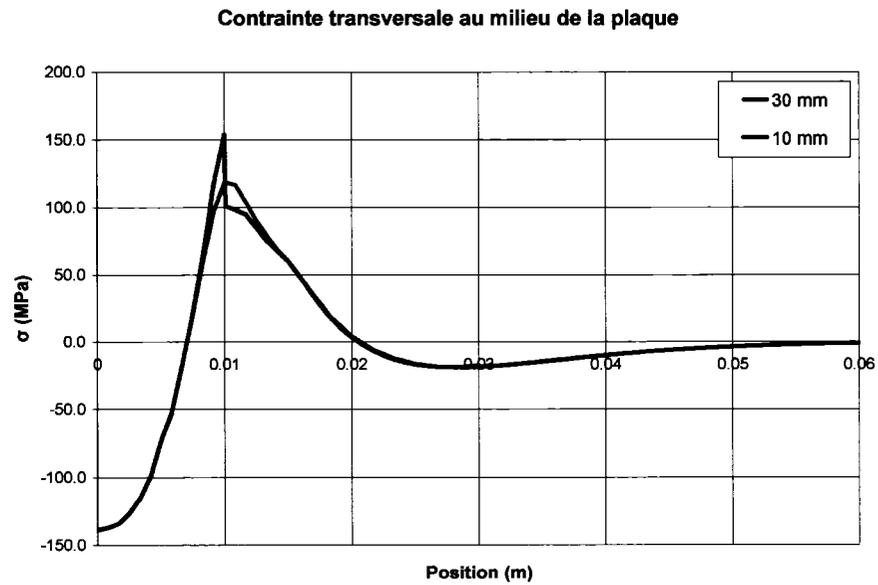
Graphique 13 Comparaison des contraintes longitudinales

Les résultats obtenus par la méthode des sections étant très satisfaisants, l'optimisation de la taille des sections doit maintenant être réalisée afin de réduire le nombre d'éléments tout en conservant une précision adéquate. La première étape est la réduction de la section la plus raffinée. La position de la fin de la deuxième section est gardée constante à 60 mm, et la position de la fin de la première section est diminuée jusqu'à ce qu'on remarque une divergence entre les résultats aux changements de section. Puisque le modèle par section ne présente pratiquement aucune erreur pour les profils de température, seules les contraintes sont comparées.

Le graphique 14 démontre qu'avec une première section de 15 mm, une légère discontinuité apparaît au niveau du changement de section pour le profil des contraintes transversales du dessus de la plaque. Pour sa part, le graphique 15 démontre que cette discontinuité devient très significative lorsque la taille de la première section est réduite à 10 mm. La taille de la section choisie est donc de 15 mm, ce qui donne un modèle de 12 480 éléments, soit une réduction de 38 % par rapport au modèle initial dont la taille de la première section est de 30 mm. Ce maillage est présenté à la figure 37.



Graphique 14 Optimisation de la taille de la première section



Graphique 15 Optimisation de la taille de la première section

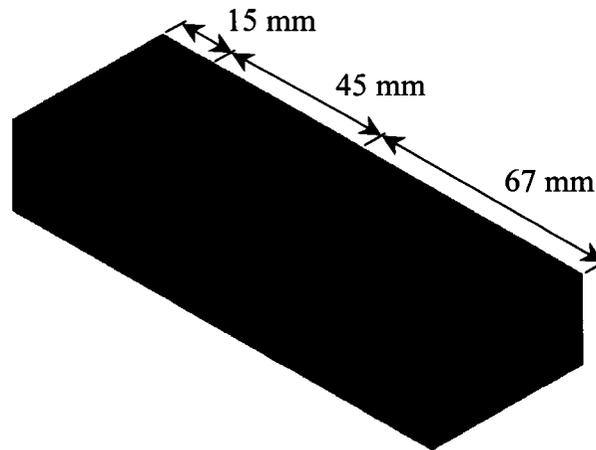
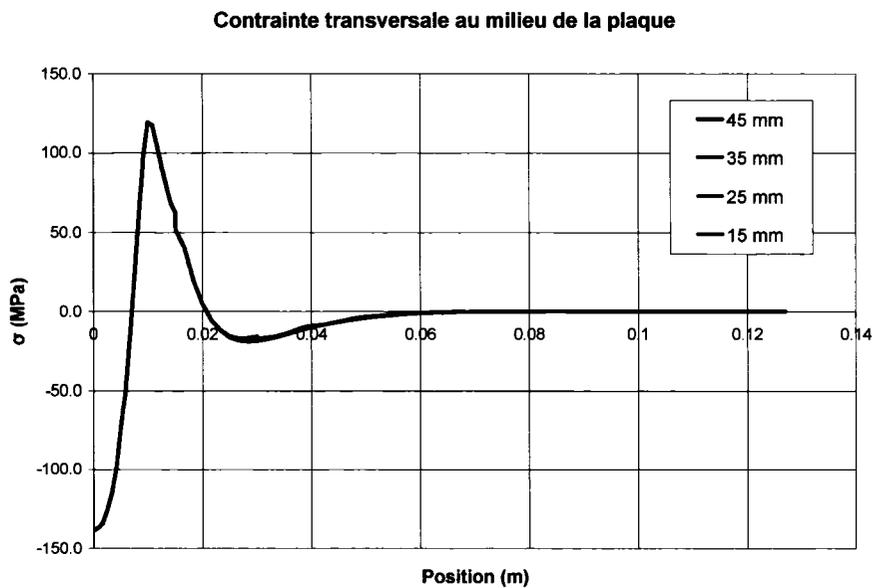
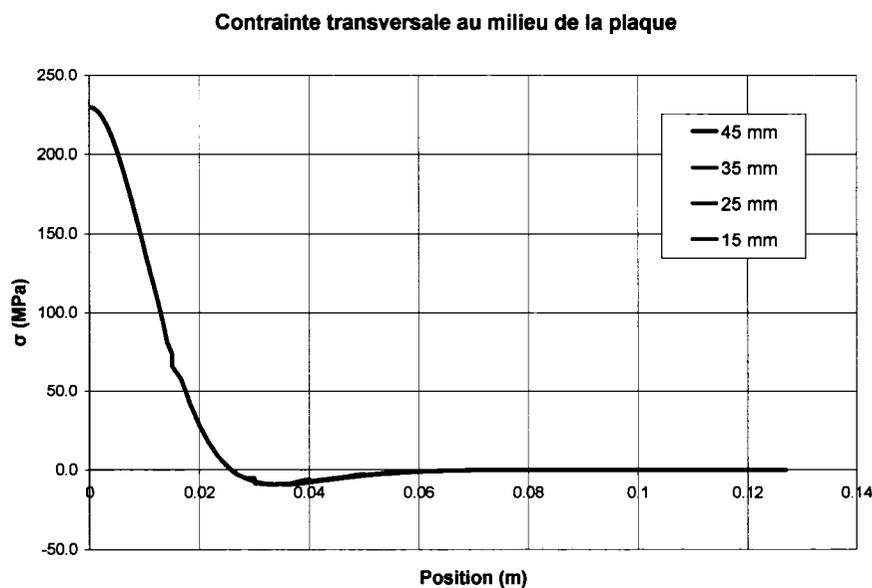


Figure 37 Maillage optimisé de la première section

L'optimisation de la deuxième section se fait de la même manière, soit en fixant la taille de la première section à 15 mm et en diminuant la taille de la seconde. Les graphiques 16 et 17 montrent qu'en passant de 45 mm à 15 mm, il n'y a pratiquement aucune variation significative des résultats. La taille de cette section sera établie à 15 mm, puisqu'une dimension plus petite ne serait pas satisfaisante pour les analyses ultérieures ; réduire encore plus la section rendrait l'augmentation du facteur de variation de la taille des éléments entre chaque section plus difficile, puisque des éléments très grossiers se trouveraient près de la zone de la soudure. De plus, l'analyse expérimentale présentée au chapitre 5 contient plusieurs points d'acquisition qui se retrouveraient dans la zone au maillage grossier, ce qui pourrait compliquer la comparaison avec les résultats expérimentaux. Les dimensions des sections choisies sont donc de 15 mm pour chacune des deux premières sections, et de 97 mm pour la dernière section. Ce maillage, présenté à la figure 38, contient 10 590 éléments pour une réduction de 47 % par rapport au modèle original.



Graphique 16 Optimisation de la taille de la deuxième section



Graphique 17 Optimisation de la taille de la deuxième section

Le maillage présenté à la figure 38 contient 10 590 éléments, dont plus de 80 % se trouvent dans la section la plus raffinée. Puisque la plaque est très épaisse comparativement à la pénétration de la soudure, un maillage raffiné n'est pas nécessaire

sur toute l'épaisseur. Un nouveau maillage est donc modélisé en utilisant les mêmes paramètres que le précédent, mais en divisant la première section en deux et en donnant aux éléments de la section nouvellement créée la taille des éléments de la deuxième section, tel que présenté à la figure 39. Ce maillage contient 6810 éléments, soit 66 % de moins que le modèle original. Le graphique 18 montre que l'ajout de la division n'influence pas les résultats, mis à part une légère inflexion au niveau du changement de section. L'erreur étant très localisée, elle est considérée négligeable. L'ajout de la division permettra d'augmenter le niveau de raffinement du maillage dans la région de la soudure sans obtenir un modèle très long à résoudre.

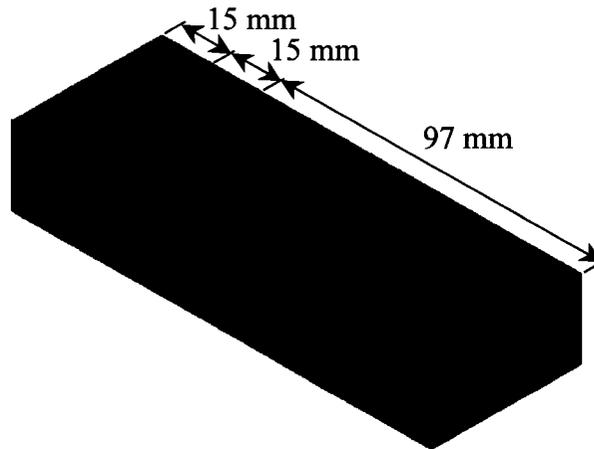


Figure 38 Maillage optimisé de la deuxième section

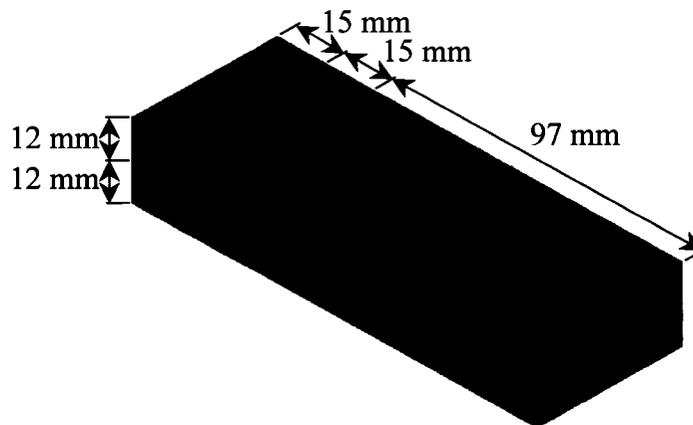
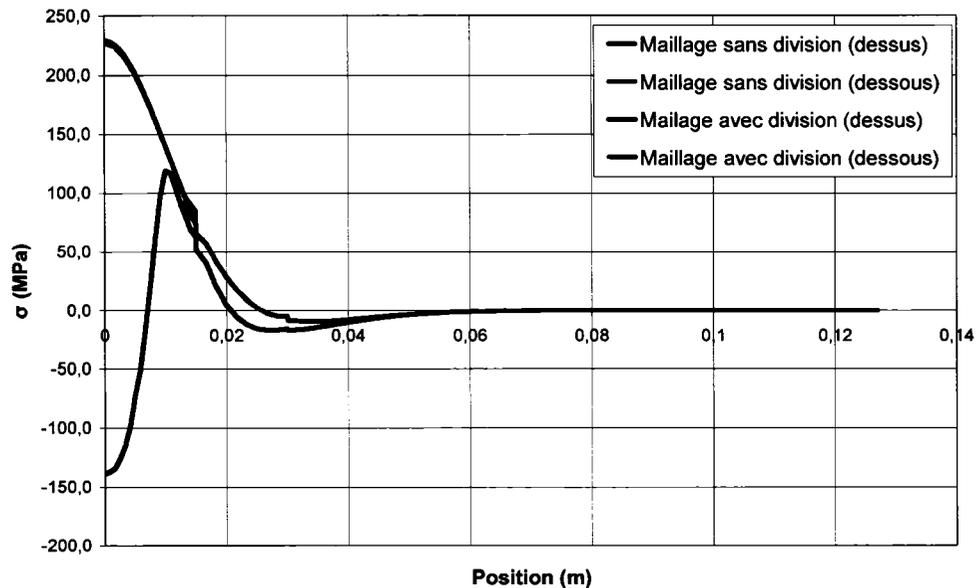


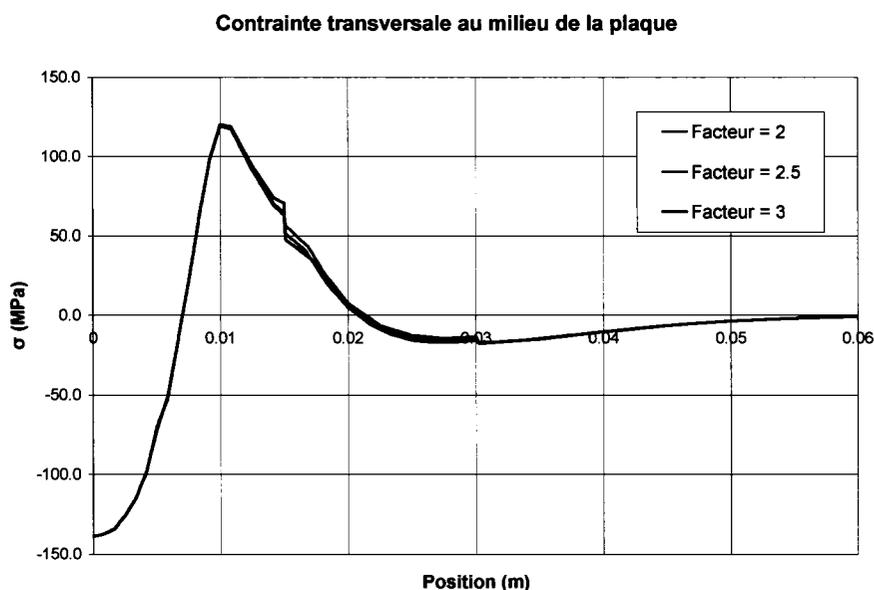
Figure 39 Division de la première section

**Contrainte transversale au milieu de la plaque**



Graphique 18 Division de la section raffinée

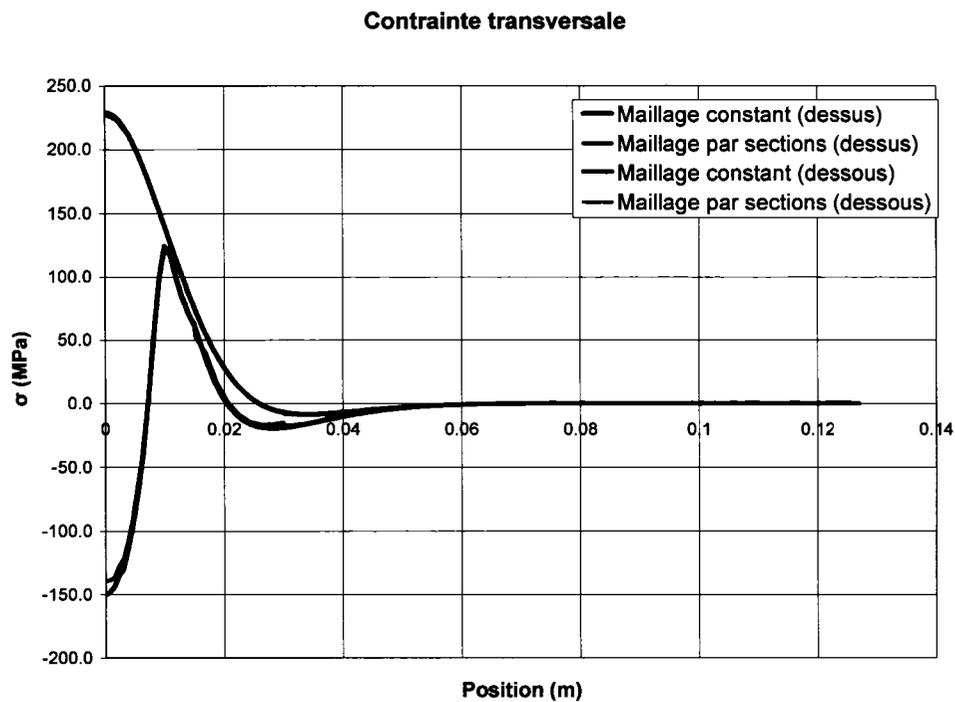
La dernière étape d'optimisation est l'analyse du facteur de variation de la taille des éléments entre chaque section. Tous les modèles présentés précédemment avaient un facteur de variation de « 2 », c'est-à-dire que la taille des éléments est doublée à chaque changement de section. Des facteurs de variation allant de 2 à 3 ont été essayés afin de vérifier s'il est possible de réduire encore plus le nombre d'éléments sans influencer la précision des résultats. Tout comme sur les graphiques précédents, le graphique 19 montre que les courbes sont toutes pratiquement identiques sauf dans les régions de changement de section. Il indique également que le modèle ayant un facteur de « 3 » donne des résultats qui divergent relativement plus dans ces régions que les autres modèles. Le modèle ayant un facteur de variation de « 2,5 » est choisi pour la poursuite de l'analyse.



Graphique 19 Facteur de variation de la taille des éléments

Afin de terminer l'analyse du modèle utilisant la méthode du maillage par sections, un dernier modèle est créé en utilisant tous les paramètres déterminés précédemment. L'optimisation effectuée ayant permis de réduire considérablement la taille du modèle, une marge de manoeuvre est maintenant disponible afin de réduire la taille des éléments, ce qui permet d'obtenir une plus grande précision des résultats. La taille des éléments a donc été réduite de 10 % par rapport à la taille déterminée par l'analyse de convergence. Ce modèle, présenté à la figure 40, contient 7664 éléments, ce qui est tout de même 62 % de moins que le modèle initial et 73 % de moins que le maillage uniforme. Les résultats obtenus sont très près des résultats du modèle utilisant le maillage uniforme, mais en conservant toujours une imprécision d'environ 7 % au niveau du centre de la soudure. Cette légère imprécision permet toutefois de réduire considérablement le temps de calcul. Les simulations ont été effectuées à l'aide d'un microprocesseur « Intel Xeon » à deux processeurs de 3,2 GHz et possédant 2 Go de mémoire vive. Le temps de résolution est de 380 minutes pour le maillage uniforme, comparativement à 56 minutes pour le maillage par sections optimisé. La méthode du maillage par section a donc

généralisé une erreur de 7 %, mais a par contre permis de réduire le temps requis pour la simulation de 85 %. Le profil des contraintes est présenté sur le graphique 20.



Graphique 20 Résultats des contraintes du maillage par sections final

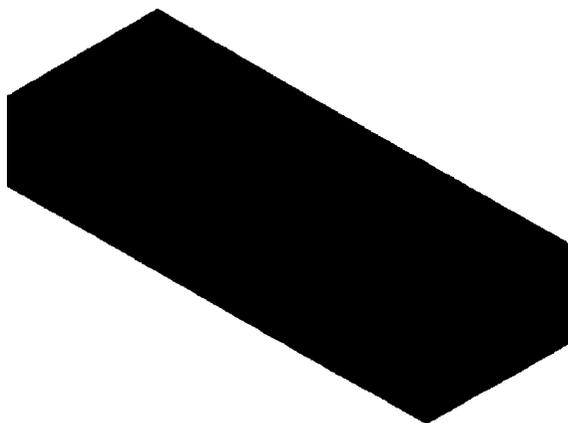
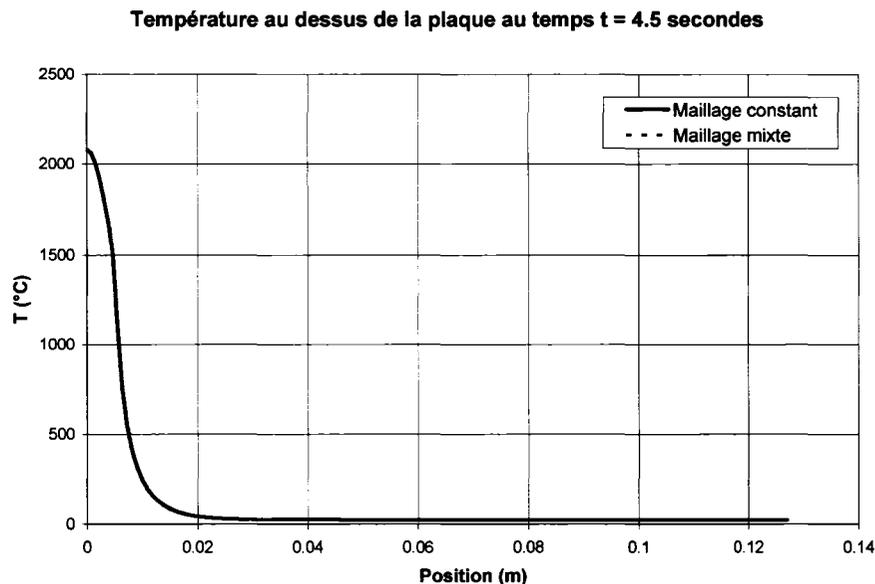


Figure 40 Modèle final par la méthode des sections

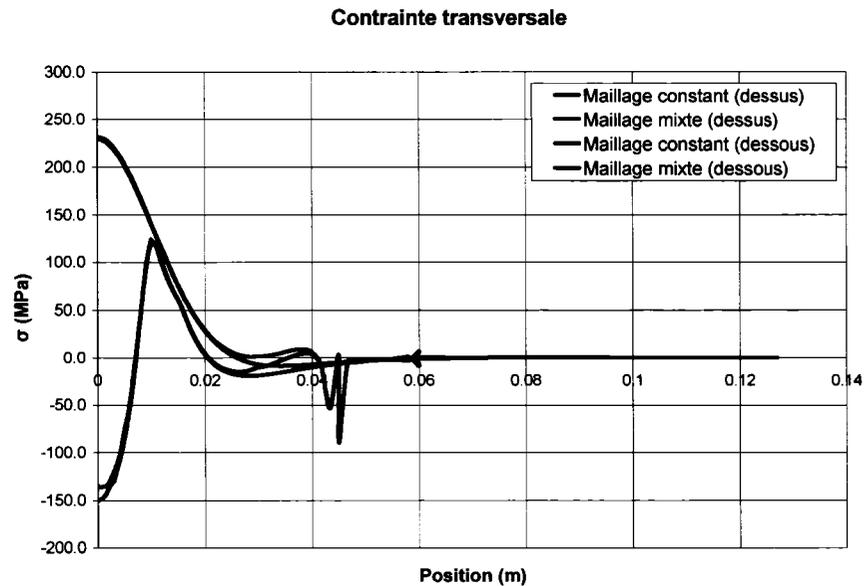
#### 4.2.2 Maillage mixte

Le graphique 21 présente les résultats des profils de température du maillage uniforme et du maillage mixte. Tout comme pour le maillage par sections, les courbes sont parfaitement confondues. Le maillage mixte est donc très efficace pour effectuer l'analyse thermique.



Graphique 21 Comparaison des températures du maillage uniforme vs mixte (dessus de la plaque)

En ce qui a trait aux contraintes, le graphique 22 montre une divergence très importante des résultats à la jonction des éléments briques et coques. Cette divergence n'est pas limitée à une zone restreinte mais s'étale plutôt sur une distance de 25 mm. Afin de résoudre ce problème, le plan de jonction entre les deux types d'éléments doit être éloigné du centre de la soudure afin qu'il soit dans une zone où les contraintes sont pratiquement constantes. Ce modèle contient 21 706 éléments; en éloignant le plan de jonction du centre de la soudure, le nombre d'éléments augmentera, alors qu'il en contient déjà beaucoup plus que le modèle par sections optimisé (7664). On peut donc conclure que pour la présente analyse, le modèle par sections est le plus approprié.



Graphique 22 Comparaison des contraintes transversales

Bien que l'utilisation du maillage mixte ne semble pas approprié pour la présente analyse, un essai a été effectué afin de vérifier la précision d'un tel maillage ou la jonction entre les éléments briques et coques est plus éloignée de la soudure. Pour ce faire, un maillage mixte est généré en utilisant le maillage par sections optimisé obtenu précédemment pour la partie des éléments briques. La jonction avec les éléments coques est placée au centre de la dernière section, tel que présenté sur la figure 41.

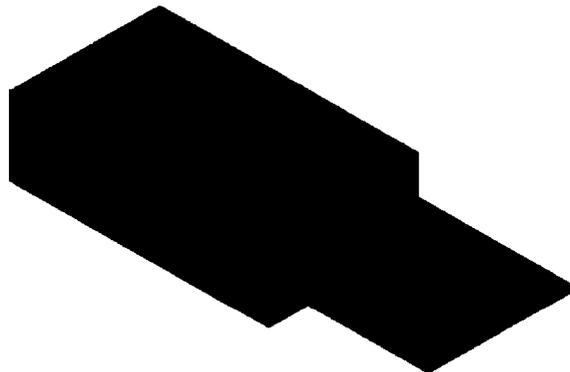
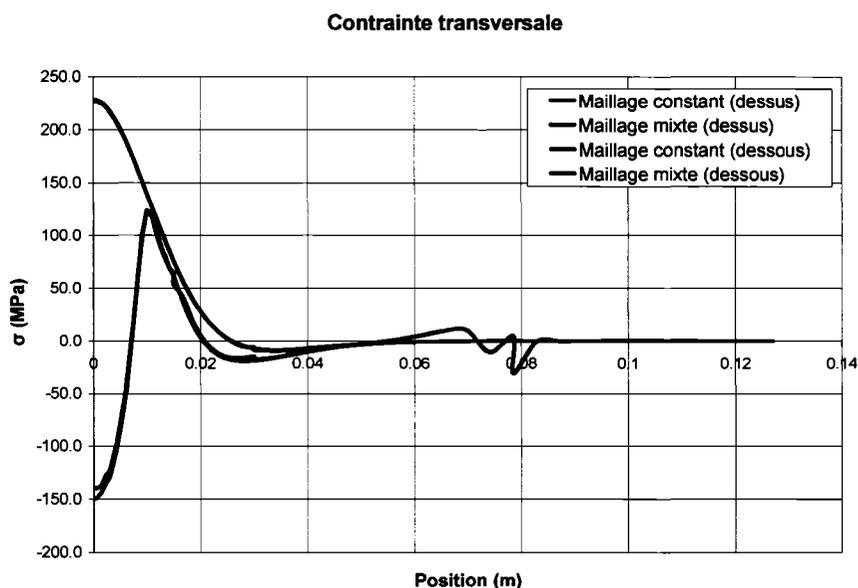


Figure 41 Maillage mixte optimisé

Le graphique 23 démontre qu'en éloignant la jonction du centre de la soudure, l'erreur tend à diminuer. Cette analyse a permis de réduire de 7 % le temps de simulation, mais l'erreur à la jonction est toujours trop importante pour considérer l'utilisation de ce maillage pour les analyses subséquentes. Cependant, l'utilisation d'un tel type de maillage serait très intéressante pour la modélisation d'une pièce ayant des dimensions plus importantes.



Graphique 23 Contraintes transversales du maillage mixte optimisé

### 4.3 Analyse de la convergence des incréments de temps

Deux incréments de temps différents sont utilisés pour les simulations thermique et structurale. Pendant le procédé de soudage, alors que les gradients thermiques sont très élevés, un incrément de temps constant et très court est utilisé. Pendant le refroidissement, plus la température diminue, plus les gradients thermiques tendent vers zéro. L'incrément de temps utilisé augmente graduellement afin de réduire le temps requis pour la simulation tout en conservant un incrément de temps assez court au début du refroidissement.

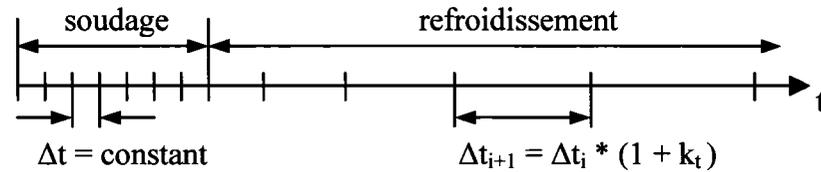
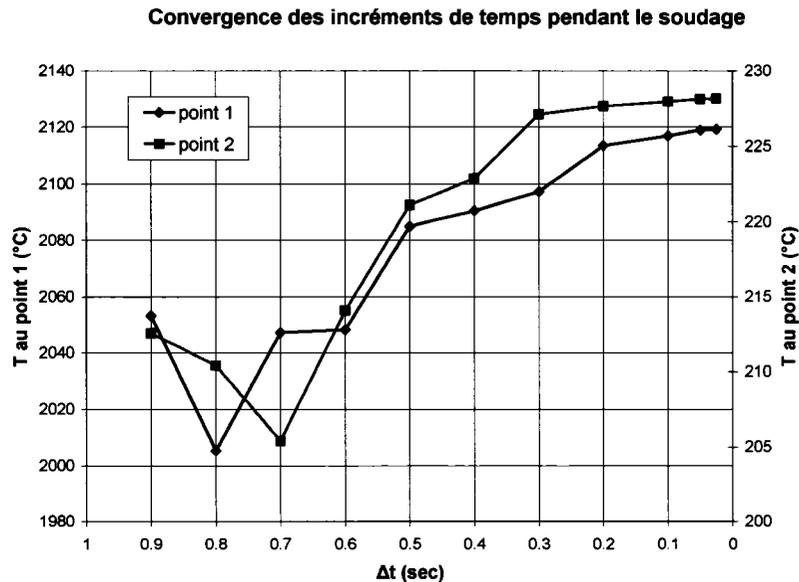


Figure 42 Échelle de temps

### 4.3.1 Analyse thermique

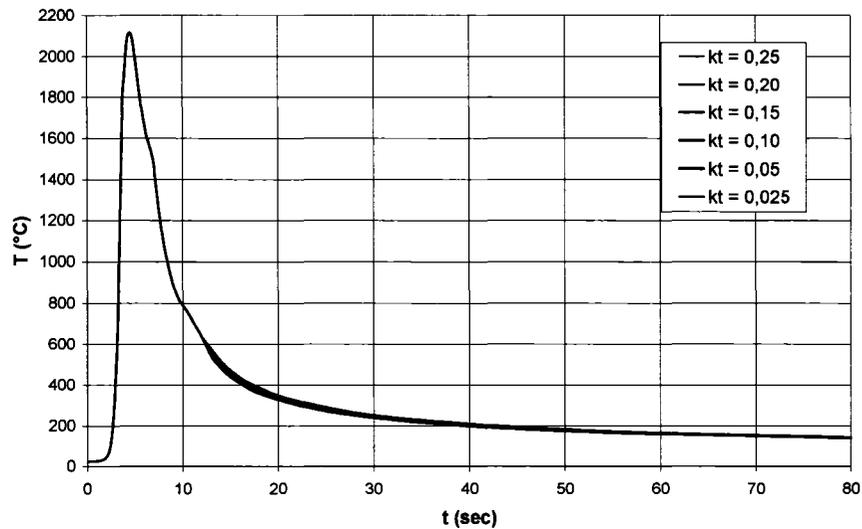
L'analyse de la convergence des incréments de temps pendant le soudage est réalisée en utilisant les mêmes points de mesure que pour la convergence du maillage, présentés à la figure 33. Le maillage utilisé est le maillage optimisé de la figure 40. La température maximale atteinte à chaque point est utilisée pour déterminer la convergence. Le graphique 24 montre les courbes de la convergence des résultats thermiques. Considérant ces résultats, l'incrément de temps choisi est 0.2 seconde : l'erreur entre un incrément de 0.2 seconde et 0.025 seconde n'est environ que de 0.3 %.



Graphique 24 Convergence de l'incrément de temps thermique (pendant le soudage)

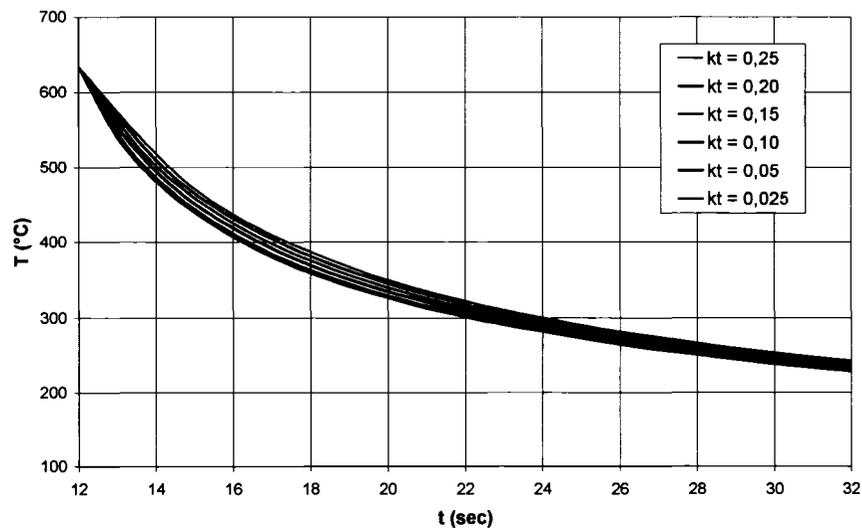
Pour ce qui est du refroidissement, ce n'est pas un incrément de temps qui est déterminé mais plutôt un facteur d'augmentation de l'incrément ( $k_t$ ). Les profils de températures au point 1 sont utilisés afin de déterminer le facteur optimal.

**Convergence des incréments de temps pendant le refroidissement**



**Graphique 25 Convergence de l'incrément de temps thermique (pendant le refroidissement)**

**Convergence des incréments de temps pendant le refroidissement**

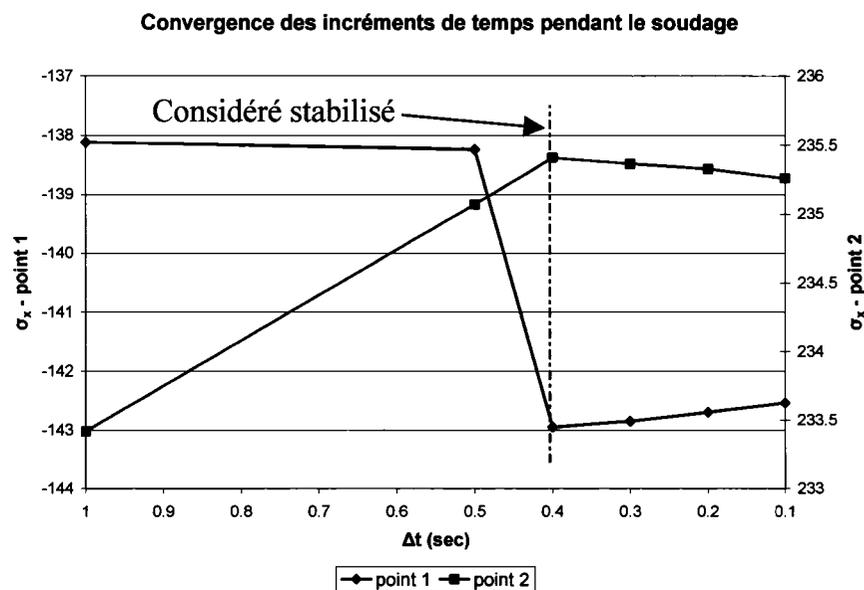


**Graphique 26 Convergence de l'incrément de temps thermique (pendant le refroidissement, vue agrandie)**

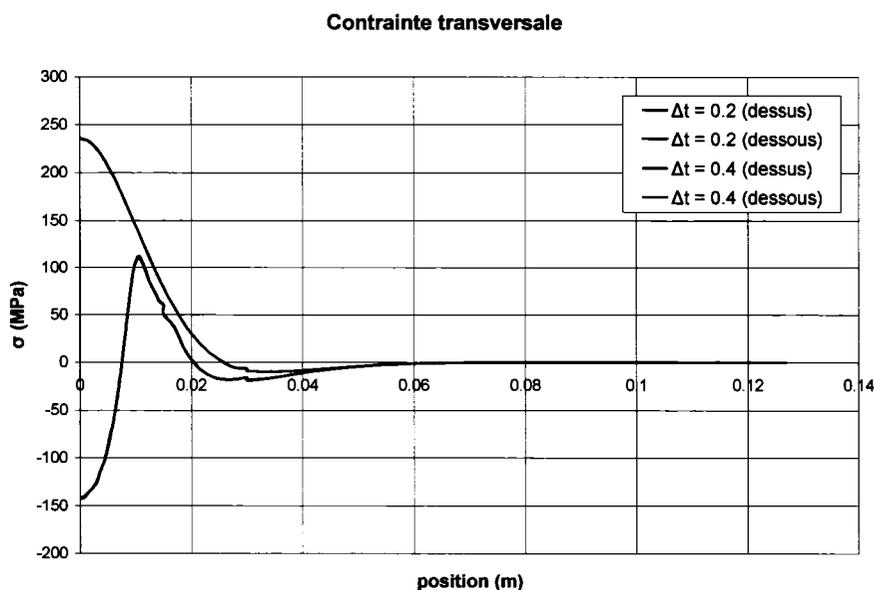
Comme on peut l'observer sur les graphiques 25 et 26, les courbes divergent principalement au début du refroidissement, soit à partir de douze secondes. Elles tendent ensuite à converger au fur et à mesure que le refroidissement progresse. En passant d'un facteur de 0,05 à un facteur de 0,025, il n'y a pratiquement aucune variation des résultats ; la différence maximale entre les deux courbes est de 1 %. Le facteur de 0,05 est donc sélectionné afin de poursuivre les analyses.

### 4.3.2 Analyse structurale

La convergence de l'incrément de temps de l'analyse structurale est réalisée en comparant les résultats de la contrainte transversale aux points présentés à la figure 33. Le graphique 27 démontre que les résultats varient grandement jusqu'à un incrément de 0,4 seconde, pour ensuite varier plus modérément. Le graphique 28 montre la différence des profils de contraintes entre un incrément de 0,4 seconde et un incrément de 0,2 seconde, différence qui est pratiquement inexistante. Un incrément de 0,4 seconde est donc choisi pour l'analyse structurale.

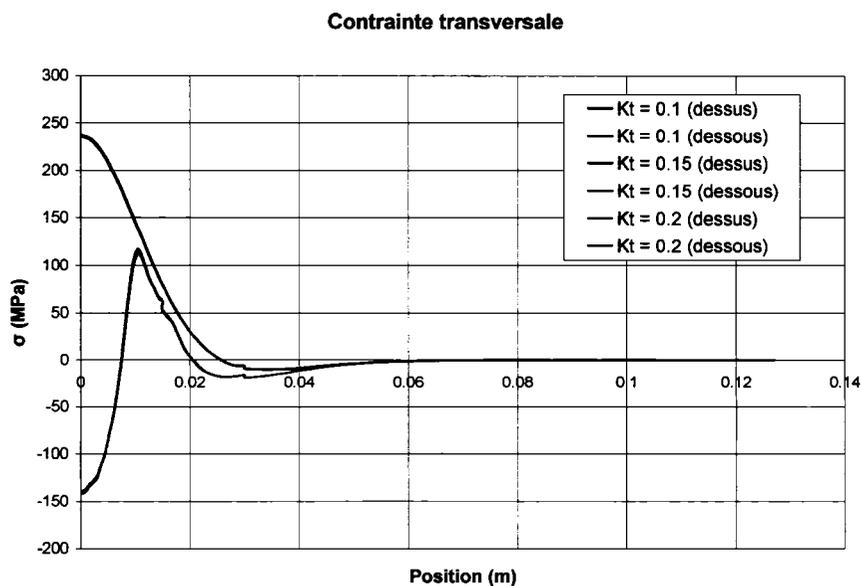


Graphique 27 Convergence de l'incrément de temps structural (pendant le soudage)

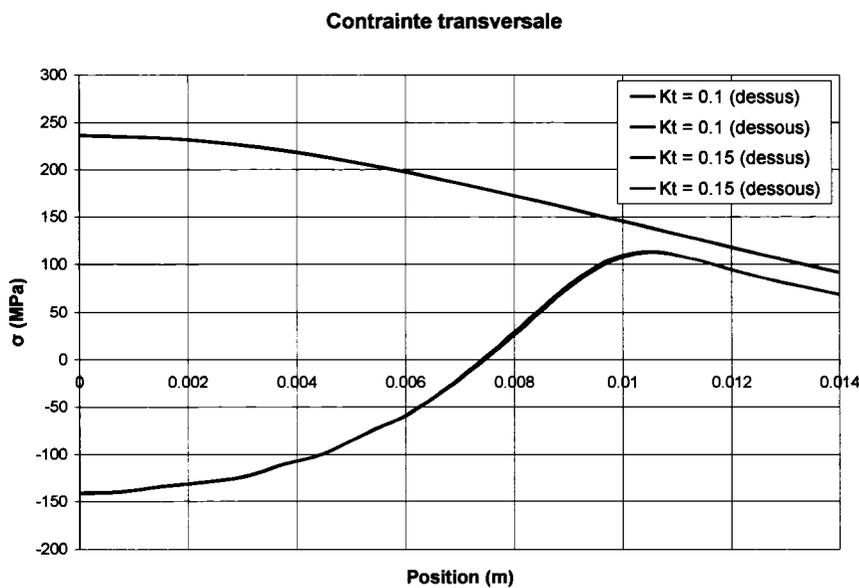
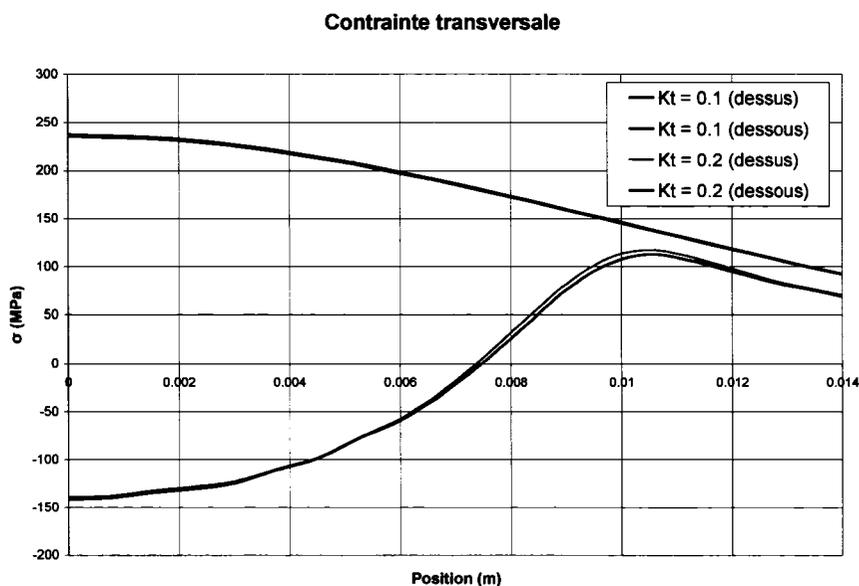


Graphique 28 Comparaisons des contraintes transversales

Le facteur de temps ( $k_t$ ) choisi pour le refroidissement est de 0,15. Le graphique 29 montre qu'il y a très peu de différence entre les facteurs de 0,1, 0,15 et 0,2 pour la contrainte transversale. Le graphique 30 présente une vue agrandie de la région près de la soudure. En prenant un  $k_t$  égal à 0,1 comme référence, le facteur 0,2 présente une erreur maximale de 4,2 %, tandis que le facteur de 0,15 présente une erreur de 1,2 %.



Graphique 29 Optimisation du facteur de temps  $k_t$



#### **4.4 Résumé**

Dans ce chapitre, l'analyse de la convergence des différents maillages a été effectuée. Il en a découlé que le modèle le plus efficace pour effectuer la simulation de la plaque présentée à la figure 32 est le modèle utilisant la méthode du maillage par sections de la figure 40. L'analyse de la convergence des incréments de temps a permis de déterminer les incréments optimaux pour la solution du modèle. Tous ces paramètres seront maintenant utilisés dans le chapitre suivant afin de comparer les résultats de la modélisation par éléments finis du procédé de soudage avec les résultats d'essais en laboratoire.

## CHAPITRE 5

### VALIDATION DU MODÈLE

Afin de valider les résultats de l'analyse par éléments finis, un essai de soudure a été réalisé par une équipe de l'Institut de recherche en électricité du Québec (IREQ). Pour assurer la plus grande précision possible des résultats, la soudure a été réalisée à l'aide du robot « Scompi », technologie développée à l'IREQ. L'essai consiste en un dépôt de soudure à la surface d'une plaque d'acier A516 simplement supportée. La figure 43 montre le montage utilisé. Quinze thermocouples ont été disposés dans des trous sous la plaque à des profondeurs variables. Deux séries de six rosettes à 45° ont été placées sur le dessus de la plaque, à une distance du centre du cordon de soudure variant de 14 à 40 mm. La position des points d'acquisition est présentée dans les tableaux I et II, relativement au point d'origine de la plaque qui apparaît sur la figure 44. Les paramètres de la soudure sont donnés au tableau III.



Figure 43 Montage expérimental

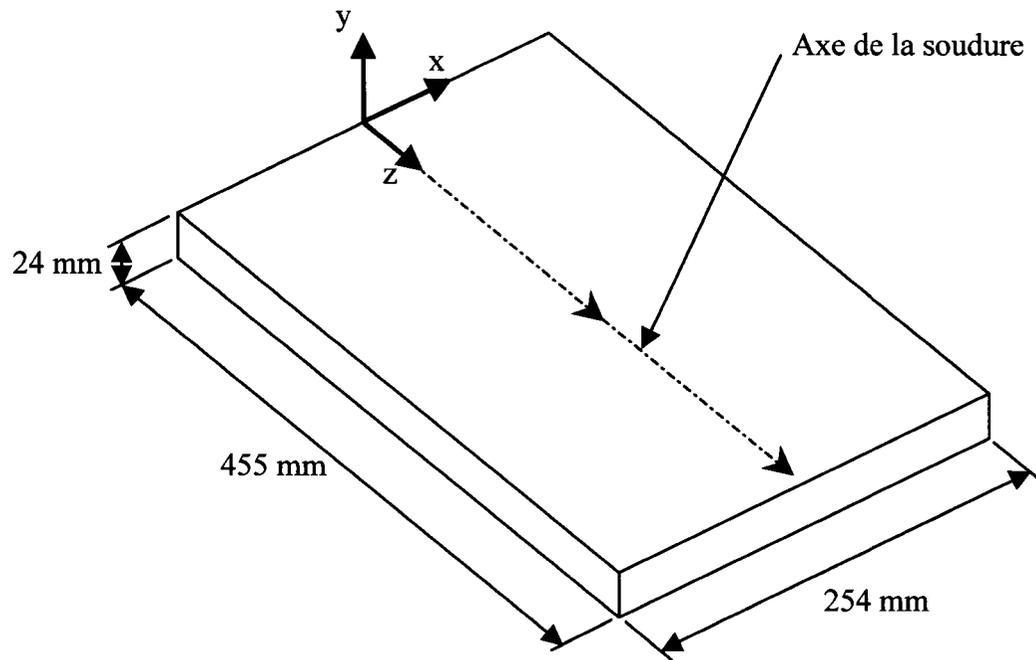


Figure 44 Dimensions de la plaque

Tableau I  
Position des thermocouples

Thermocouple	Position X mm	Position Y mm	Position Z mm
T1	5.9	-2.14	150.07
T2	7.9	-2.54	169.82
T3	10	-2.11	189.98
T4	11.9	-2.36	209.97
T5	13.9	-2.11	230.07
T6	16.7	-2.62	250
T7	19.9	-2.14	200.07
T8	25	-2.54	220.08
T9	29.9	-2.67	240.21

Tableau I (suite)

Thermocouple	Position X mm	Position Y mm	Position Z mm
T10	39.8	-2.11	259.95
T11	0	-5.13	299.76
T12	0	-6.66	319.83
T13	0	-7.62	339.8
T14	0	-8.64	359.72
T15	0	-10.09	379.98

Tableau II

Position des jauges de déformation

	Rosette	Position X mm	Position Y mm	Position Z mm
Section 1	R1	-14	0	270
	R2	-17	0	250
	R3	-20	0	200
	R4	-25	0	220
	R5	-30	0	240
	R6	-40	0	260
Section 2	R7	-14	0	170
	R8	-17	0	150
	R9	-20	0	100
	R10	-25	0	120
	R11	-30	0	140
	R12	-40	0	160

Tableau III  
Paramètres de soudage

Tension	28,5 V
Courant	255 A
Vitesse	6 mm / s

### 5.1 Modèle des éléments finis

La taille et la géométrie du maillage utilisé sont celles obtenues à la suite des analyses de convergence du chapitre 4. Le modèle de la figure 45 contient 73 208 éléments et 85 937 nœuds. Les paramètres du double ellipsoïde sont fournis au tableau IV, et les paramètres de la simulation sont donnés au tableau V

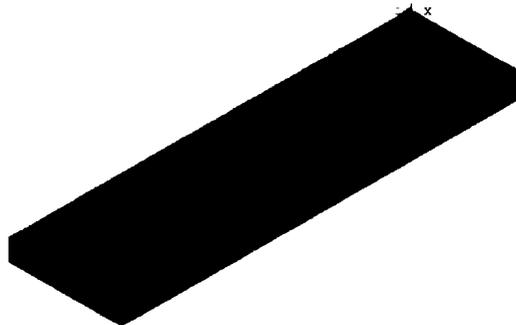


Figure 45 Modèle des éléments finis

Tableau IV  
Paramètres du double ellipsoïde

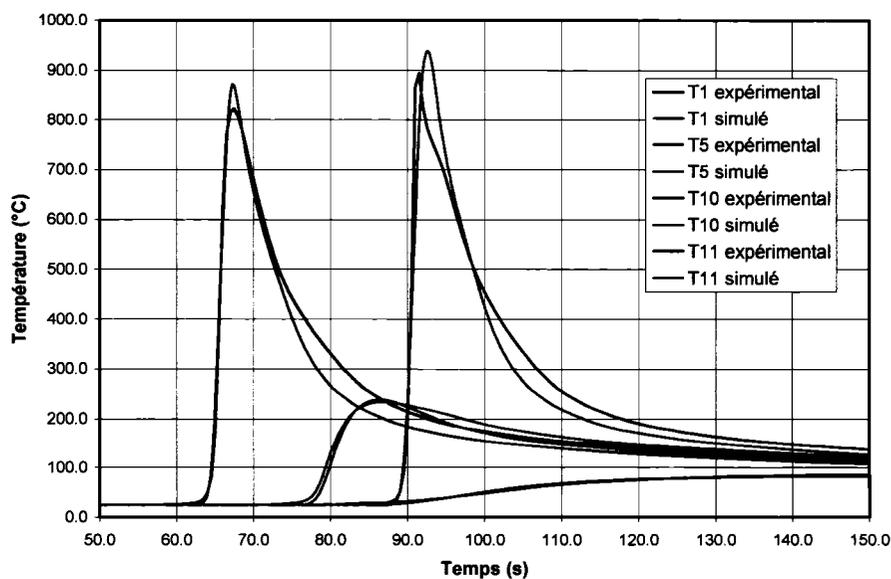
a	7 mm
b	4 mm
$c_f$	7 mm
$c_r$	14 mm
$f_f$	0,6
$f_r$	1,4

Tableau V  
Paramètres de la simulation

Facteur de rendement ( $\eta$ )	75 %
$\Delta t$ (thermique)	0,2 secondes
$k_t$ (thermique)	0,05
$\Delta t$ (structural)	0,4 secondes
$k_t$ (structural)	0,10

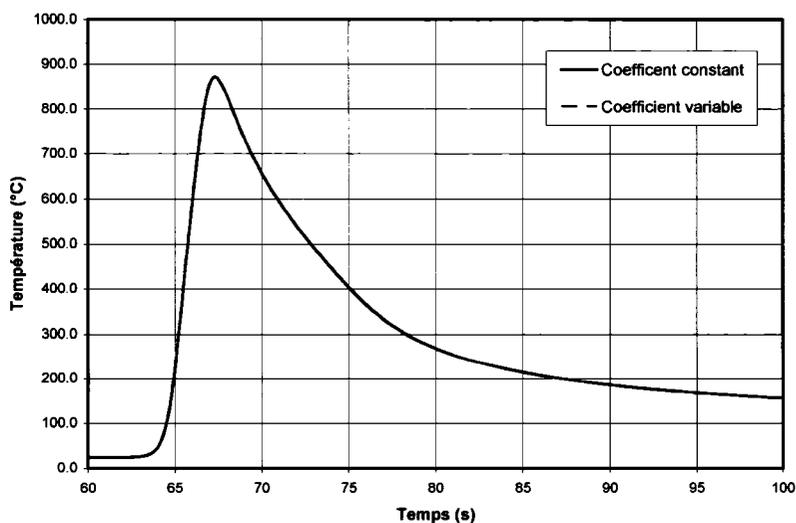
## 5.2 Résultats thermiques

La comparaison des profils de température à quatre thermocouples obtenus par le modèle numérique avec les résultats expérimentaux est effectuée sur le graphique 32. Toutes les autres courbes sont présentées à l'annexe 3.

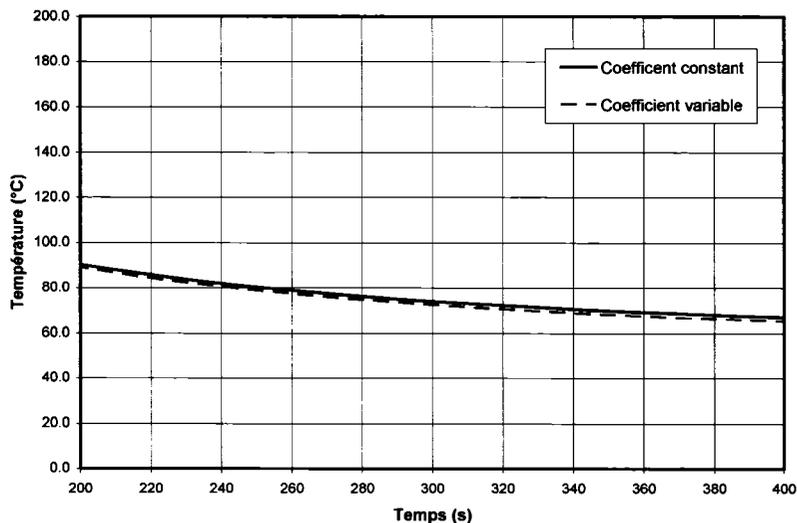


Graphique 32 Comparaison des profils de température

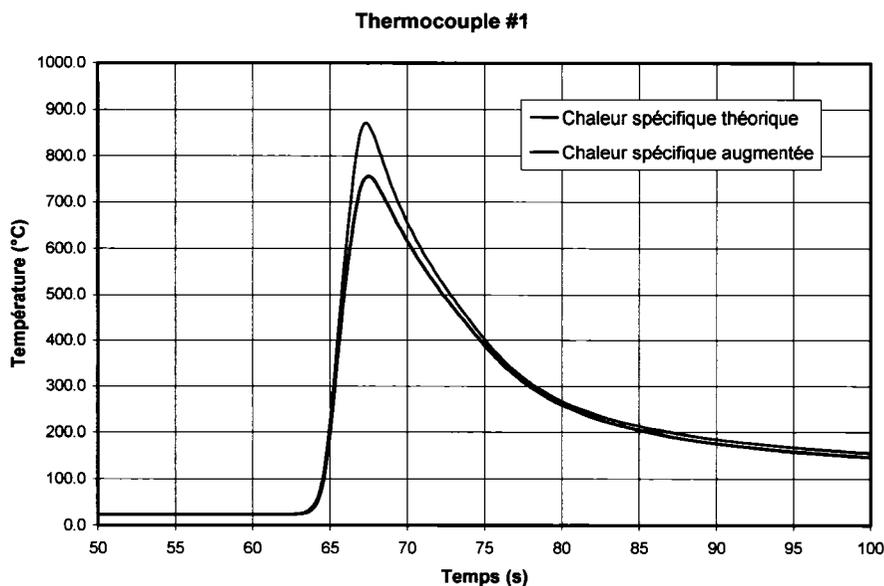
La première différence observée est la vitesse de refroidissement qui est beaucoup plus grande pour les résultats numériques. Un facteur qui pourrait expliquer ce problème est un coefficient de perte de chaleur dans l'atmosphère trop élevé. Afin de vérifier ce facteur, une simulation a été réalisée en imposant un coefficient de perte de chaleur constant et égal à  $5 \text{ W / m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ . Les deux simulations sont comparées entre elles pour le thermocouple #1, dans une zone où le coefficient de perte de chaleur varie normalement entre 30 et  $90 \text{ W / m}^2 \text{ }^\circ\text{C}$ . Les graphiques 33 et 34 démontrent qu'il n'y a pratiquement pas de différence entre les deux simulations, sauf lorsque la vitesse de refroidissement devient très faible. C'est donc dire qu'au début du refroidissement, la perte de chaleur se produit principalement par diffusion à l'intérieur du matériau. Le refroidissement trop rapide pourrait donc être dû au manque de précision des propriétés du matériau. Deux propriétés du matériau peuvent être la cause du refroidissement trop rapide : la chaleur spécifique et la conductivité thermique. La chaleur spécifique représente l'énergie nécessaire pour faire varier la température du matériau de un degré celsius. Logiquement, une chaleur spécifique trop faible ferait donc en sorte que le matériau se refroidisse plus rapidement. Le graphique 35 montre la comparaison entre le profil de température obtenu précédemment avec les résultats acquis en augmentant la chaleur spécifique de 15 %.



Graphique 33 Vérification du coefficient de perte de chaleur (début du refroidissement)



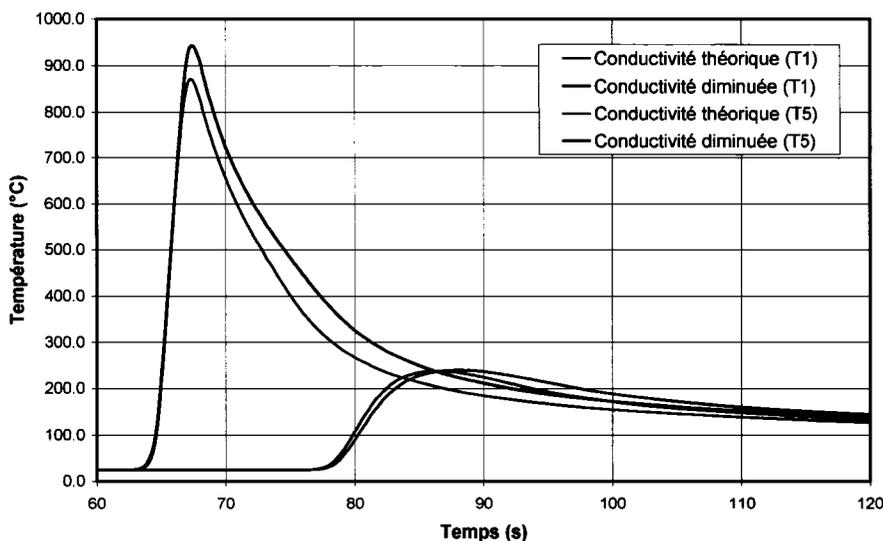
Graphique 34 Vérification du coefficient de perte de chaleur (pendant le refroidissement)



Graphique 35 Résultats des températures avec une chaleur spécifique augmentée

La principale différence entre les deux courbes est la température maximale atteinte, ce qui est tout à fait normal puisqu'il faut désormais plus d'énergie pour faire augmenter la température du matériau. On peut également noter une légère baisse de la vitesse de refroidissement, baisse qui n'est cependant pas très significative.

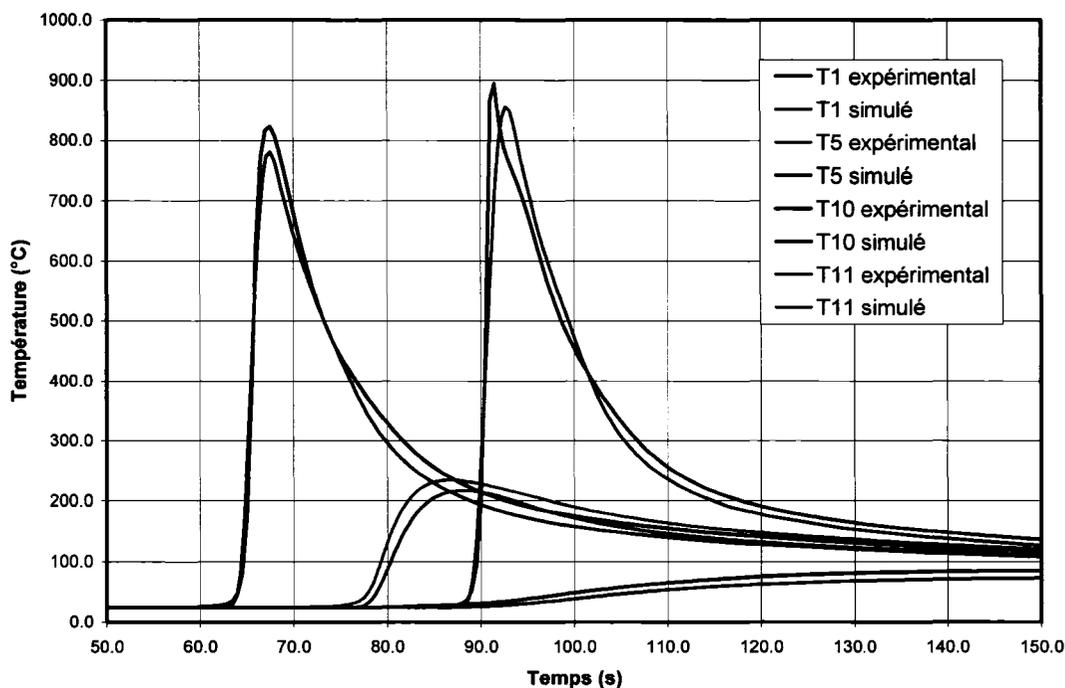
Quant à elle, la conductivité représente la facilité avec laquelle la chaleur se propage à l'intérieur d'un volume. Une conductivité trop élevée ferait donc également en sorte que le matériau refroidisse plus rapidement. Le graphique 36 montre les effets d'une diminution de 20 % de la conductivité sur les résultats aux thermocouples #1 et #5. On remarque que le refroidissement est effectivement plus lent, mais que la température atteinte au premier thermocouple est beaucoup plus élevée. Il serait donc possible d'atteindre la bonne vitesse de refroidissement en diminuant la conductivité thermique, pour ensuite ajuster les températures maximales atteintes en modifiant la chaleur spécifique.



Graphique 36 Résultats des températures avec une conductivité thermique diminuée

Les propriétés thermiques de l'acier A516 ont été déterminées à partir de données disponibles dans la littérature pour les aciers à faible teneur en carbone. Il serait préférable d'effectuer des essais expérimentaux afin de déterminer précisément ces propriétés. Puisque aucun essai n'a été réalisé pour les propriétés thermiques, elles ont été ajustées afin de correspondre à l'essai de soudage : la conductivité a été réduite de 15 % et la chaleur spécifique a été augmentée de 15 %. Bien que cette correction semble importante, elle n'est ajoutée qu'afin de démontrer l'influence des propriétés thermiques sur l'allure des courbes. Les différences obtenues au niveau de la vitesse de

refroidissement et des températures maximales atteintes peuvent s'expliquer également par l'utilisation d'un coefficient de convection et radiation combiné, ainsi que par le fait que le métal d'apport n'est pas modélisé. Le graphique 37 présente les résultats obtenus. Toutes les courbes sont présentées en annexe 3.

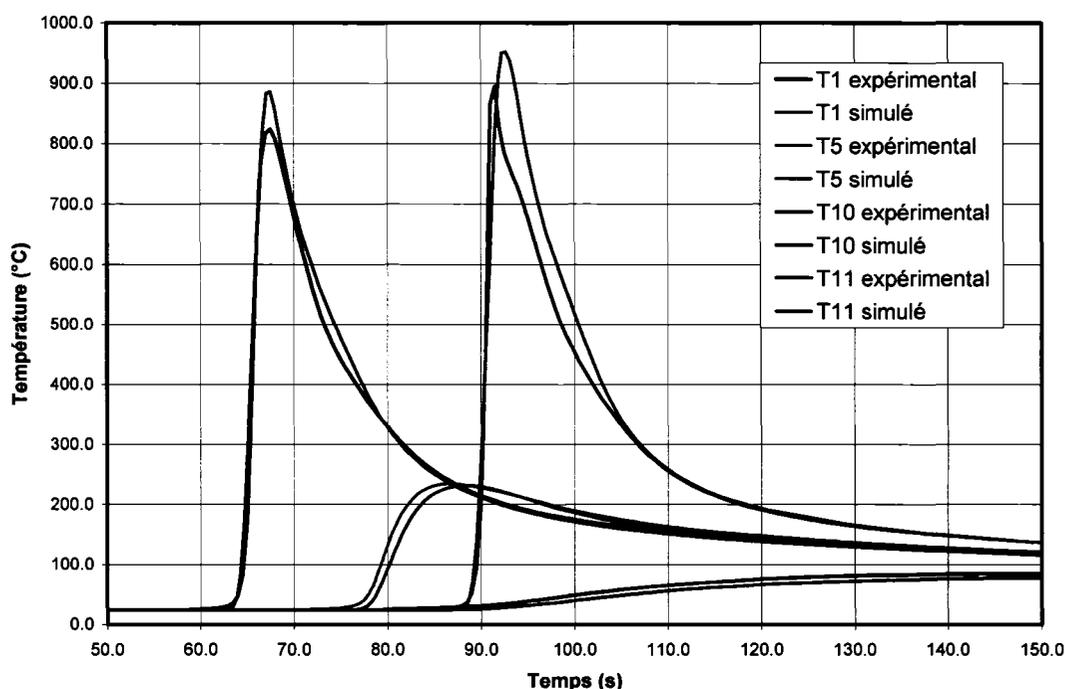


Graphique 37 Résultats des températures avec les propriétés thermiques ajustées

### 5.2.1 Ajustement du facteur de rendement

Le facteur de rendement est ajusté en analysant la température de thermalisation de la plaque. La thermalisation signifie que la température est uniforme dans la plaque. Dans le cas présent, la thermalisation est considérée atteinte lorsque la différence maximale de température entre les thermocouples est de 1°C. Les résultats expérimentaux démontrent que la thermalisation est atteinte à 58,5°C, alors que les résultats de la simulation donnent une thermalisation à 56°C. Le facteur de rendement utilisé lors de la simulation est de 75 % ; il doit être augmenté pour que la bonne quantité de chaleur soit transmise à la plaque. Un facteur de rendement de 82 % permet d'obtenir une température de thermalisation de 58,7 °C. Les profils de température obtenus à l'aide de ce facteur de

rendement sont présentés sur le graphique 38. Toutes les courbes sont présentées à l'annexe 3.

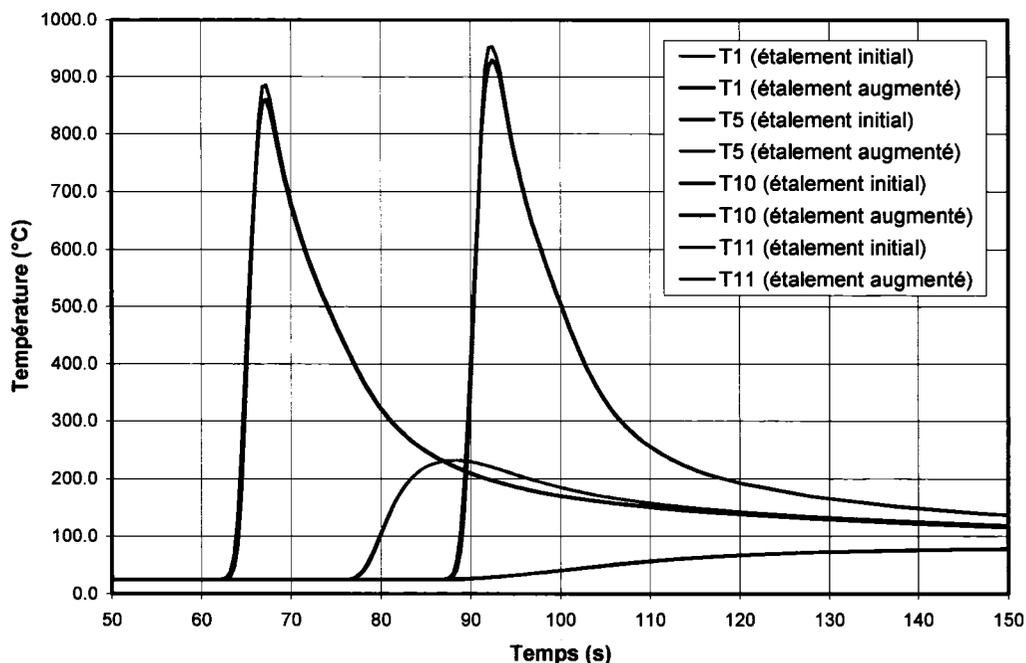


Graphique 38 Résultats des températures avec le facteur de rendement ajusté

### 5.2.2 Ajustement des dimensions du double ellipsoïde

Les dimensions du double ellipsoïde présentées au tableau IV ont été recommandées par l'équipe de chercheurs de l'IREQ, suite aux observations effectuées en laboratoire et aux simulations numériques subséquentes. Afin de vérifier la justesse de ces dimensions, deux simulations supplémentaires ont été effectuées, en modifiant les dimensions du double ellipsoïde, afin d'améliorer les résultats obtenus. La variation de ces dimensions ne devrait modifier en théorie que les résultats près de la soudure. Les profils de température loin de la soudure ne sont influencés que par la quantité de chaleur appliquée. Les résultats obtenus précédemment démontrent que la température des thermocouples les plus près de la soudure obtenue par la simulation est supérieure à celle atteinte lors de l'expérimentation. Afin de réduire cette température, une première simulation, dont les résultats sont présentés sur le graphique 39, présente les effets d'une

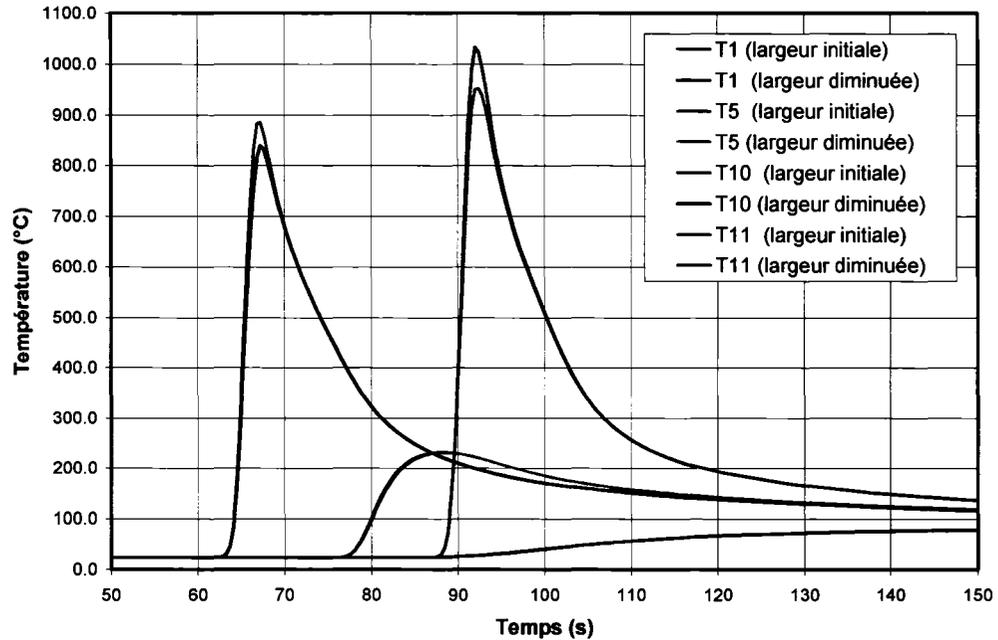
augmentation de l'étalement du double ellipsoïde : le paramètre  $c_f$  passe de 7 mm à 8 mm et  $c_r$  de 14 mm à 16 mm. On remarque que la température des thermocouples les plus près de la soudure a diminué, alors que les résultats des autres thermocouples sont demeurés identiques.



Graphique 39 Résultats des températures avec un étalement de la source augmenté

La deuxième simulation a été menée en réduisant la largeur du double ellipsoïde (paramètre  $a$ ), qui passe de 7 à 6 mm. Les résultats présentés sur le graphique 40 démontrent que la température du thermocouple #1 a effectivement diminué, mais que la température du thermocouple #11 a augmenté substantiellement. En réduisant la taille du double ellipsoïde, une plus grande quantité de chaleur est appliquée au centre de la plaque, endroit où est situé le thermocouple #11 ; il est donc normal que sa température ait augmenté. La méthode la plus efficace pour réduire la température des thermocouples près de la soudure est donc d'augmenter l'étalement du double ellipsoïde. Il faut noter qu'en théorie, une réduction de la pénétration (paramètre  $b$ ) aurait dû permettre de réduire la température du thermocouple #11. Cependant l'utilisation d'une pénétration

trop faible a engendré des problèmes au niveau de la convergence des résultats ; la pénétration a donc été conservée à 4 mm.



Graphique 40 Résultats des températures avec la largeur de la source diminuée

Le tableau VI présente la température maximale atteinte par chaque thermocouple, obtenue avec les dimensions optimisées du double ellipsoïde, soit une largeur (a) de 7 mm, un étalement de 27 mm ( $c_f = 9$  mm,  $c_r = 18$  mm) et une pénétration (b) de 4 mm. L'écart moyen entre les résultats expérimentaux et numériques, qui est de 6,3 %, démontre que la simulation a permis de reproduire fidèlement le profil thermique de la plaque pendant le soudage. Le graphique 41 présente les courbes profil thermique pendant le soudage. Les résultats de tous les thermocouples sont présentés à l'annexe 3.

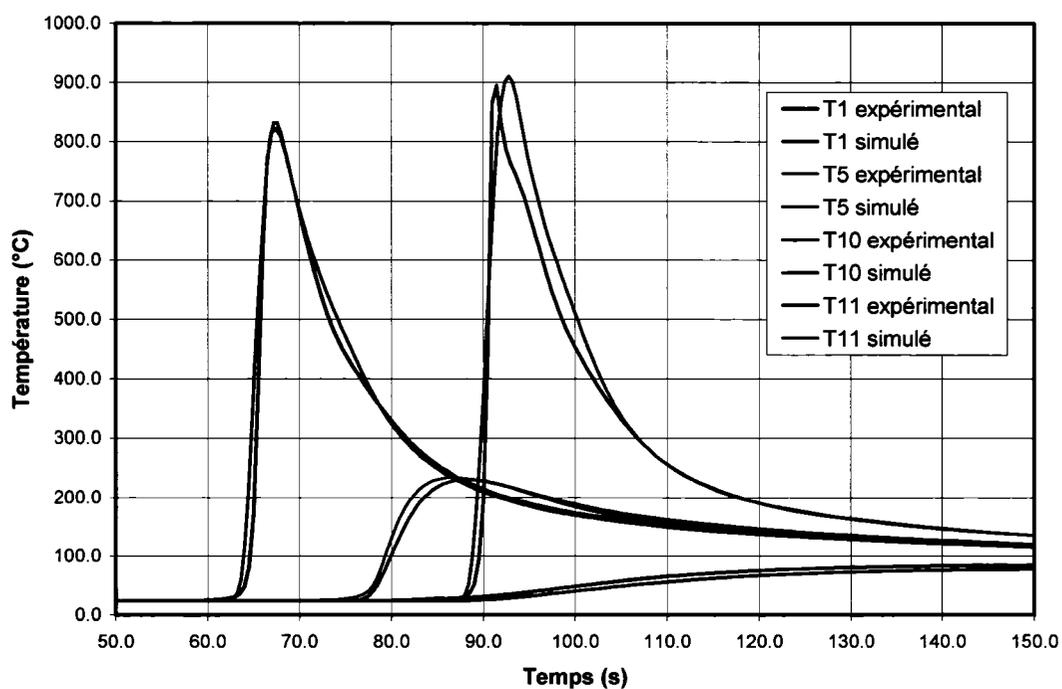
Tableau VI

Température maximale atteinte par chaque thermocouple

Thermocouple	Expérimental	MEF	Écart
T1	823,0	832,2	1,1%
T2	644,4	500,5	22,3%

Tableau VI (suite)

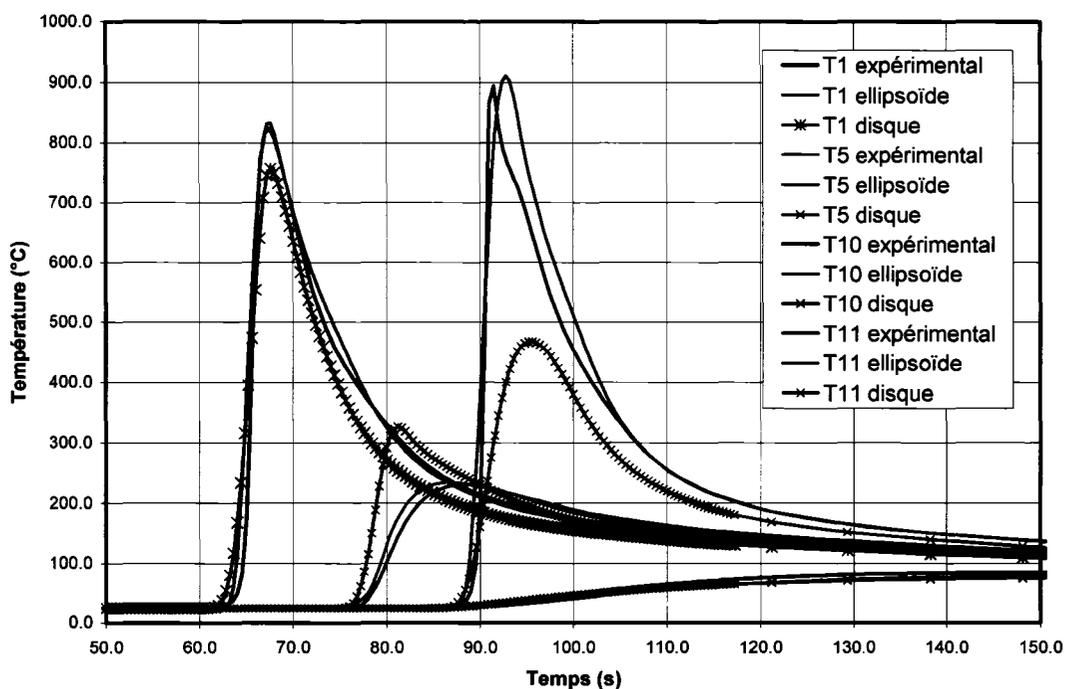
Thermocouple	Expérimental	MEF	Écart
T3	399,6	365,1	8,6%
T4	303,7	285,0	6,2%
T5	234,3	231,1	1,4%
T6	182,5	181,0	0,8%
T7	150,9	145,1	3,8%
T8	119,0	112,9	5,1%
T9	103,8	97,6	6,0%
T10	85,1	79,2	6,9%
T11	894,5	910,8	1,8%
T12	606,3	610,7	0,7%
T13	510,7	509,7	0,2%
T14	369,5	432,7	17,1%
T15	314,0	353,0	12,4%
Écart moyen			6,3%



Graphique 41 Résultats finaux des profils de température

### 5.2.3 Comparaison avec le modèle du disque

Le modèle du disque, présenté à la section 2.1.1, est maintenant comparé au modèle du double ellipsoïde. Les résultats sont comparés à ceux obtenus à la section précédente ; les paramètres de soudure et le maillage utilisés sont donc les mêmes. La taille du disque a été déterminée en utilisant la même surface que la surface elliptique définie par les paramètres  $a$ ,  $c_f$  et  $c_r$ , pour un rayon de 10 mm. Le graphique 42 montre que les résultats sont beaucoup moins précis pour la méthode du disque comparativement à la méthode du double ellipsoïde.



Graphique 42 Résultats du modèle du disque

Le profil de température au thermocouple #1, qui est près de la surface, est relativement près des résultats expérimentaux. Cependant, les résultats obtenus au thermocouple #11, qui est placé plus loin de la surface, sont beaucoup plus loin de la réalité. Cette différence est probablement due au fait que la chaleur, qui est appliquée uniquement à la

surface de la plaque, se propage facilement dans toutes les directions, alors que le double ellipsoïde, en appliquant la chaleur jusqu'à une certaine profondeur, impose un plus grand transfert de chaleur à travers l'épaisseur. Tel que prévu, les résultats au thermocouple T10, qui est loin de la soudure, sont similaires pour les deux simulations : le profil de température dans cette zone est donc bien régi principalement par la quantité de chaleur appliquée. En définitive, la méthode du disque n'est pas appropriée pour la modélisation du procédé de soudage GMAW ; cette méthode serait probablement plus efficace pour la modélisation de la soudure oxyacétylénique, où la chaleur est réellement appliquée à la surface par une flamme.

### 5.3 Résultats structuraux

La simulation des contraintes résiduelles utilise le maillage de l'analyse thermique dont les éléments ont été transformés en éléments structuraux. La figure 46 montre les conditions frontières du modèle. Les blocages au plan  $x = 0$  représentent la condition de symétrie. Les autres blocages représentent le cas d'une plaque simplement supportée.

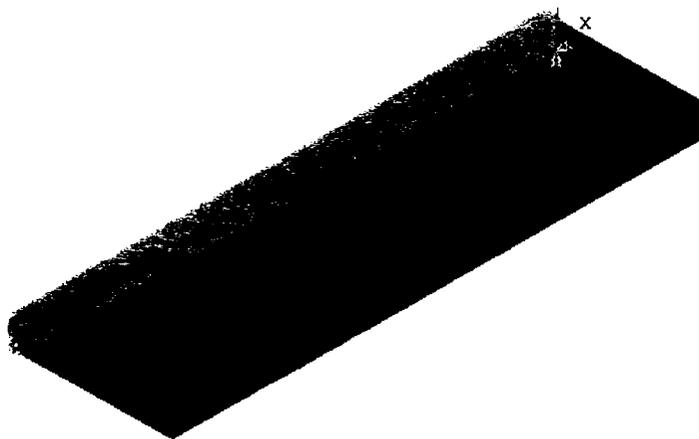
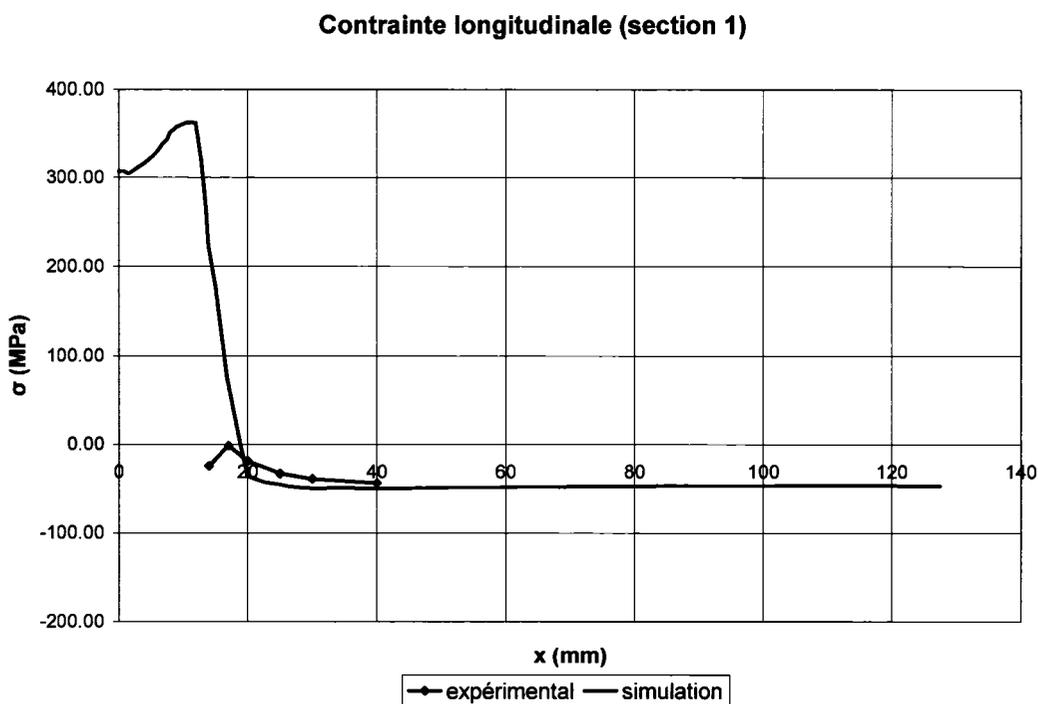
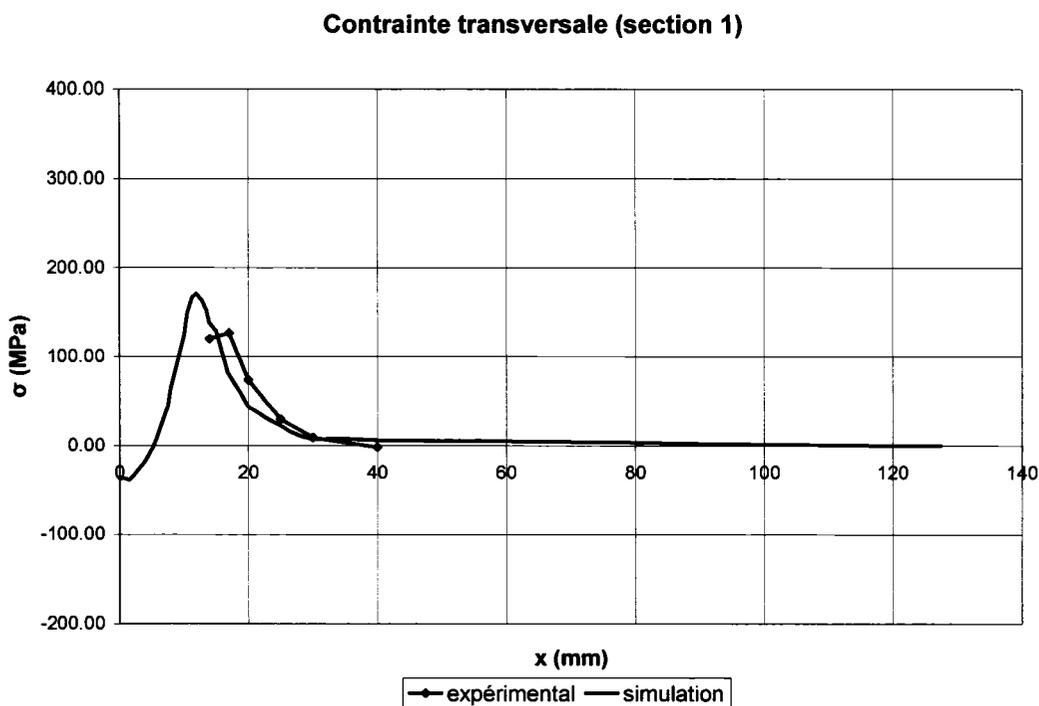


Figure 46 Conditions frontières

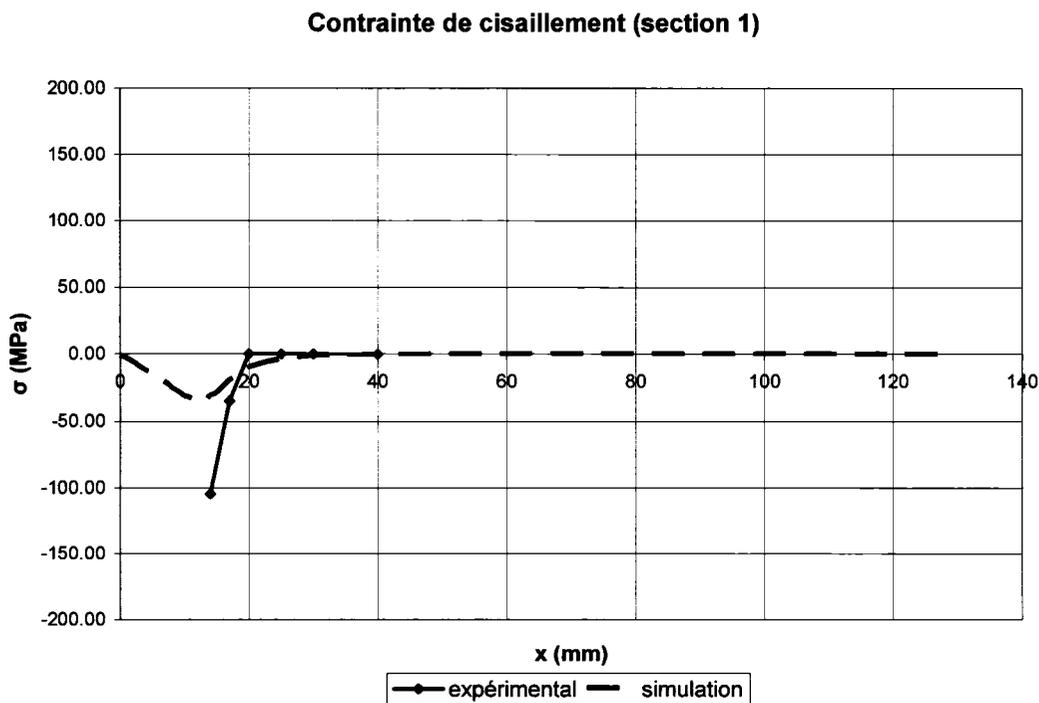
Les profils de contraintes à la position « z » médiane des jauges de déformation ont été extraits des résultats de la simulation afin de les comparer avec les résultats expérimentaux. Les graphiques 43 à 45 montrent la comparaison des contraintes longitudinale, transversale et de cisaillement à l'état final. Les contraintes pendant le soudage ne sont pas comparées faute de base de comparaison; les mesures expérimentales doivent être ajustées afin de compenser la dilatation thermique des jauges de déformation. L'étude de la compensation thermique des jauges reste à être complétée. Les trois graphiques montrent que la différence entre les méthodes numérique et expérimentale est très faible si l'on exclut la jauge la plus près du centre de la soudure. Les jauges de déformation R1 et R7 sont situées très près de la soudure, soit à 14 mm du centre et environ 8 mm du bord de la soudure. Il est fort probable que ces jauges aient été endommagées par la chaleur au cours de l'expérimentation.



Graphique 43 Comparaison des contraintes longitudinales sur le dessus de la plaque



Graphique 44 Comparaison des contraintes transversales sur le dessus de la plaque



Graphique 45 Comparaison des contraintes de cisaillement sur le dessus de la plaque

Afin de valider la précision des résultats près du cordon de soudure, l'utilisation d'une autre méthode de mesure devrait être envisagée, telle que la mesure par rayons X. Les courbes de la section 2 sont présentées à l'annexe 3.

Malgré les valeurs erronées fournies par les jauges les plus près du cordon de soudure, les graphiques précédents permettent de démontrer que le modèle des éléments finis permet de prédire avec une précision fort respectable les contraintes résiduelles générées par le procédé de soudage. La figure 47 présente les contraintes longitudinales à la fin du refroidissement.

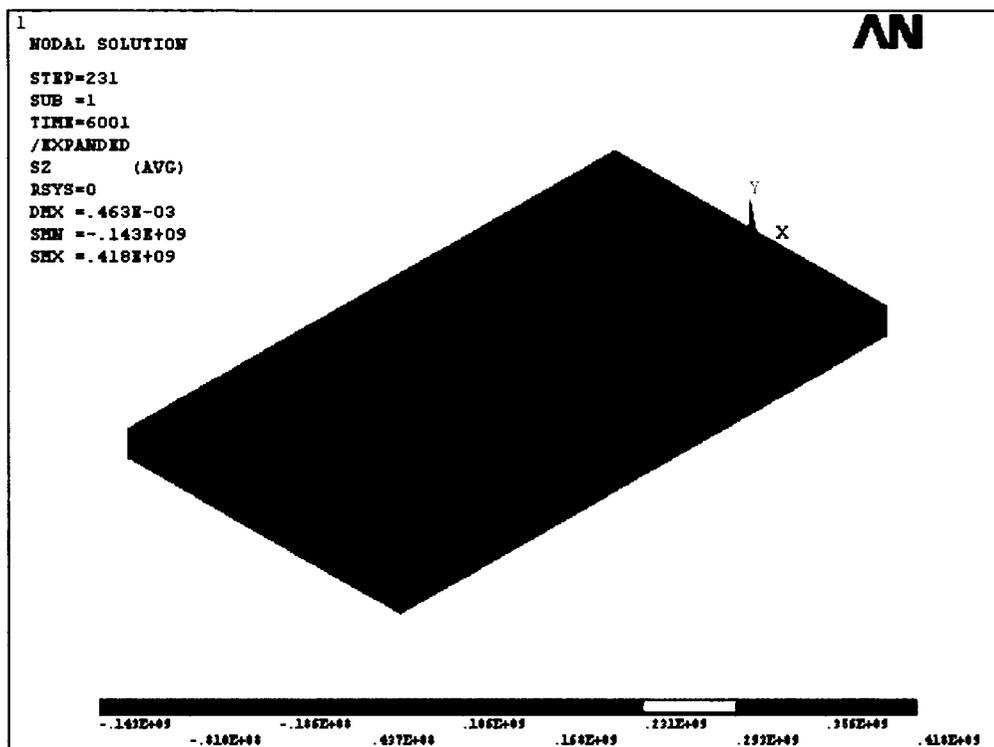


Figure 47 Contraintes longitudinales dans la plaque

#### 5.4 Ajout du cordon de soudure

Afin de valider l'utilisation de la méthode « birth and death » présentée à la section 2.4, un deuxième modèle a été réalisé en ajoutant cette fois les éléments du cordon de

soudure. Le modèle, présenté à la figure 48, contient 104 852 éléments et 120 616 nœuds.

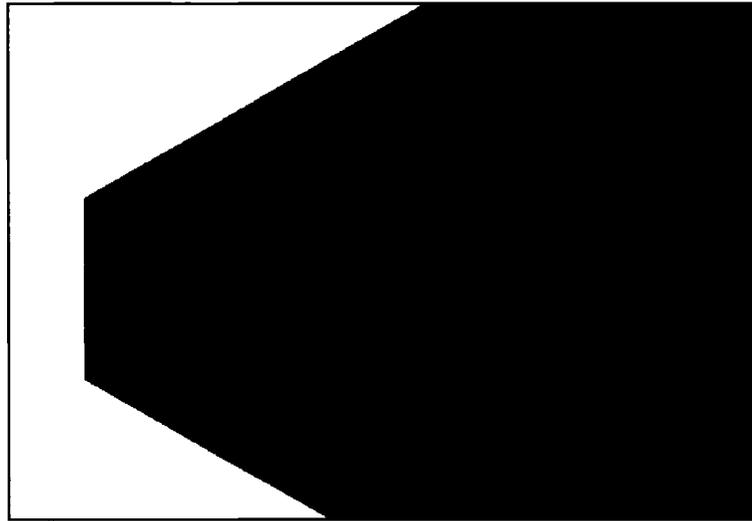
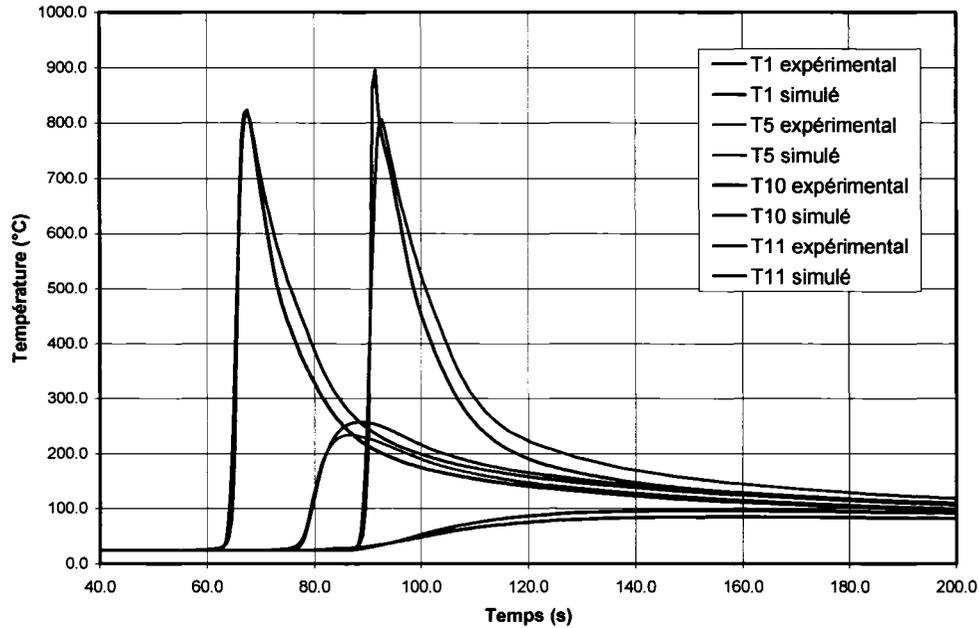


Figure 48 Modèle avec cordon de soudure

#### 5.4.1 Analyse thermique

Les paramètres de la soudure utilisés sont les mêmes que ceux déterminés dans la section 5.2. Les propriétés du matériau sont les propriétés initiales, sans ajustement, mais le facteur de rendement utilisé est celui trouvé à la section 5.2.1 qui est de 82 %. Au début de l'analyse, tous les éléments du dépôt de soudure sont désactivés et la température de leurs nœuds est initialisée à la température de vaporisation (2400 °C), tel que suggéré par Wahab [8]. Le graphique 46 présente les résultats des profils de température. On remarque que la température au thermocouple T1 est identique pour les résultats de la simulation et de l'expérimentation. Les températures aux autres thermocouples sont un peu plus basses dans le cas de la simulation, mais sont tout de même très près de l'expérimentation. Toutes les étapes effectuées à l'analyse précédente, soit l'ajustement des propriétés du matériau, du facteur de rendement et des dimensions du double ellipsoïde pourraient être reprises afin d'amener les résultats numériques le

plus près possible des résultats expérimentaux. Ces étapes sont ici négligées puisque que le but de cette analyse est de démontrer la possibilité de modéliser l'ajout de matière.



Graphique 46 Profil des températures

#### 5.4.2 Analyse structurale

L'ordinateur employé pour les simulations a été incapable de réaliser la solution du modèle avec le maillage utilisé pour l'analyse thermique. Le manque de mémoire vive a empêché la solution du modèle, qui contient tout de même 361 848 degrés de liberté et est hautement non-linéaire. Un modèle plus petit, présenté sur la figure 49, a donc été développé pour le calcul des contraintes résiduelles. Il contient 43 696 éléments et 52 407 nœuds et a facilement été solutionné par l'ordinateur. Les graphiques 47 à 49 montrent la comparaison entre les contraintes mesurées expérimentalement et celles obtenues par les simulations, avec et sans la modélisation du cordon de soudure. La différence la plus évidente entre les deux simulations se retrouve dans la zone plastifiée, soit près du centre de la soudure : le profil des courbes de la simulation avec dépôt de soudure est très saccadé. Cette irrégularité est probablement due au fait que les éléments du modèle avec dépôt sont trop grossiers dans cette région. Par ailleurs, les contraintes

obtenues à l'extérieur de la zone plastifiée sont pratiquement identiques pour les deux modèles.

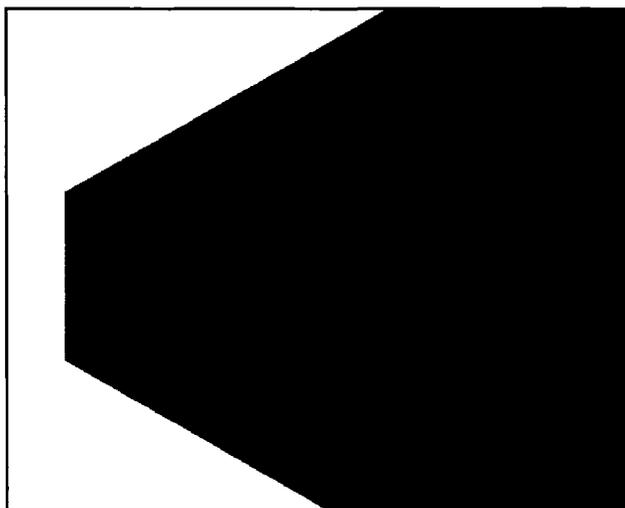
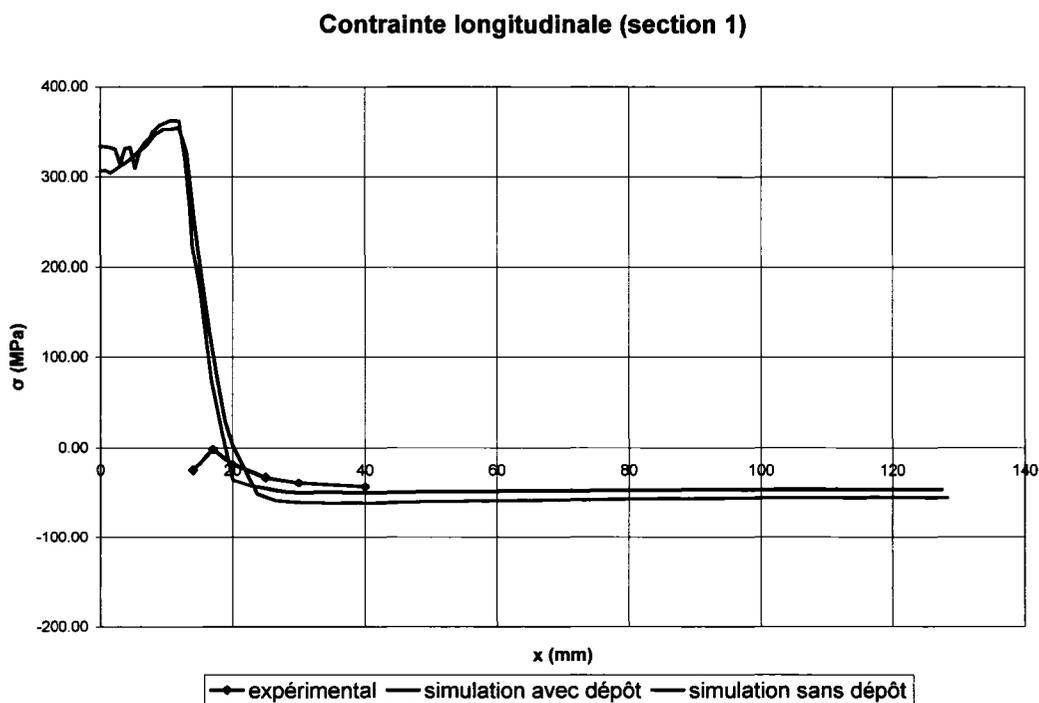
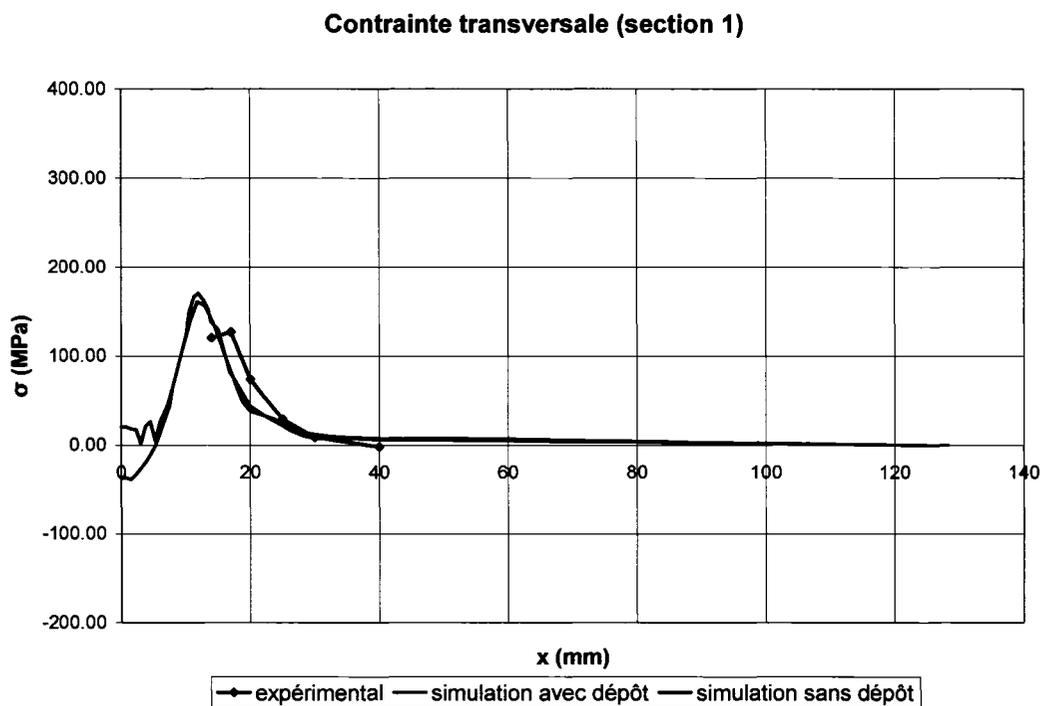


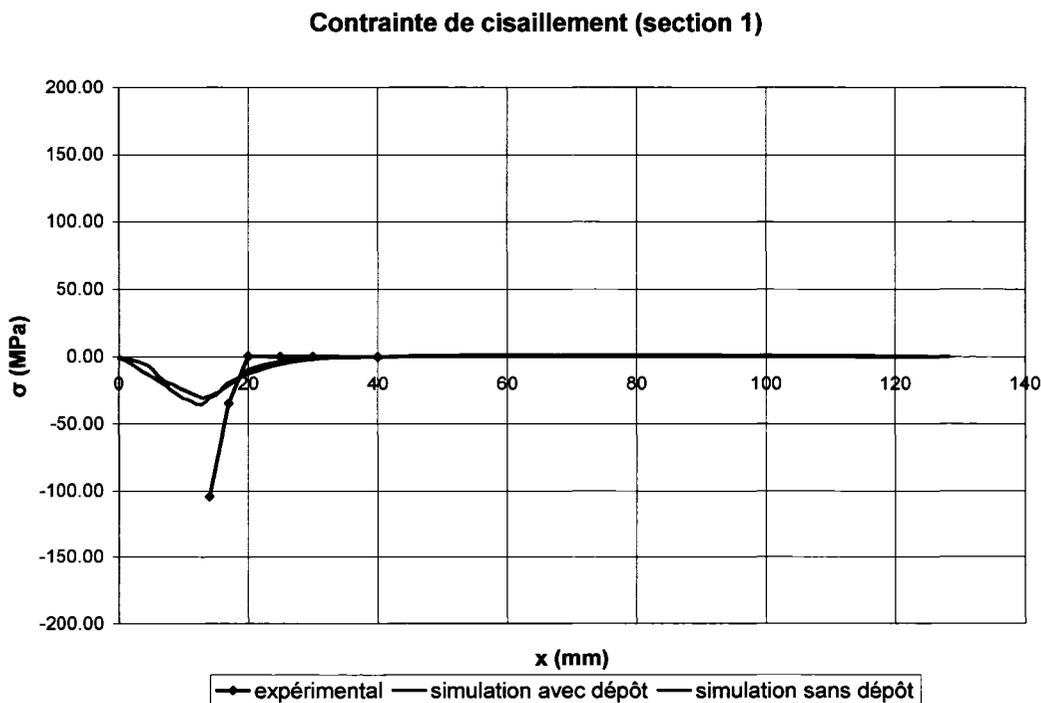
Figure 49 Modèle avec cordon de soudure (maillage grossier)



Graphique 47 Comparaison des contraintes longitudinales sur le dessus de la plaque



Graphique 48 Comparaison des contraintes transversales sur le dessus de la plaque



Graphique 49 Comparaison des contraintes de cisaillement sur le dessus de la plaque

Les dimensions du maillage peuvent encore être mises en cause pour expliquer cette différence. Il est par contre aussi logique que, puisque la quantité de matière a augmenté avec l'ajout du dépôt de soudure dans la zone plastifiée qui est en tension, la compression soit plus importante à l'extérieur de cette zone. Le profil des contraintes longitudinales sur toute la plaque peut être observé sur la figure 50.

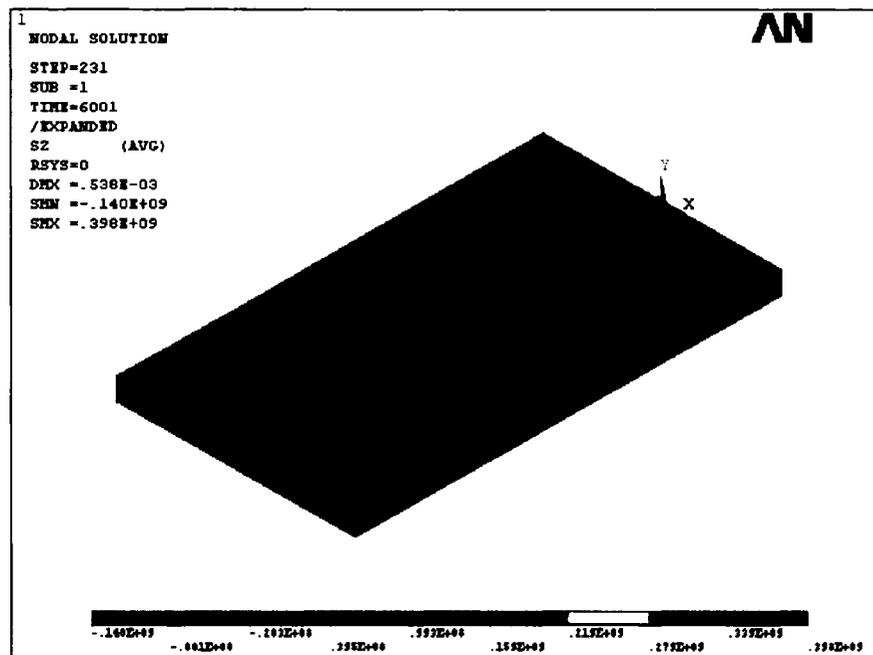


Figure 50 Contraintes longitudinales dans la plaque

En résumé, la simulation par éléments finis a permis de reproduire très fidèlement le profil thermique du procédé de soudage obtenu expérimentalement. Elle a également permis de prédire les contraintes résiduelles avec une précision très acceptable, mais les résultats près du cordon de soudure devraient être validés par une autre expérimentation puisque les résultats obtenus semblent douteux. L'ajout du cordon de soudure dans la simulation semble être important puisqu'il a une influence certaine sur la contrainte longitudinale. Cet ajout a également permis de découvrir les limites du système utilisé pour la simulation. L'utilisation d'ordinateurs plus puissants pourrait être envisagée, tout

comme le développement d'un modèle plus « léger » qui permettrait d'obtenir plus rapidement des résultats aussi précis. Il faudrait probablement privilégier la méthode du remaillage, présentée à la section 1.4.3. Cette méthode consiste à raffiner le maillage uniquement autour de la source de chaleur : le maillage doit donc être modifié à chaque temps de calcul, la zone raffinée se déplaçant avec la source de chaleur. N'étant pas disponible dans le logiciel utilisé, il faudrait soit tenter d'ajouter cette fonctionnalité, soit programmer un code « maison » pour pouvoir l'employer.

## CHAPITRE 6

### MODÉLISATION D'UNE SOUDURE MULTIPASSE

L'analyse d'une soudure avec préparation en « V » permet d'étudier la validité du programme pour les soudures multipasses. Le modèle, tiré d'un essai expérimental réalisé par Murugan [20], est présenté à la figure 51. Il s'agit de la soudure de deux plaques en acier au carbone de 6 mm d'épaisseur en deux passes de soudure. Les plaques sont refroidies jusqu'à la température ambiante entre les deux passes de soudure.

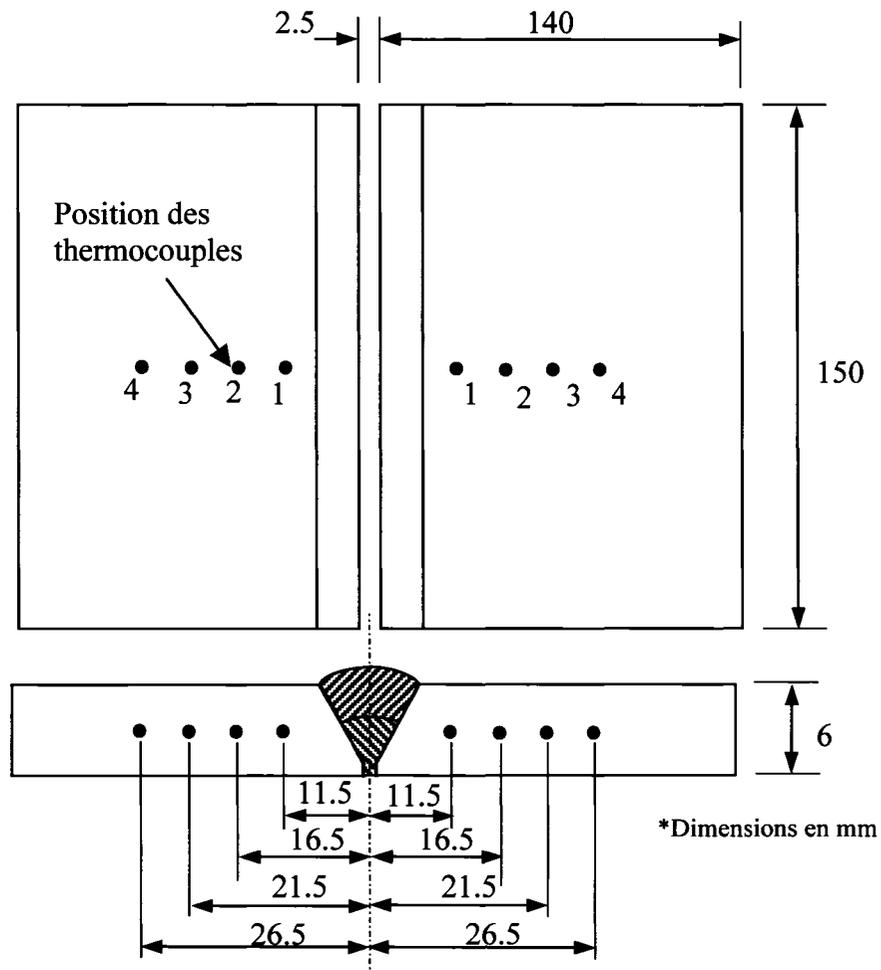


Figure 51 Dimensions du modèle

## 6.1 Modèle des éléments finis

Cette analyse n'ayant pour but que la démonstration des capacités du programme, l'analyse de la convergence n'a pas été réalisée et un modèle contenant peu d'éléments a été utilisé. La méthode des sections a été choisie pour réaliser le maillage, qui est présenté sur la figure 52. Le modèle, qui a été réalisé en considérant la symétrie du système, contient 31 738 nœuds et 25 860 éléments. La méthode du « birth and death » est utilisée pour gérer le dépôt du métal d'apport. Les éléments de la soudure sont donc désactivés au début du programme, et réactivés au fur et à mesure que l'arc se déplace. Le tableau VII présente les dimensions utilisées pour le double ellipsoïde. Le tableau VIII présente les paramètres de la simulation.

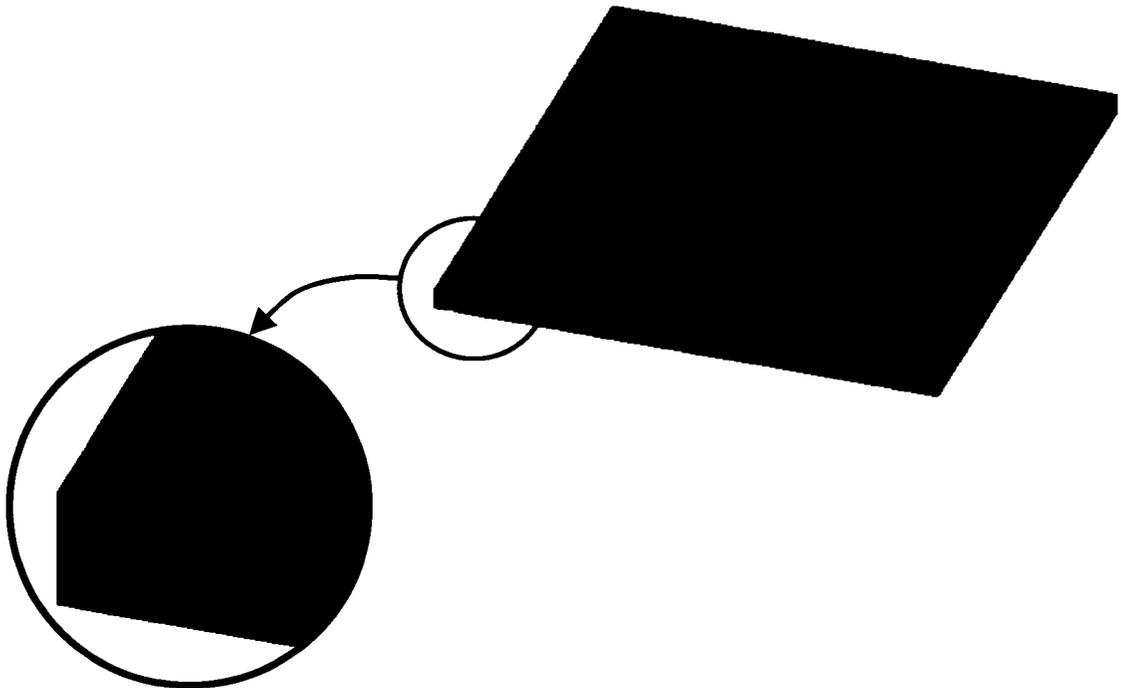


Figure 52 Modèle des éléments finis

Tableau VII  
Paramètres du double ellipsoïde

a	5 mm
b	3 mm
$c_f$	5 mm
$c_r$	10 mm
$f_f$	0,6
$f_r$	1,4

Tableau VIII  
Paramètres de la simulation

Facteur de rendement ( $\eta$ )	80 % (passe 1) 90 % (passe 2)
$\Delta t$ (thermique)	0,2 secondes
Facteur d'amplification du temps (thermique)	0,05
$\Delta t$ (structural)	0,8 secondes
Facteur d'amplification du temps (structural)	0,10

### 6.1.1 Paramètres de la soudure

Murugan précise que la soudure a été réalisée manuellement, par un soudeur d'expérience. Bien que cette méthode soit moins précise que l'utilisation d'un robot soudeur, les paramètres ont été considérés comme étant exact. Le tableau IX présente les paramètres du procédé de soudage.

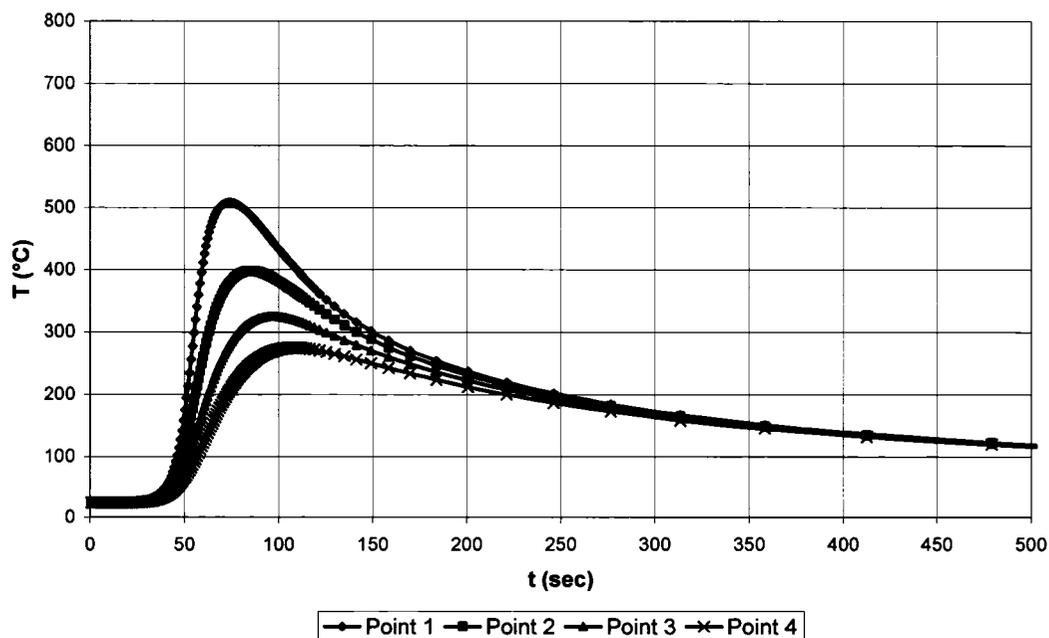
Tableau IX  
Paramètres de la soudure

Paramètre	Passe #1	Passe #2
Tension	21 V	21 V
Courant	62,5 A	147,5 A
Vitesse	1,3 mm / s	2,08 mm / s

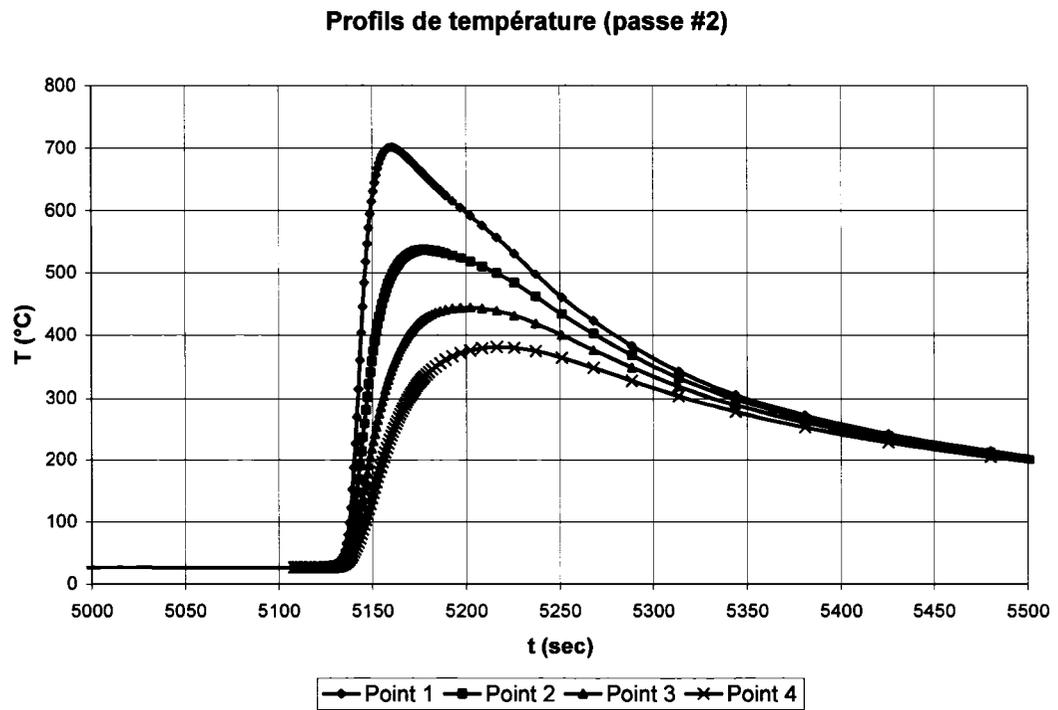
### 6.1.2 Résultats thermiques

Les graphiques 50 et 51 présentent les profils de température obtenus par la simulation. Murugan donne la température maximale atteinte par chaque thermocouple, pour chaque passe. Le tableau X présente la comparaison de ces températures entre le modèle numérique et l'essai expérimental.

Profils de température (passe #1)



Graphique 50 Profils des températures de la première passe de soudure



Graphique 51 Profils des températures de la deuxième passe de soudure

Tableau X  
Température maximale atteinte

Point	Passe	Expérimental	MEF	Écart
1	1	509	508	0%
	2	731	701	4%
2	1	396	398	1%
	2	540	536	1%
3	1	332	325	2%
	2	443	444	0%
4	1	276	275	0%
	2	400	381	5%

Les différences observées entre la simulation et l'expérimentation sont très faibles : l'écart maximal est de 5 %. Les facteurs de rendements ont été ajustés afin de minimiser cet écart. Si les profils de température expérimentaux complets avaient été disponibles, et non seulement la température maximale, il eut été possible d'ajuster également les paramètres du double ellipsoïde. À défaut de posséder ces données, seuls les facteurs de rendement ont pu être ajustés, en donnant tout de même des résultats fort satisfaisants. La figure 53 montre un exemple de la température des plaques à mi-chemin de la première passe de soudure.

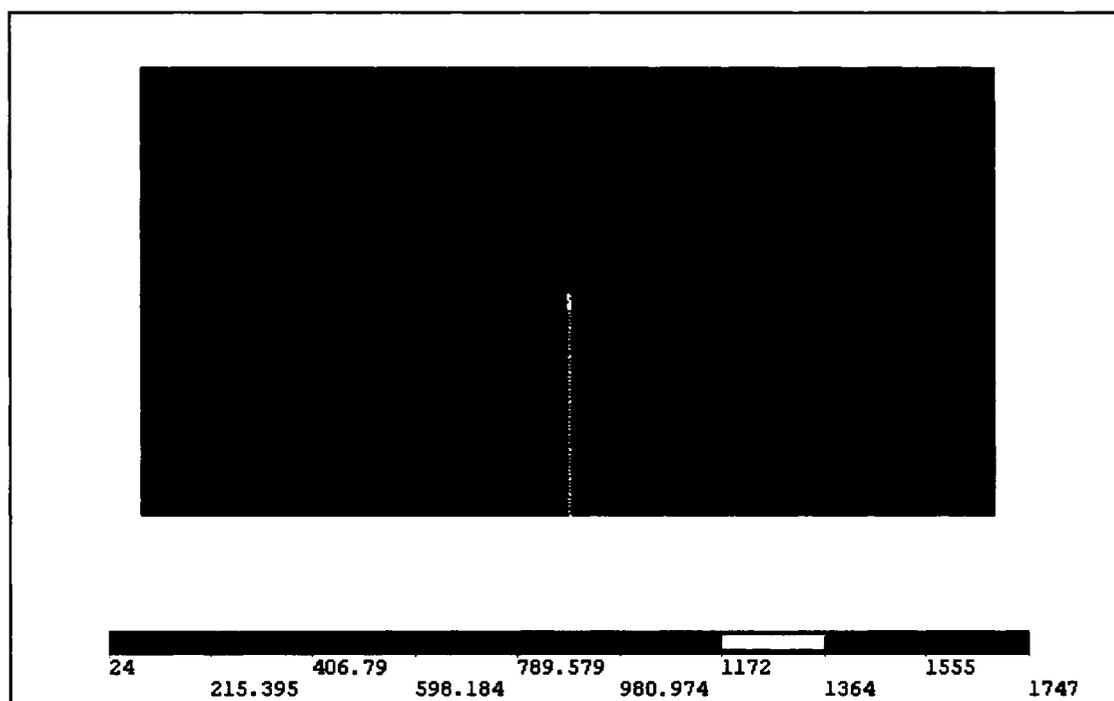


Figure 53 Température des plaques à 50 % de la première passe

## 6.2 Résultats structuraux

La figure 54 présente les conditions frontières du modèle. Murugan indique que lors de l'expérimentation, les plaques étaient soudées sur des supports afin d'être maintenues en place. Aucun dessin du montage n'étant disponible, la position des points de soudure a

été approximée. Pour chacun des quatre points de soudure, deux nœuds sont bloqués dans toutes les directions. Une fois les plaques complètement refroidies à la fin de la deuxième passe, les blocages représentant les points de soudure sont éliminés et remplacés par les blocages représentant la condition de plaques simplement supportées (figure 55), qui sont alors libres de se déformer.

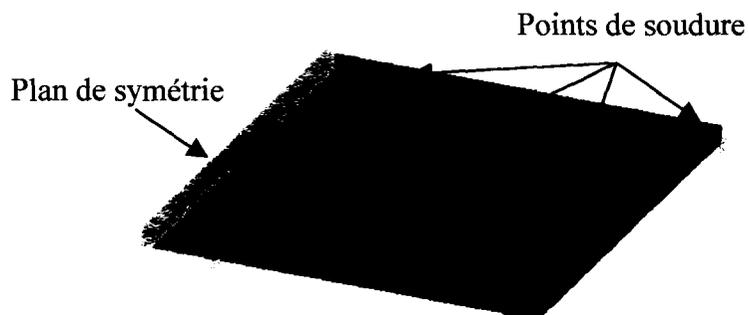


Figure 54 Conditions frontières (avec points de soudure)

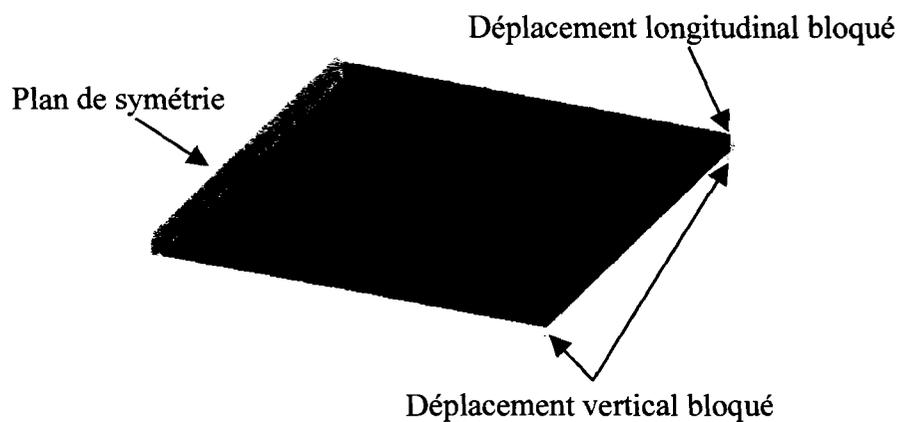
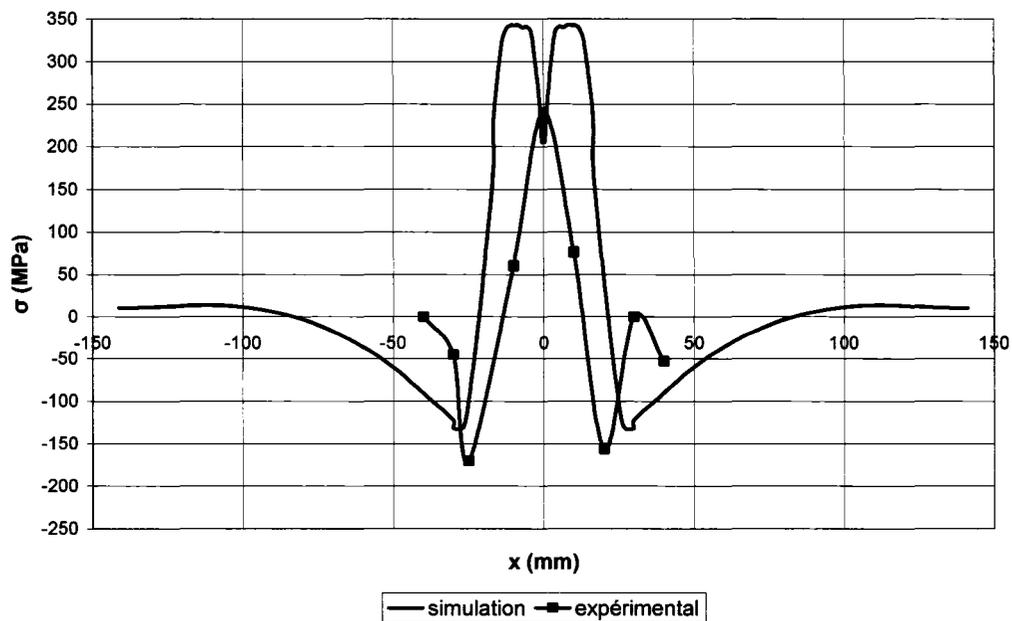


Figure 55 Conditions frontières (plaques simplement supportées)

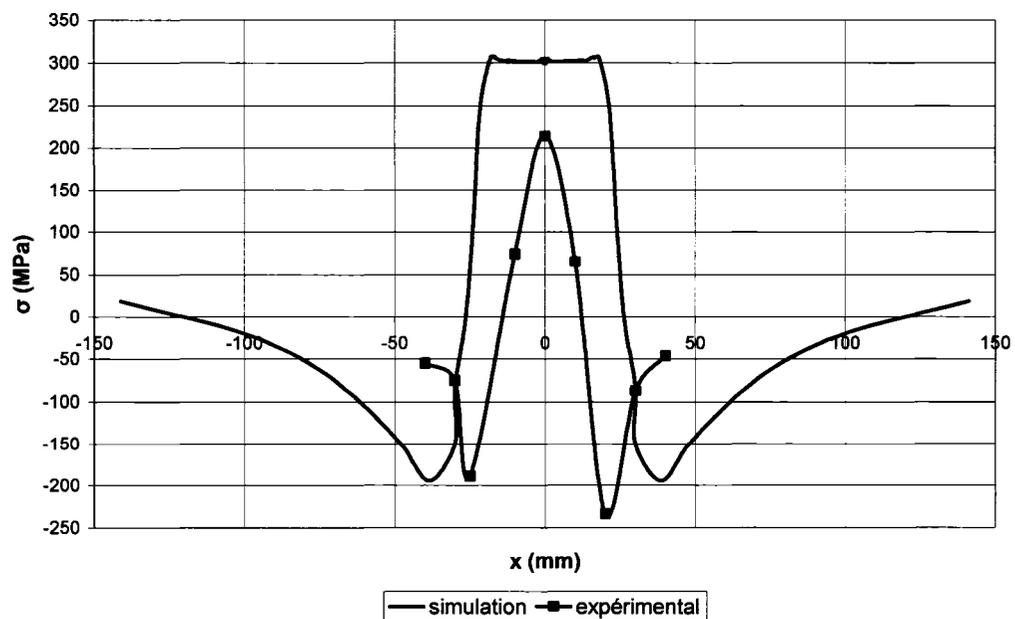
Les graphiques 52 et 53 présentent la comparaison des contraintes transversales sous la plaque après le refroidissement complet suivant chaque passe. Bien que les courbes présentent des profils similaires, l'amplitude des résultats obtenus présente une certaine différence. Plusieurs facteurs peuvent expliquer cette différence. Ces facteurs sont regroupés en deux catégories : les erreurs relatives à l'expérimentation et les erreurs relatives à la simulation.

**Contrainte longitudinale sous la plaque (passe #1)**



Graphique 52 Comparaison des contraintes transversales (passe #1)

**Contrainte longitudinale sous la plaque (passe #2)**



Graphique 53 Comparaison des contraintes transversales (passe #2)

Erreurs relatives à l'expérimentation :

La soudure est réalisée manuellement. Exécuter la soudure manuellement plutôt qu'à l'aide d'un système robotisé influence surtout la précision de la vitesse d'avance de la torche. Il est aussi possible que la torche n'était pas parfaitement centrée entre les deux plaques. Dans ce cas, la quantité de chaleur à chaque plaque aurait été différente, ce qui semble être le cas.

L'absence d'un dessin du montage. Le fait de ne pas modéliser correctement le bridage des plaques peut influencer significativement le profil des contraintes. Une description plus détaillée du bridage aurait permis d'appliquer des conditions frontières plus précises sur le modèle.

La méthode de mesure des contraintes résiduelles. Les contraintes résiduelles ont été mesurées avec la méthode des rayons X. Corroborer les résultats à l'aide d'une autre méthode aurait permis d'assurer la précision des résultats.

Erreurs relatives à la simulation :

L'utilisation de la méthode « birth and death ». La désactivation des éléments de la soudure fait en sorte qu'au début de la simulation, les blocages représentant la condition de symétrie sont appliqués entièrement sur des éléments désactivés. Les effets en sont facilement remarquables sur les graphiques 52 et 53. Après la première passe, la contrainte au centre de la soudure diminue grandement alors qu'elle devrait demeurer constante ou même augmenter légèrement. Après la deuxième passe, qui débute alors que tous les éléments de la première passe sont actifs, la contrainte au centre de la soudure demeure constante. Même si le profil de la deuxième passe semble bon, il est fort probable que ses résultats aient été influencés par les résultats de la première passe. Afin de vérifier cette théorie, un modèle contenant les deux plaques devrait être analysé.

L'ajustement des paramètres du double ellipsoïde. Puisque les profils de températures n'étaient pas disponibles, les paramètres du double ellipsoïde n'ont pas été ajustés. Une mauvaise répartition de la chaleur pourrait influencer les déformations près de la soudure, qui produisent les contraintes sur toute la plaque.

L'épaisseur de la plaque. Il est possible que le modèle de la source de chaleur perde de la précision pour les plaques minces. Des essais devraient être effectués sur des plaques à épaisseur variable afin de valider la précision du modèle.

La taille du maillage. Un maillage relativement grossier a été utilisé afin d'obtenir des résultats dans un délai raisonnable. Une analyse de la convergence permettrait de vérifier la précision du maillage.

En résumé, le modèle des éléments finis a une fois de plus permis de simuler avec précision la distribution de la température dans la pièce pendant le soudage. La simulation des contraintes résiduelles a donné des résultats prometteurs, mais d'autres analyses devraient être effectuées afin d'améliorer la précision du modèle. L'analyse la plus importante à effectuer est de modéliser les deux plaques afin d'éliminer la condition de symétrie appliquée sur des nœuds désactivés, mais ce faisant la taille du modèle augmenterait considérablement. La même remarque qu'au chapitre cinq s'impose donc : il serait très avantageux de développer le modèle en utilisant la méthode du remaillage.

## CONCLUSION

L'objectif du présent mémoire était la prédiction des contraintes résiduelles, engendrées par le procédé de soudage, par la méthode des éléments finis. Les analyses ont été effectuées à l'aide du logiciel Ansys<sup>®</sup>, en utilisant la méthode du double ellipsoïde pour simuler la source de chaleur.

Le premier chapitre a tout d'abord présenté le procédé de soudage GMAW et la théorie des contraintes résiduelles en résultant. La simulation par la méthode des éléments finis a ensuite été exposée. En premier lieu, trois modèles de simulation de la source de chaleur ont été montrés, soit le modèle de la source de chaleur ponctuelle de Rosenthal, le modèle du disque de Pavelic et le modèle du double ellipsoïde de Goldak. Trois concepts de maillage ont ensuite été dévoilés : l'utilisation des éléments coques, des éléments hexaédriques échelonnés et la technique du remaillage. Finalement, les méthodes d'ajout du métal d'apport ont été survolées. Ces méthodes sont le « birth and death », le « birth and death » modifié, le déplacement des éléments et l'ajout des éléments.

Le deuxième chapitre a détaillé toutes les techniques utilisées dans la programmation du modèle des éléments finis. Tout d'abord, les équations des modèles de la source de chaleur retenus ont été démontrées. Ensuite, les propriétés de l'acier A516 avec les hypothèses simplificatrices ont été exposées. Les trois types de maillage évalués ont par la suite été présentés. Finalement, les méthodes d'ajustement du maillage à la position des points de mesures expérimentaux et d'ajout du métal d'apport ont été relatées. La programmation de toutes ces techniques est contenue dans le chapitre trois.

Le chapitre quatre a démontré que le maillage de la pièce en sections de densité différentes permet de réduire significativement le temps requis à la simulation sans

toutefois altérer la précision des résultats. Le modèle présenté a permis de réduire de 85 % le temps requis à la simulation, comparativement à un maillage uniforme. Il a également été démontré que l'utilisation d'éléments coques loin de la soudure pour des pièces de grandes dimensions permettrait de réduire encore plus le temps de calculs.

Le cinquième chapitre a tout d'abord permis de démontrer la précision du modèle thermique. Afin d'obtenir des profils de température similaires, les propriétés du matériau ont été ajustées. En analysant la thermalisation de la plaque, le facteur de rendement de la chaleur a pu être adapté. Les dimensions du double ellipsoïde ont également été ajustées afin d'obtenir une répartition de la chaleur adéquate. L'écart moyen obtenu entre les résultats expérimentaux et numériques est de 6,3 %. La comparaison entre les résultats du modèle du double ellipsoïde et du modèle du disque a permis de démontrer que ce dernier n'est pas approprié pour la simulation de la soudure GMAW. L'analyse structurale a permis d'obtenir des profils de contraintes résiduelles similaires entre la simulation et l'expérimentation : elle a donc permis de conclure qu'il est possible de prédire le niveau des contraintes résiduelles produites par le procédé de soudage à l'aide de la MEF. L'ajout du cordon de soudure dans le modèle a permis de constater que la méthode du « birth and death » est efficace pour la modélisation de l'ajout de matière. Il a par contre aussi permis de découvrir une lacune du modèle : sa taille très importante fait en sorte que la simulation est très longue à résoudre et que la quantité de mémoire nécessaire à l'ordinateur est très élevée. Il est donc permis de douter qu'il serait possible de modéliser une aube de turbine entière avec un tel modèle.

Le sixième chapitre a présenté l'analyse de la soudure de deux plaques avec préparation en « V » par deux passes de soudure. Encore une fois, l'analyse thermique a démontré la précision du modèle de la source de chaleur : l'écart maximal entre l'expérimentation et la simulation est de 5 %. L'analyse structurale a donné des profils de contraintes similaires à l'expérimentation, mais des valeurs numériques qui divergent légèrement. Afin d'obtenir des résultats plus réalistes, l'analyse devrait être effectuée sans utiliser

l'hypothèse de symétrie, donc en modélisant les deux plaques. Cette analyse a aussi permis de constater que la simulation de la soudure d'une aube de turbine « Francis », qui contient un très grand nombre de passes de soudure, serait extrêmement longue à réaliser.

Pour conclure, ce mémoire démontre donc que le modèle des éléments finis utilisé permet d'obtenir des profils thermiques et des contraintes résiduelles avec précision, mais que le temps nécessaire à la simulation est très élevé. L'utilisation de la méthode du remaillage devrait être envisagée pour la simulation de l'assemblage par soudage d'une aube de turbine.

## **RECOMMANDATIONS**

Afin de réaliser la simulation de la soudure d'une aube de turbine, il serait souhaitable de :

- développer un modèle utilisant la méthode du remaillage ;
- utiliser un maillage contenant des éléments coques : la zone affectée par la soudure est minime comparativement aux dimensions de l'aube ;
- effectuer des analyses thermiques en utilisant des coefficients de convection et de radiation séparés afin d'évaluer l'influence du coefficient combiné sur les profils de température ;
- réaliser d'autres essais expérimentaux afin de confirmer la validité des résultats structuraux.

## ANNEXE 1

### Programmation

#### Fichier « parametres.txt »

```

*AFUN,RAD          ! Angles en radians
pi=acos(-1)        ! Constante pi
*AFUN,DEG          ! Angles en degrés
/UNITS,SI          ! Unités en système international
mm=1e-3            ! 1mm = 1e-3m

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! Dimensions de la plaque !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

Long=454.87*mm     ! Longueur de la plaque
Larg=254.01*mm/2   ! Largeur de la plaque
ep=24.03*mm        ! Épaisseur de la plaque

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! Paramètres de la soudure !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

Tf=24              ! Température ambiante
vitesse=6*mm       ! Vitesse d'avance de la torche
courant=251.5      ! Intensité du courant
volt=28.2          ! Tension
efficacite=.83     ! Facteur d'efficacité
puissance=courant*volt*efficacite ! Chaleur générée par la soudure (V*I*efficacité)

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! Paramètres du maillage !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

nlarg=165          ! Nombre d'éléments sur la largeur
nlong=260          ! Nombre d'éléments sur la longueur
nep=22             ! Nombre d'éléments sur l'épaisseur

taille_larg=larg/nlarg ! Taille des éléments (largeur)
taille_long=long/nlong ! Taille des éléments (longueur)
taille_ep=ep/nep      ! Taille des éléments (épaisseur)

fin_section1=20*mm ! Position de la fin de la première section
fin_section2=40*mm ! Position de la fin de la deuxième section

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! paramètres du flux de chaleur de Goldak !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

```

a=7\*mm  
 b=4\*mm  
 c1=7\*mm  
 c2=2\*c1  
 ff=0.6  
 fr=1.4

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!  
 ! Paramètres de la simulation !  
 !!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

temps\_final=6000 ! Temps final de la simulation  
 inc\_temp=0.2 ! Incrément de temps pour l'analyse thermique  
 inc\_struc=0.4 ! Incrément de temps pour l'analyse structurale  
 facteur=.05 ! Facteur d'amplification de l'incrément (thermique)  
 facteur\_struc=0.10 ! Facteur d'amplification de l'incrément (structural)  
 total=(long-2\*c1)/vitesse ! Temps total pour réaliser la soudure

### Fichier « materiaux.txt »

FINI ! Ferme le module actif  
 /PREP7 ! Ouvre le pré-processeur

MPTEMP,,20,100,200,400,600,800 ! Initialise les températures auxquelles les  
 ! propriétés sont évaluées  
 MPTEMP,,1000,1200,1400,1490,1570,1700  
 MPTEMP,,5000

! Coefficient de conductivité thermique  
 MPDATA,KXX,1,,51,49.5,48,42,37,26  
 MPDATA,KXX,1,,26,28,28,50,80,120  
 MPDATA,KXX,1,,125

! Enthalpie  
 MPDATA,ENTH,1,,0,2.9562e8,6.8513e8,1.544e9,2.6027e9,4.8398e9  
 MPDATA,ENTH,1,,5.8585e9,6.8772e9,7.9359e9,8.4123e9,1.0512e10,1.12e10  
 MPDATA,ENTH,1,,2.8668e10

! Coefficient de dilatation thermique  
 MPDATA,ALPX,1,,12.18e-6,12.18e-6,12.66e-6,13.47e-6,14.41e-6,12.64e-6  
 MPDATA,ALPX,1,,13.37e-6

! Module d'élasticité  
 MPDATA,EX,1,,165e9,180e9,195e9,173e9,88e9,75e9  
 MPDATA,EX,1,,70e9,60e9,30e9,17e9,10e9,10e9  
 MPDATA,EX,1,,10e9

! Coefficient de convection thermique  
 MPDATA,HF,1,,9.5,11.8,16.3,30.8,54.8,90.8  
 MPDATA,HF,1,,141.0,208.1,294.4,340.8,384.8,465.4  
 MPDATA,HF,1,,500

MP,NUXY,1,0.3 ! Coefficient de Poisson  
 MP,DENS,1,7860 ! Masse volumique

! Limite d'écoulement en fonction de la température

TB,BKIN,1  
 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,1000  
 TBDATA,1,15e6,0

### Fichier « position.txt »

CSYS,0 ! Système cartésien global  
 nombre\_therm=15 ! Nombre de thermocouples  
 \*DIM,tcouple,ARRAY,3,nombre\_therm ! Initialisation du tableau

tcouple(1,1)=5.9\*mm,-2.14\*mm,150.07\*mm  
 tcouple(1,2)=7.9\*mm,-2.54\*mm,169.82\*mm  
 tcouple(1,3)=10\*mm,-2.11\*mm,189.98\*mm  
 tcouple(1,4)=11.9\*mm,-2.36\*mm,209.97\*mm  
 tcouple(1,5)=13.9\*mm,-2.11\*mm,230.07\*mm  
 tcouple(1,6)=16.7\*mm,-2.62\*mm,250\*mm  
 tcouple(1,7)=19.9\*mm,-2.14\*mm,200.07\*mm  
 tcouple(1,8)=25\*mm,-2.54\*mm,220.08\*mm  
 tcouple(1,9)=29.9\*mm,-2.67\*mm,240.21\*mm  
 tcouple(1,10)=39.8\*mm,-2.11\*mm,259.95\*mm  
 tcouple(1,11)=0\*mm,-5.13\*mm,299.76\*mm  
 tcouple(1,12)=0\*mm,-6.66\*mm,319.83\*mm  
 tcouple(1,13)=0\*mm,-7.62\*mm,339.8\*mm  
 tcouple(1,14)=0\*mm,-8.64\*mm,359.72\*mm  
 tcouple(1,15)=0\*mm,-10.09\*mm,379.98\*mm

nombre\_jauge=12  
 \*DIM,jauge,ARRAY,3,nombre\_jauge  
 jauge(1,1)=14\*mm,0,270\*mm  
 jauge(1,2)=17\*mm,0,250\*mm  
 jauge(1,3)=20\*mm,0,200\*mm  
 jauge(1,4)=25\*mm,0,220\*mm  
 jauge(1,5)=30\*mm,0,240\*mm  
 jauge(1,6)=40\*mm,0,260\*mm  
 jauge(1,7)=14\*mm,0,170\*mm  
 jauge(1,8)=17\*mm,0,150\*mm  
 jauge(1,9)=20\*mm,0,100\*mm

```

jauge(1,10)=25*mm,0,120*mm
jauge(1,11)=30*mm,0,140*mm
jauge(1,12)=40*mm,0,160*mm

```

### Fichier « geometrie.txt »

```

FINI                ! Ferme le module actif
/PREP7              ! Ouvre le préprocesseur

BLOCK,0,fin_section1,0,-ep/2,0,Long      ! Création d'un prisme rectangulaire

CM,section1,VOLU    ! Donne le nom "section1" au volume créé

VSEL,NONE            ! Retire tous les volumes de la sélection
KSEL,NONE            ! Retire tous les points-clés de la sélection
BLOCK,fin_section1,fin_section2,0,-ep/2,0,Long
BLOCK,fin_section1,fin_section2,-ep/2,-ep,0,Long
BLOCK,0,fin_section1,-ep/2,-ep,0,Long
NUMMRG,KP            ! Fusionne les points-clés superposés actifs
CM,section2,VOLU

VSEL,NONE
KSEL,NONE
BLOCK,fin_section2,Larg,0,-ep,0,Long
NUMMRG,KP
CM,section3,VOLU

ALLS                 ! Sélectionne toutes les entités

/VIEW,1,1,1,1        ! Vue isoparamétrique
/VPLOT               ! Affiche les volumes

VATT,1,1,1           ! Attribue aux volumes le type de matériau,
                    ! d'élément et de constante réelle #1

```

### Fichier « maillage.txt »

```

FINI                ! Ferme le module actif
/PREP7              ! Ouvre le préprocesseur

ET,1,SOLID70        ! élément brique thermique
ALLS                 ! Sélectionne toutes les entités

!!!!!!!!!!!!!!
! Section 1 !
!!!!!!!!!!!!!!

CMSEL,S,section1    ! Sélectionne le volume de la section 1
ASLV                 ! Sélectionne les surfaces appartenant au volume actif

LSEL,S,TAN1,Y,1      ! Sélectionne les lignes orientées dans la direction y+
LSEL,A,TAN1,Y,-1     ! Sélectionne les lignes orientées dans la direction y-

```

```

LSLA,R                ! Sélectionne les lignes actives qui appartiennent aux
  ! surfaces actives
LESIZE,ALL,taille_ep    ! Divise les lignes selon la taille donnée

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

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

!!!!!!!!!!!!!!
! Section 2 !
!!!!!!!!!!!!!!

CMSEL,S,section2
ASLV

LSEL,S,TAN1,Y,1
LSEL,A,TAN1,Y,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_ep*2.5

LSEL,S,TAN1,Z,1
LSEL,A,TAN1,Z,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_long*2.5

LSEL,S,TAN1,X,1
LSEL,A,TAN1,X,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_larg*2.5

!!!!!!!!!!!!!!
! Section 3 !
!!!!!!!!!!!!!!

CMSEL,S,section3
ASLV

LSEL,S,TAN1,Y,1
LSEL,A,TAN1,Y,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_ep*6.25

LSEL,S,TAN1,Z,1
LSEL,A,TAN1,Z,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_long*6.25

```

```
LSEL,S,TAN1,X,1
LSEL,A,TAN1,X,-1
LSLA,R
LESIZE,ALL,taille_larg*6.25
```

```
ALLS
VMESH,ALL          ! Effectue le maillage de tous les volumes
```

```
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! Création des composantes pour le couplage !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
```

! Le couplage sera effectué à l'aide de la commande CEINTF, qui génère le couplage entre les éléments de la section la plus grossière avec les noeuds de la section la plus raffinée

```
CMSEL,S,section2      ! Sélection du volume de la section 2
NSLV,S,1              ! Sélection des noeuds appartenant au volume
NSEL,R,LOC,X,fin_section1      ! Resélection des noeuds situés au changement de
                                ! section
CM,temp,NODE          ! Création d'une composante temporaire
NSLV,S,1              ! Sélection des noeuds appartenants au volume
NSEL,R,LOC,Y,-ep/2    ! Resélection des noeuds situés au changement de
                                ! section
CMSEL,A,temp          ! Ajout de la composante temporaire
ESLN                  ! Sélection des éléments associés aux noeuds
                                ! sélectionnés
```

```
CMSEL,S,section1
NSLV,S,1
NSEL,R,LOC,X,fin_section1
CM,bidon,NODE
NSLV,S,1
NSEL,R,LOC,Y,-ep/2
CMSEL,A,bidon
```

```
CM,elem_cp1,ELEM      ! Création de la composante contenant les éléments
                        ! nécessaires au couplage de la section 1
CM,node_cp1,NODE      ! Création de la composante contenant les noeuds
                        ! nécessaires au couplage de la section 1
```

```
CMSEL,S,section3
NSLV,S,1
NSEL,R,LOC,X,fin_section2
ESLN
```

```
CMSEL,S,section2
NSLV,S,1
NSEL,R,LOC,X,fin_section2
```

```
CM,elem_cp2,ELEM
```

CM,node\_cp2,NODE

ALLS  
/VIEW,1,1,1,1  
EPLOT

**Fichier « relocalisation.txt »**

```

FINI                ! Ferme le module actif
/PREP7              ! Ouvre le préprocesseur

MODMSH,DETACH      ! Brise le lien entre le modèle et la géométrie

*DO,i,1,nombre_therm
  ALLS
  ! recherche du numéro du noeud à déplacer
  noeud=NODE(tcouple(1,i),tcouple(2,i),tcouple(3,i))
  ALLS
  ! Sélectionne tous les noeuds situés sur le même plan "x"
  NSEL,S,LOC,X,NX(noeud)-1e-5,NX(noeud)+1e-5
  ! Calcul de la grandeur du déplacement à effectuer
  deplace=tcouple(1,i)-NX(noeud)

*DO,j,1,10
  ! Déplacement de tous les noeuds sélectionnés en 10 incréments
  NMODIF,ALL,tcouple(1,i)-deplace*(10-j)/10
*ENDDO

NSEL,S,LOC,Z,NZ(noeud)-1e-5,NZ(noeud)+1e-5
deplace=tcouple(3,i)-NZ(noeud)
*DO,j,1,10
  NMODIF,ALL,,tcouple(3,i)-deplace*(10-j)/10
*ENDDO
N,noeud,tcouple(1,i),tcouple(2,i),tcouple(3,i)  ! Déplacement final du noeud

*ENDDO

! Création de la composante contenant les noeuds associés aux thermocouples !

NSEL,NONE
CM,thermocouples,NODE
*DO,i,1,nombre_therm
  ALLS
  NSEL,S,NODE,,NODE(tcouple(1,i),tcouple(2,i),tcouple(3,i))
  CMSEL,A,thermocouples
  CM,thermocouples,NODE

*ENDDO

ALLS

```

**Fichier « thermique.txt »**

```

FINI                ! Ferme le module actif
/FILNAME,thermique,1    ! Change le nom du modèle
/CONFIG,NRES,10000      ! Détermine le nombre maximal d'étapes de calcul
/PREP7
ALLS

!!!!!!!!!!!!!!!
! Couplages !
!!!!!!!!!!!!!!!

CMSEL,S,elem_cp1      ! Sélection des éléments du premier changement de section
CMSEL,S,node_cp1      ! Sélection des noeuds du premier changement de section
CEINTF,,ALL           ! Création des équations de couplage

CMSEL,S,elem_cp2
CMSEL,S,node_cp2
CEINTF,,ALL
ALLS

FINI
/SOLU                ! Ouvre le module solution

!!!!!!!!!!!!!!!
! Conditions initiales !
!!!!!!!!!!!!!!!

TUNIF,Tf             ! Température initiale uniforme

!!!!!!!!!!!!!!!
! Paramètres du solveur !
!!!!!!!!!!!!!!!

ANTYPE,4             ! Analyse transitoire
SOLCONTROL,1         ! Solution non-linéaire

OUTRES,ALL,NONE      ! Aucun résultat sauvegardé
NROPT,AUTO           ! Solution par la méthode de Newton-Raphson
KBC,0                ! chargement rampe

!!!!!!!!!!!!!!!
! Pertes de chaleur !
!!!!!!!!!!!!!!!

NSEL,S,LOC,Y,-ep      ! Sélection des noeuds situés en surface
NSEL,A,LOC,Z,0
NSEL,A,LOC,Z,Long
NSEL,A,LOC,X,Larg
SF,ALL,CONV,-1,Tf     ! Application de la convection
ALLS

```

```

!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!
! Déplacement de la torche !
!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!!

compteur=0          ! Initialisation du compteur d'étape de calcul

*DO,temps,inc_temp,ttotal,inc_temp

  compteur=compteur+1    ! Incrémentation du compteur d'étape de calcul
  *IF,compteur,EQ,2,THEN
    OUTRES,ALL,LAST    ! À chaque deuxième étape, les résultats sont conservés
    compteur=0
  *ELSE
    OUTRES,ALL,NONE
  *ENDIF

  TIME,temps          ! Temps de calcul

  NSEL,S,LOC,Y,0
  SFDELE,ALL,CONV    ! Enlève la convection sur la surface supérieure
  ALLS

  centre=c1+vitesse*temps    ! Position du centre de la torche
  LOCAL,11,0,0,0,centre    ! Création du système local au centre de la torche

  goldak,a,b,c1,c2,ff,fr,puissance    ! Application de la chaleur

  ! Pertes de chaleur sur la surface supérieure

  LOCAL,12,1,0,0,centre,,-90,,c1/a ! Création d'un système ellipsoïdal
  NSEL,S,LOC,X,0,a
  NSEL,R,LOC,Y,0,-90
  NSEL,R,LOC,Z,0
  CM,enlever,NODE

  LOCAL,13,1,0,0,centre,,-90,,c2/a
  NSEL,S,LOC,X,0,a
  NSEL,R,LOC,Y,0,90
  NSEL,R,LOC,Z,0
  CMSEL,A,enlever
  CM,enlever,NODE

  CSYS,0
  NSEL,S,LOC,Y,0
  CMSEL,U,enlever

  SF,ALL,CONV,-1,Tf    ! Application de la convection
  ALLS

  SOLVE          ! Démarrage de la solution

```

```

*ENDDO

! refroidissement

ALLS
BFEDELE,ALL,ALL      ! Enlève toutes les forces volumiques
ALLS

NSEL,S,LOC,Y,0
SFDELE,ALL,CONV
SF,ALL,CONV,-1,Tf    ! Application de la convection
ALLS

*DO,i,1,10           ! Effectue 10 itérations avant d'augmenter l'incrément de temps
  compteur=compteur+1
  *IF,compteur,EQ,2,THEN
    OUTRES,ALL,LAST
    compteur=0
  *ELSE
    OUTRES,ALL,NONE
  *ENDIF
  temps=temps+inc_temp
  TIME,temps
  SOLVE
*ENDDO

condition=1
increment=inc_temp
*DOWHILE,condition
  compteur=compteur+1
  *IF,compteur,EQ,2,THEN
    OUTRES,ALL,LAST
    compteur=0
  *ELSE
    OUTRES,ALL,NONE
  *ENDIF
  increment=increment*(1+facteur)
  temps=temps+increment    ! Calcul du temps

  *IF,temps,GT,temps_final,THEN ! Condition de sortie de la boucle
    temps=temps_final
    condition=-1
  *ENDIF

  TIME,temps
  SOLVE
*ENDDO

FINI
SAVE                ! Sauvegarde du modèle

```

**Macro « goldak.mac »**

! Recherche du numéro du système de coordonnées actif et des ses propriétés

```
*GET,AR20,ACTIVE,,CSYS
*GET,AR21,CDSY,AR20,LOC,X
*GET,AR22,CDSY,AR20,LOC,Y
*GET,AR23,CDSY,AR20,LOC,Z
*GET,AR24,CDSY,AR20,ANG,XY
*GET,AR25,CDSY,AR20,ANG,YZ
*GET,AR26,CDSY,AR20,ANG,ZX
```

ALLS \$ BFEDELE,ALL,ALL

! systèmes locaux

```
LOCAL,100,2,AR21,AR22,AR23,AR24,AR25,AR26,ARG2/ARG1,ARG3/ARG1 ! ellipsoïde avant
LOCAL,101,2,AR21,AR22,AR23,AR24,AR25,AR26,ARG2/ARG1,ARG4/ARG1 ! ellipsoïde arrière
```

! Sélection des éléments

```
CSYS,100
NSEL,S,LOC,X,0,ARG1 $ NSEL,R,LOC,Y,0,-180 $ NSEL,R,LOC,Z,0,180
ESLN,S,0 ! sélection des éléments
```

```
CSYS,101
NSEL,S,LOC,X,0,ARG1 $ NSEL,R,LOC,Y,0,-180 $ NSEL,R,LOC,Z,0,-180
ESLN,A,0 ! sélection des éléments
```

CM,AR30,ELEM

! application de la chaleur

EALIVE,ALL ! activation des éléments

CSYS,AR20 ! système cartésien local au centre de la source

chaleur,ARG1,ARG2,ARG3,ARG4,ARG5,ARG6,ARG7

! Ajustement de la chaleur à l'aide du compteur "Q\_reel\_"

```
*IF,Q_reel_,NE,0,THEN
  AR31=ARG7/(Q_reel_)
  ESEL,ALL
  BFEDELE,ALL,ALL
  CMSEL,S,AR30
```

```
  chaleur,ARG1,ARG2,ARG3,ARG4,ARG5,ARG6,ARG7*AR31
*ENDIF
```

! Élimination des variables

Q\_reel\_ =

**Macro « chaleur.mac »**

```

Q_reel_=0    ! Initialisation du compteur de chaleur

*GET,AR20,ELEM,,COUNT    ! calcul du nombre de noeuds sélectionnés
*IF,AR20,GT,0,THEN
  *DO,AR34,1,AR20
    *GET,AR21,ELEM,,NUM,MIN    ! sélectionne un élément

    ! propriétés géométriques de l'élément

    *GET,AR22,ELEM,AR21,CENT,X
    *GET,AR23,ELEM,AR21,CENT,Y
    *GET,AR24,ELEM,AR21,CENT,Z
    *GET,AR25,ELEM,AR21,VOLU

    AR26=AR22**2/(ARG1**2)
    AR27=AR23**2/(ARG2**2)

    *IF,AR24,LE,0,THEN
      AR28=AR24**2/(ARG4**2)
      AR32=6*sqrt(3)*ARG6*ARG7/(ARG1*ARG2*ARG4*pi*sqrt(pi))! facteur de puissance
    *ELSE
      AR28=AR24**2/(ARG3**2)
      AR32=6*sqrt(3)*ARG5*ARG7/(ARG1*ARG2*ARG3*pi*sqrt(pi))! facteur de puissance
    *ENDIF

    AR29=exp(-3*AR26)
    AR30=exp(-3*AR27)
    AR31=exp(-3*AR28)
    AR33=AR32*AR29*AR30*AR31
    BFE,AR21,HGEN,,AR33
    Q_reel_=Q_reel_+AR33*AR25

    ESEL,U,ELEM,,AR21    ! élimination du noeud

  *ENDDO
*ENDIF
ALLS

```

**Fichier « structure.txt »**

```

FINI          ! Ferme le module actif
/FILNAME,structure,1    ! Change le nom du modèle

/PREP7

ETCHG,TTS      ! Change les éléments thermiques en éléments structuraux
CEDELE,ALL,ALL    ! Efface toutes les équations de couplage

ALLS

```

```
!!!!!!!!!!!!!!
! Couplages !
!!!!!!!!!!!!!!
```

```
CMSEL,S,elem_cp1
CMSEL,S,node_cp1
CEINTF,,UX,UY,UZ
```

```
CMSEL,S,elem_cp2
CMSEL,S,node_cp2
CEINTF,,UX,UY,UZ
```

```
ALLS
FINI
/SOLU
```

```
!!!!!!!!!!!!!!
! Paramètres du solveur !
!!!!!!!!!!!!!!
```

```
ANTYPE,4      ! Analyse transitoire
SOLCONTROL,ON,0 ! Solution non-linéaire
OUTRES,ALL,NONE ! Aucun résultat sauvegardé
NROPT,FULL,,ON ! Solution par la méthode de Newton-Raphson
KBC,0         ! chargement rampe
```

```
TREF,tf      ! Température de référence pour la dilatation
```

```
!!!!!!!!!!!!!!
! Conditions Frontières !
!!!!!!!!!!!!!!
```

```
ALLS
NSEL,S,LOC,X,0
D,ALL,UX,0
ALLS
```

```
D,NODE(0,-ep,0),UY,0
D,NODE(0,-ep,long),UY,0
D,NODE(0,-ep,0),UZ,0
```

```
!!!!!!!!!!!!!!
! Charge thermique !
!!!!!!!!!!!!!!
```

```
compteur=0
```

```
*DO,temps,inc_struc,ttotal,inc_struc
  compteur=compteur+1
  *IF,compteur,EQ,10,THEN
    OUTRES,ALL,LAST
    compteur=0
```

```

*ELSE
  OUTRES,ALL,NONE
*ENDIF

TIME,temps          ! Fixe le temps de fin de l'application de la chaleur
LDREAD,TEMP,,temps,,thermique,rth ! Lecture des températures
SOLVE
*ENDDO

increment=inc_struc
condition=1
*DOWHILE,condition
  increment=increment*(1+facteur_struc)
  temps=temps+increment

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

  compteur=compteur+1
  *IF,compteur,EQ,10,THEN
    OUTRES,ALL,LAST
    compteur=0
  *ELSE
    OUTRES,ALL,NONE
  *ENDIF

  TIME,temps
  LDREAD,TEMP,,temps,,thermique,rth
  SOLVE
*ENDDO

OUTRES,ALL,ALL

TIME,temps+1
TUNIF,Tf
SOLVE

SAVE

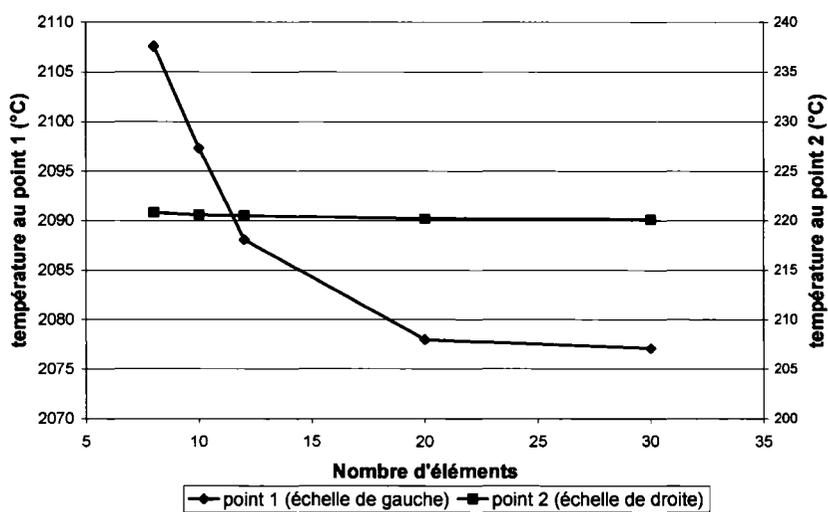
```

## ANNEXE 2

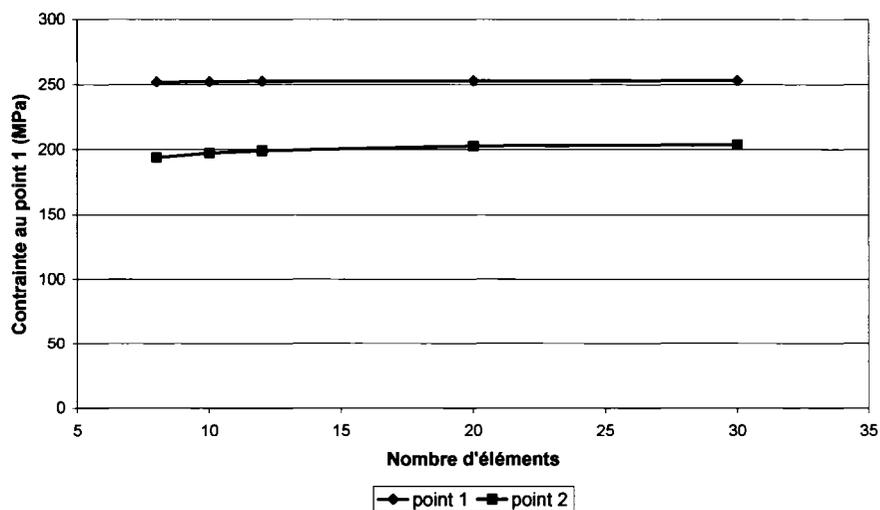
## Graphiques du chapitre 4

## Analyse de la convergence du maillage uniforme

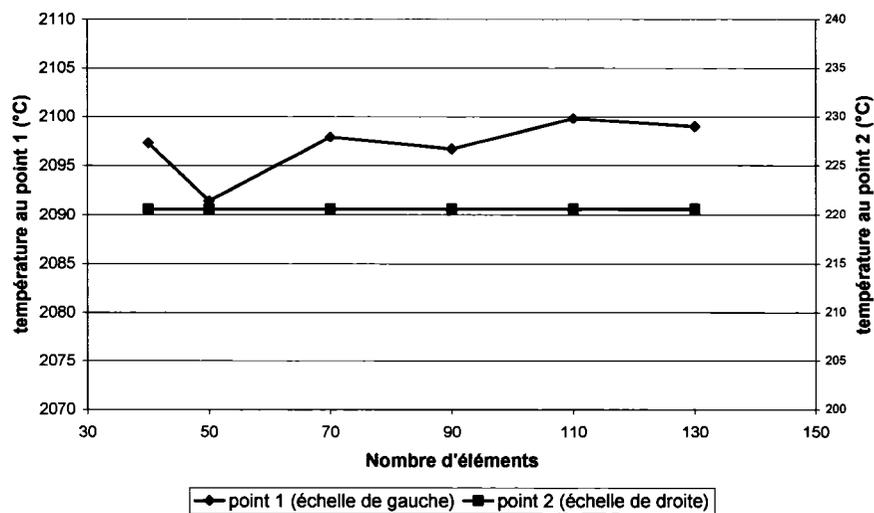
Température maximale en fonction du nombre d'éléments sur la longueur



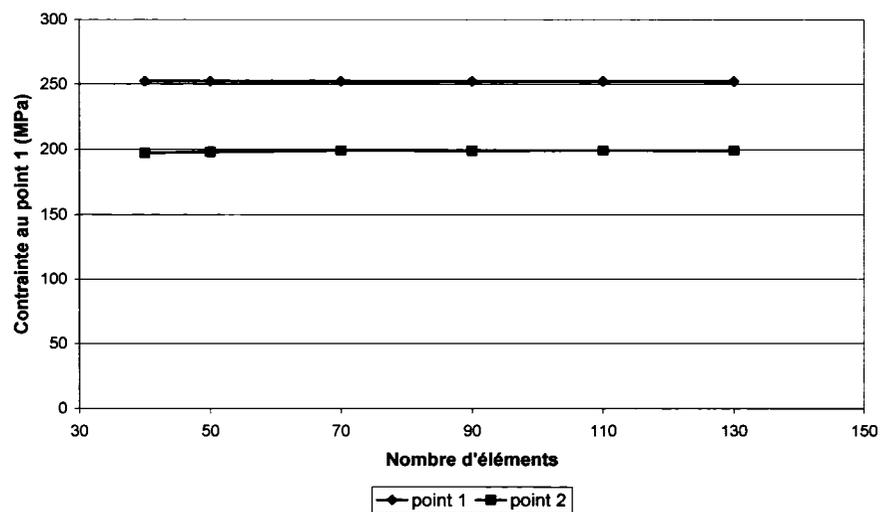
Contrainte équivalente finale en fonction du nombre d'éléments sur la longueur



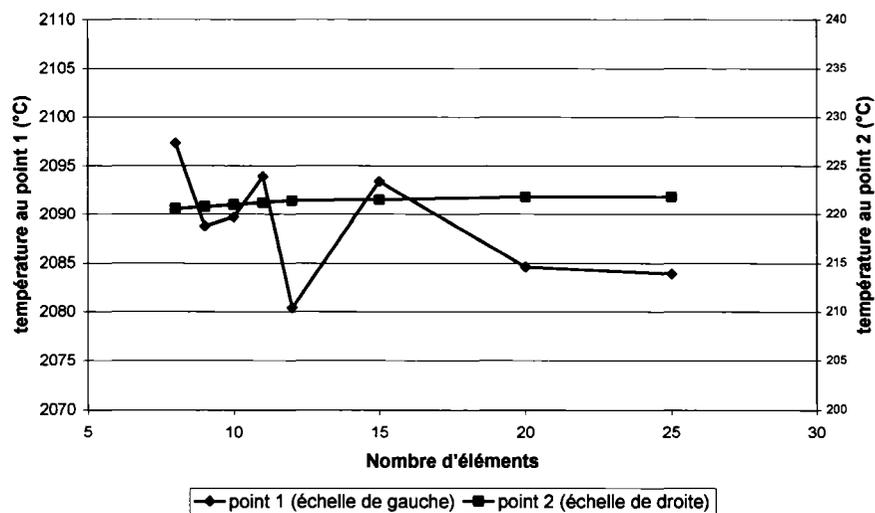
Température maximale en fonction du nombre d'éléments sur la largeur



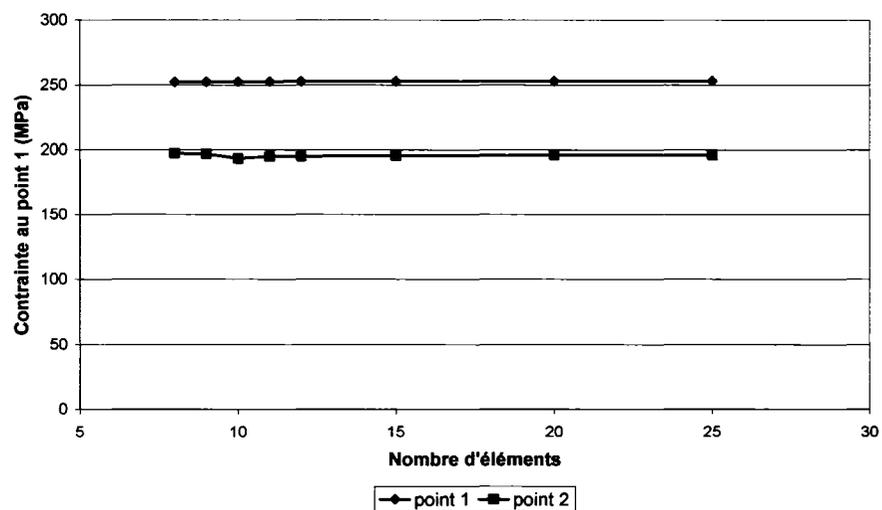
Contrainte équivalente finale en fonction du nombre d'éléments sur la largeur



Température maximale en fonction du nombre d'éléments sur l'épaisseur

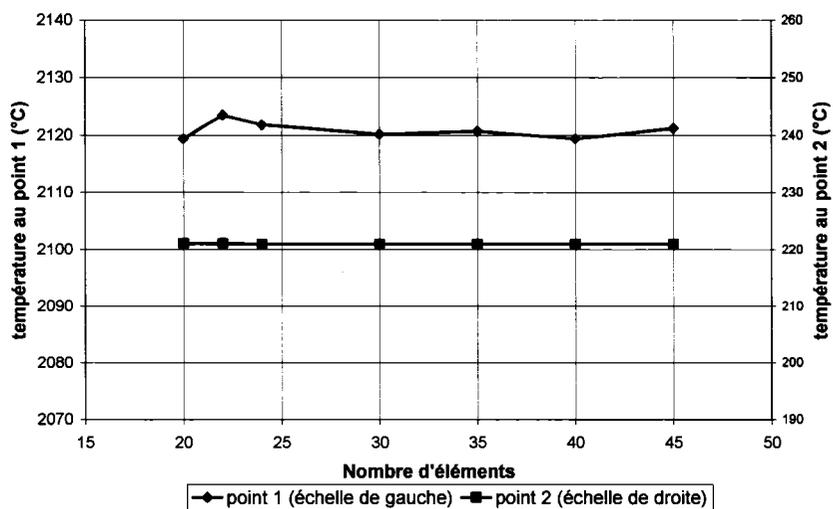


Contrainte équivalente finale en fonction du nombre d'éléments sur l'épaisseur

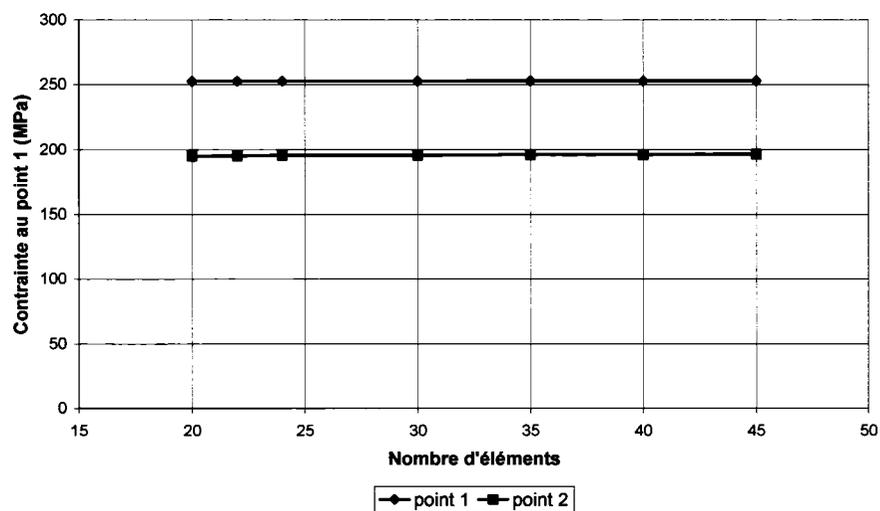


## Analyse de la convergence du maillage par sections

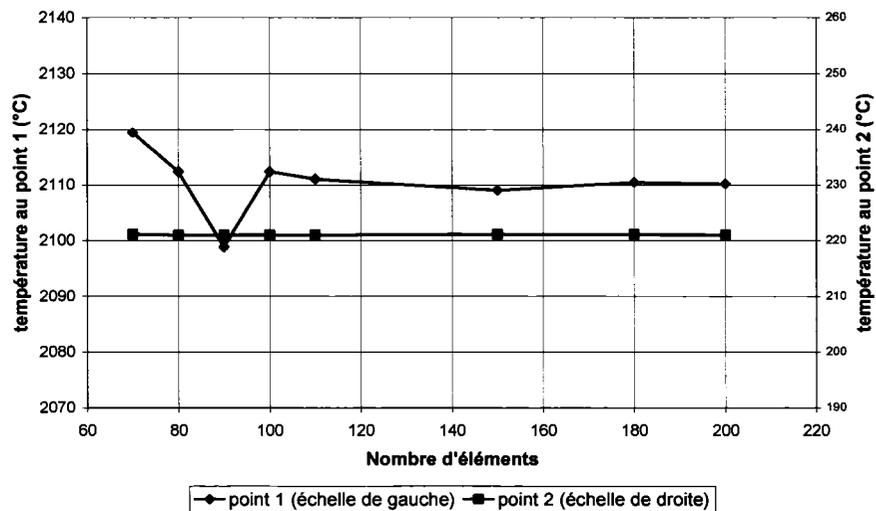
Température maximale en fonction du nombre d'éléments sur la longueur



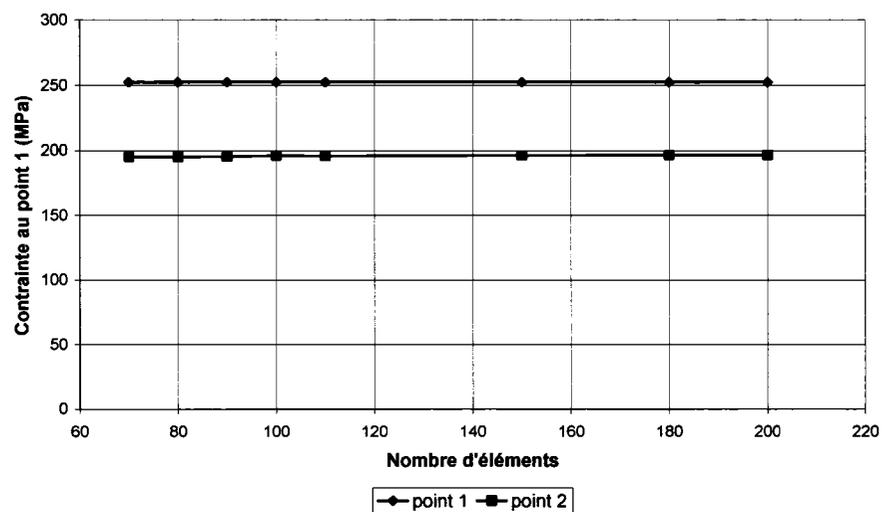
Contrainte équivalente finale en fonction du nombre d'éléments sur la longueur



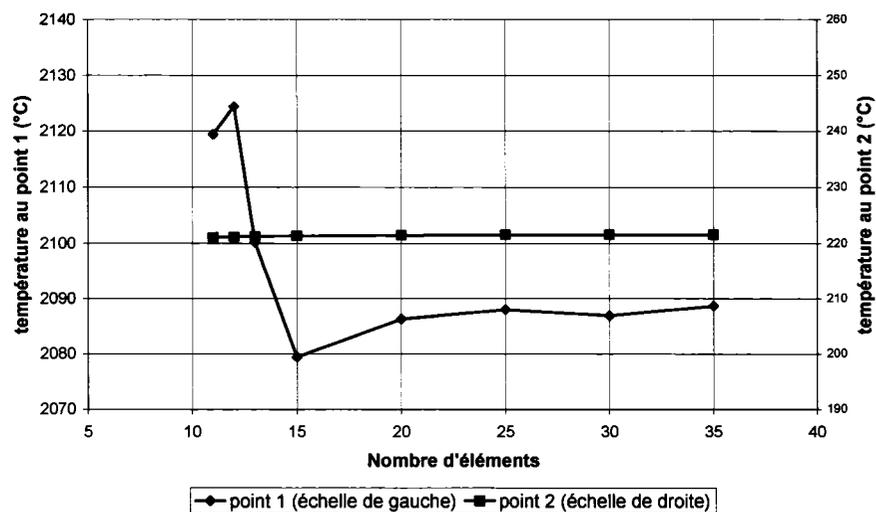
Température maximale en fonction du nombre d'éléments sur la largeur



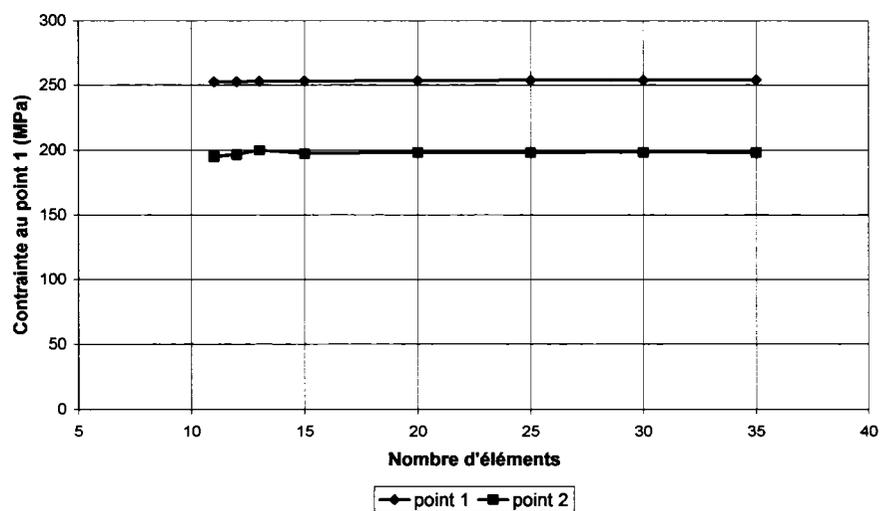
Contrainte équivalente finale en fonction du nombre d'éléments sur la largeur



Température maximale en fonction du nombre d'éléments sur l'épaisseur

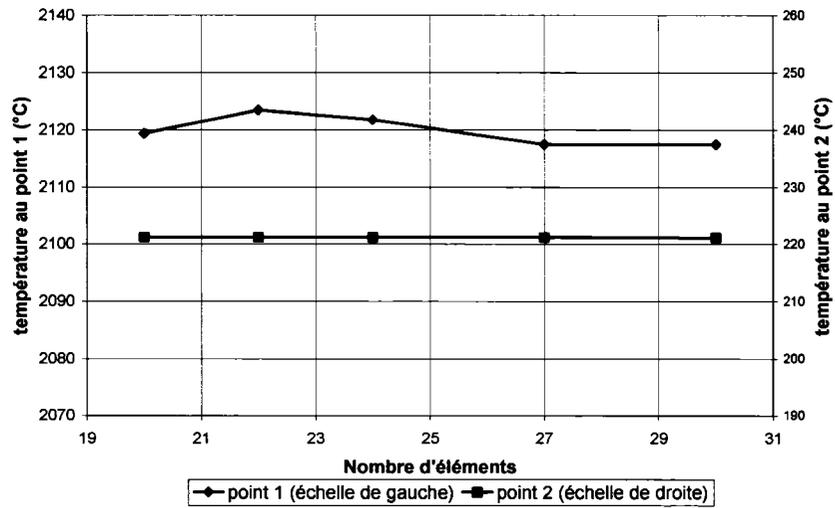


Contrainte équivalente finale en fonction du nombre d'éléments sur l'épaisseur

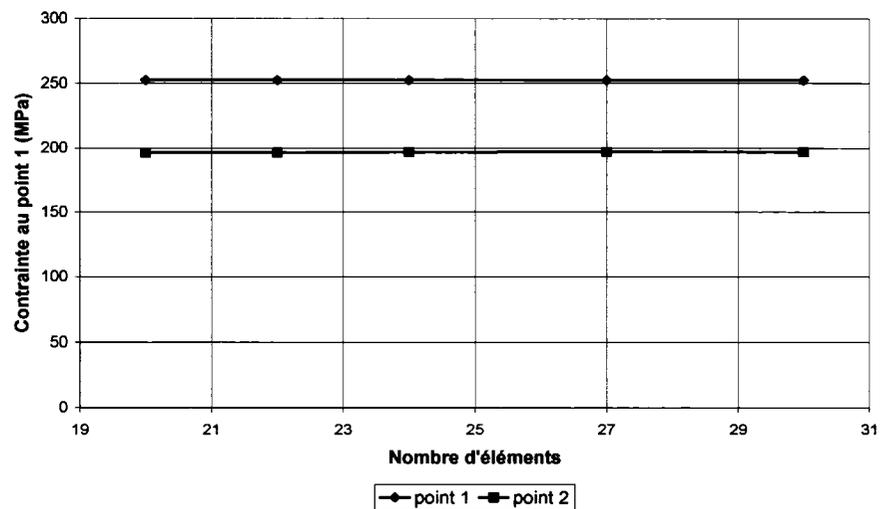


## Analyse de la convergence du maillage mixte

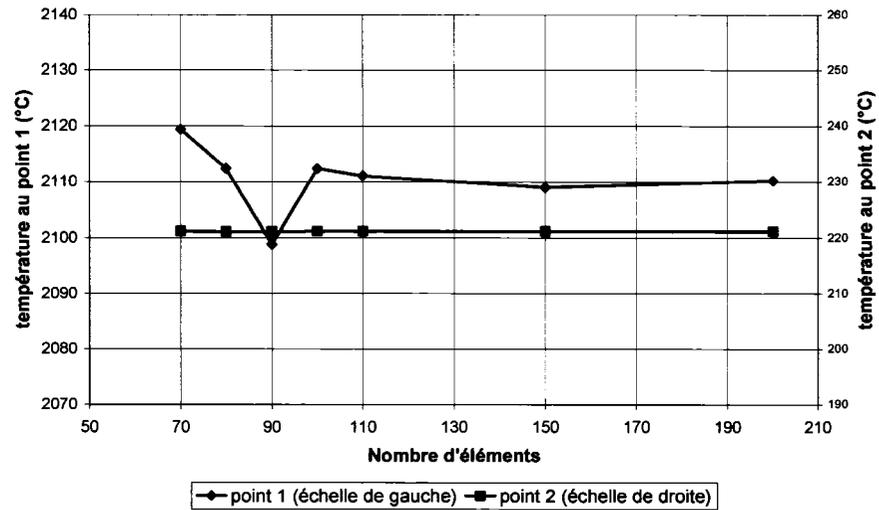
Température maximale en fonction du nombre d'éléments sur la longueur



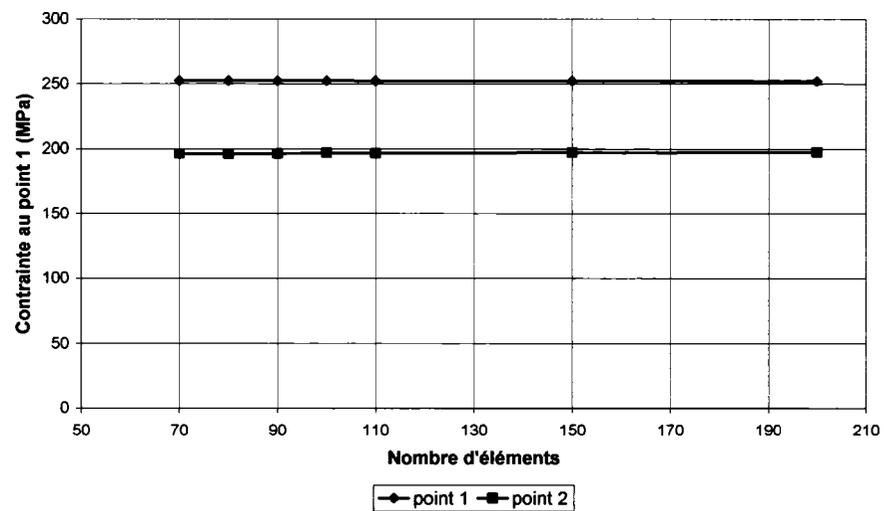
Contrainte équivalente finale en fonction du nombre d'éléments sur la longueur



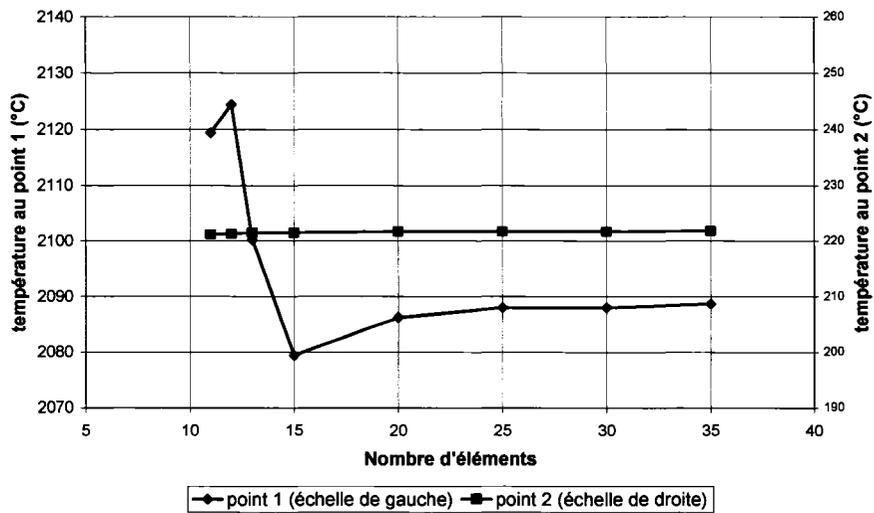
Température maximale en fonction du nombre d'éléments sur la largeur



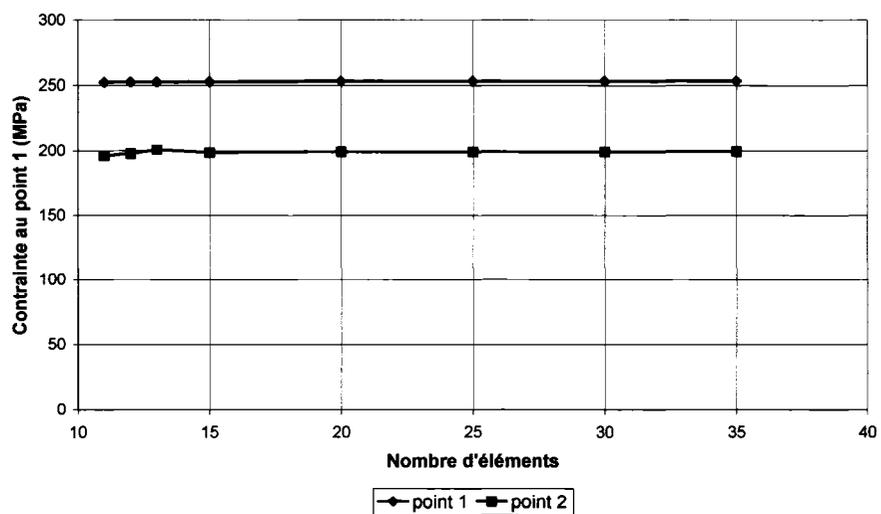
Contrainte équivalente finale en fonction du nombre d'éléments sur la largeur



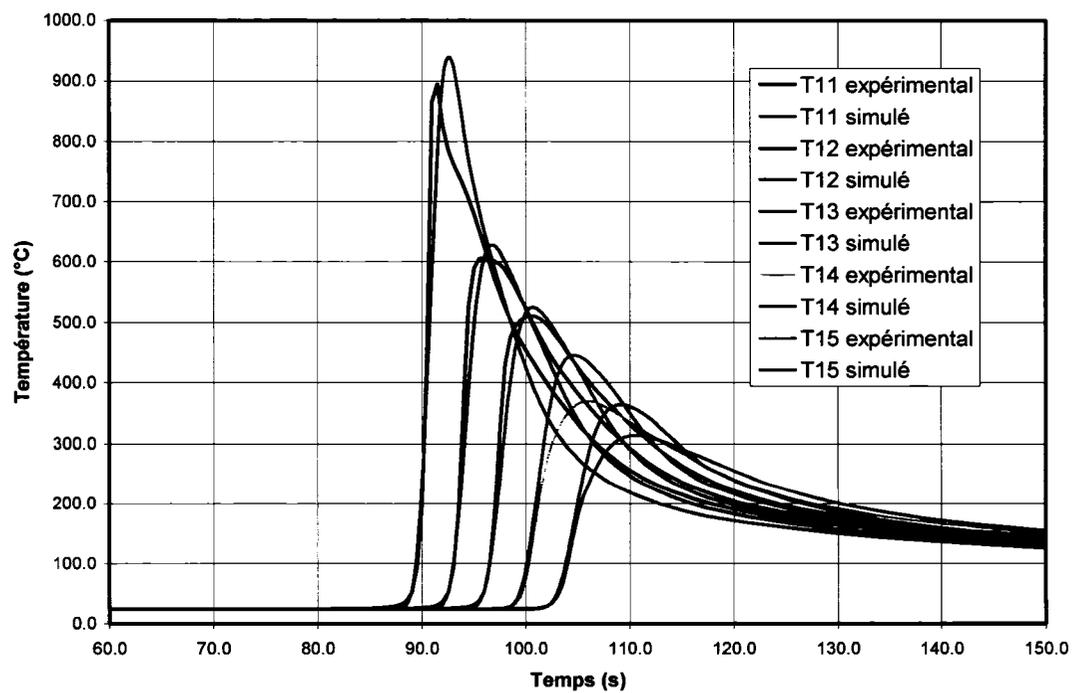
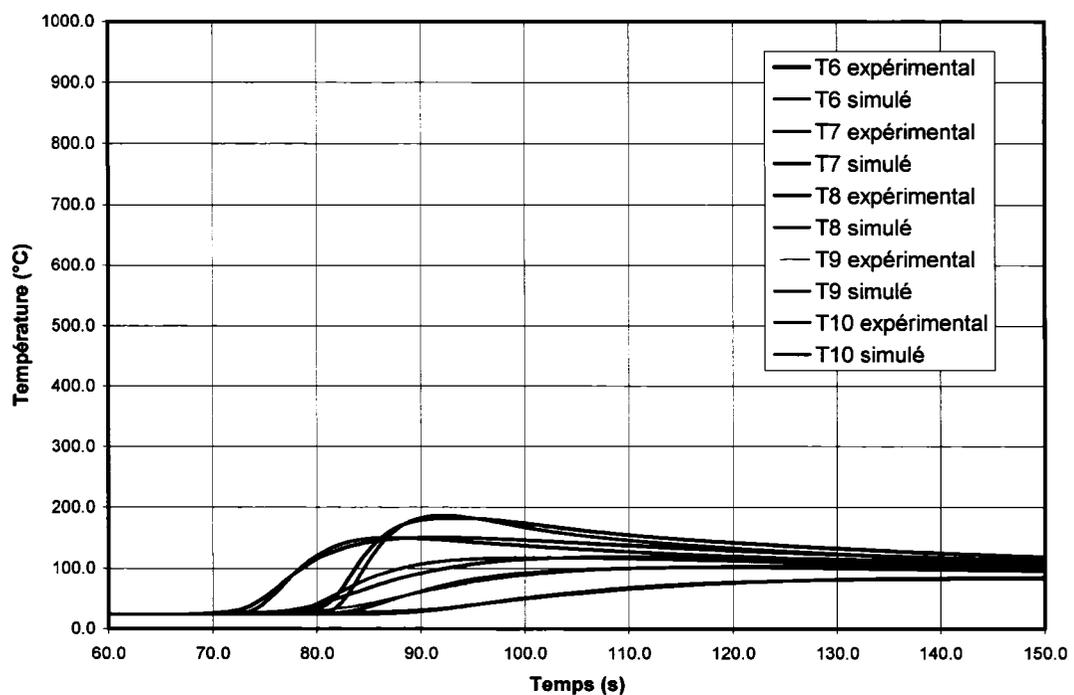
Température maximale en fonction du nombre d'éléments sur l'épaisseur



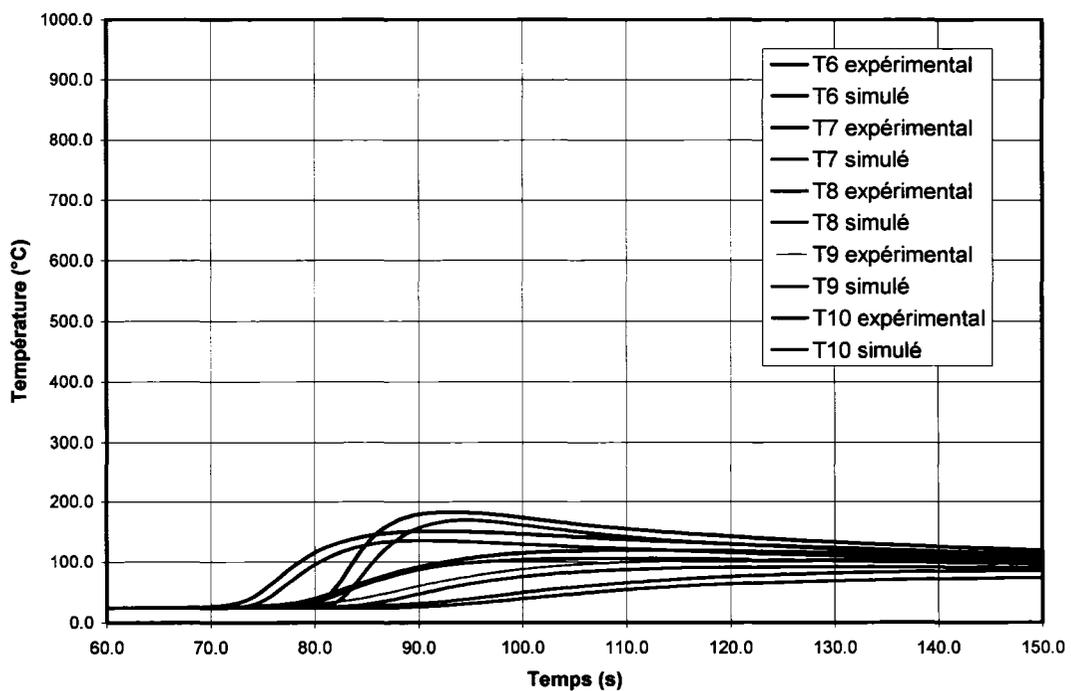
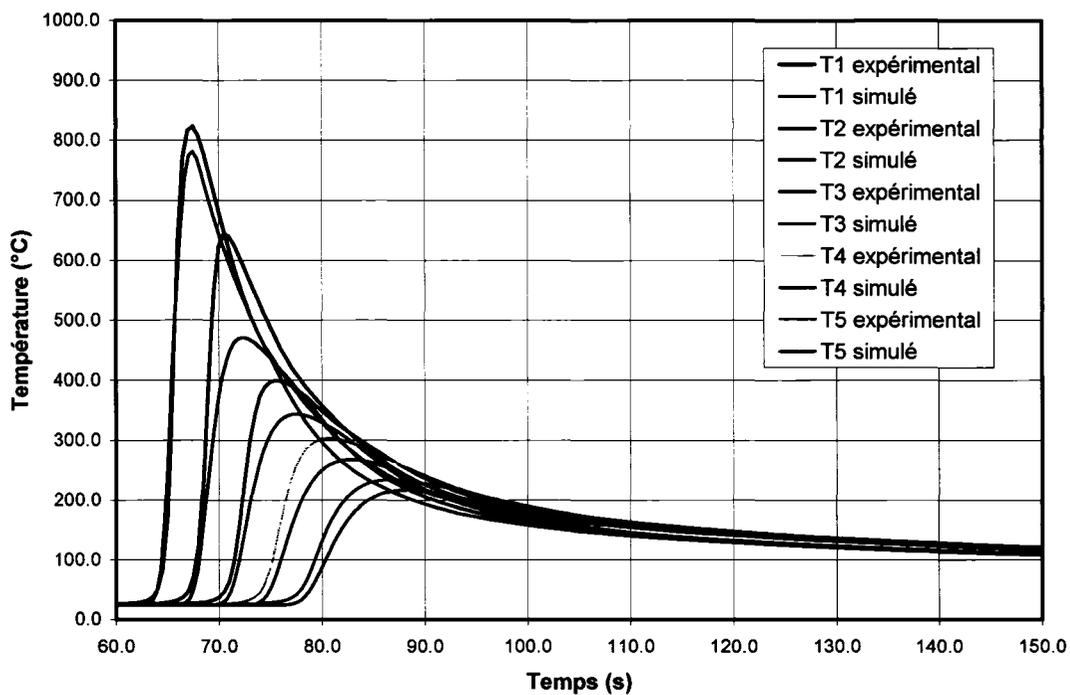
Contrainte équivalente finale en fonction du nombre d'éléments sur l'épaisseur

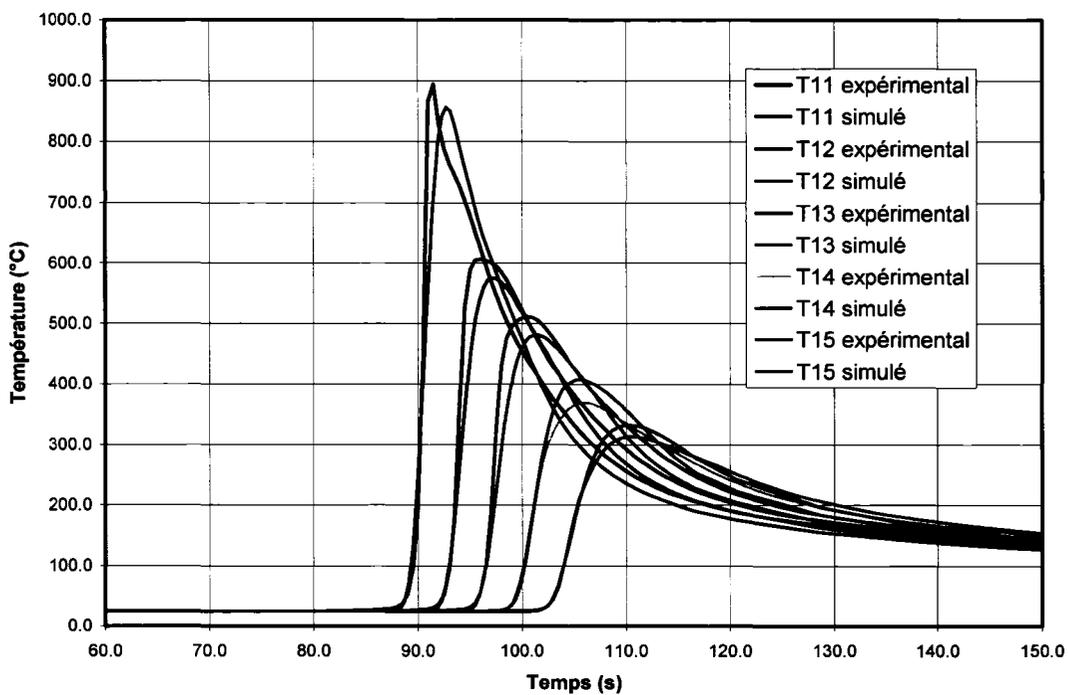




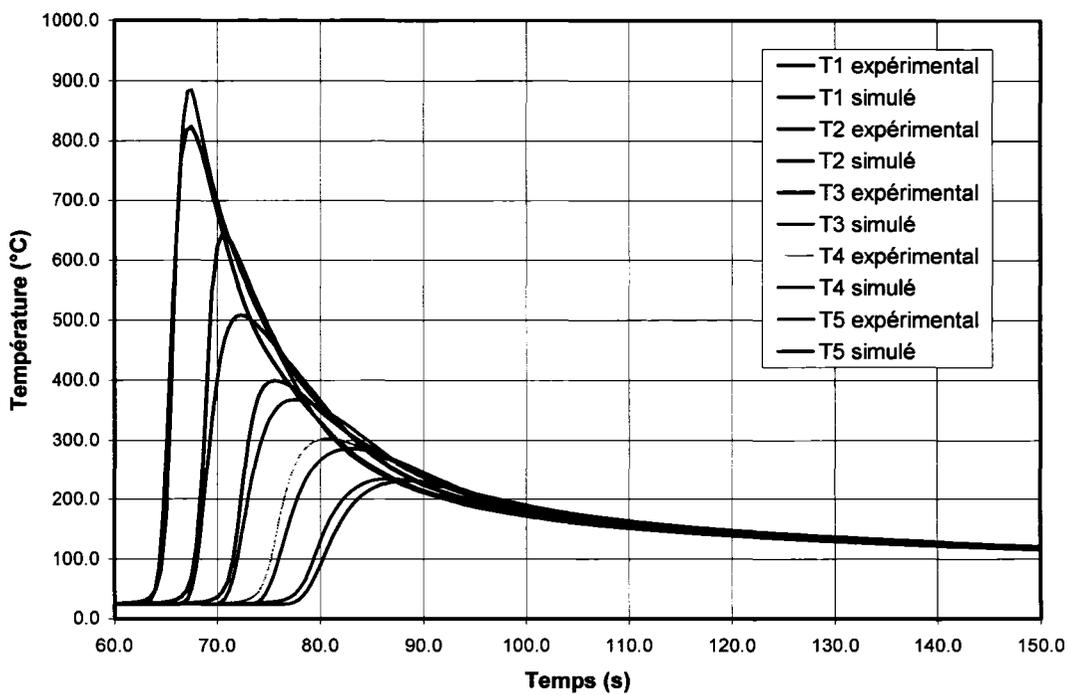


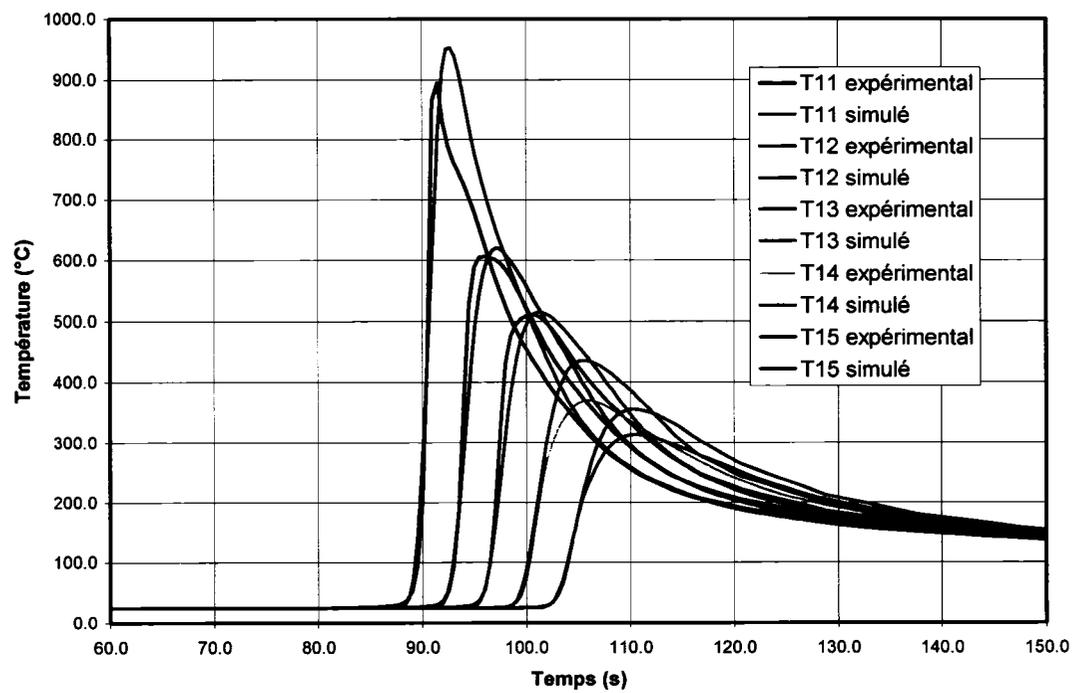
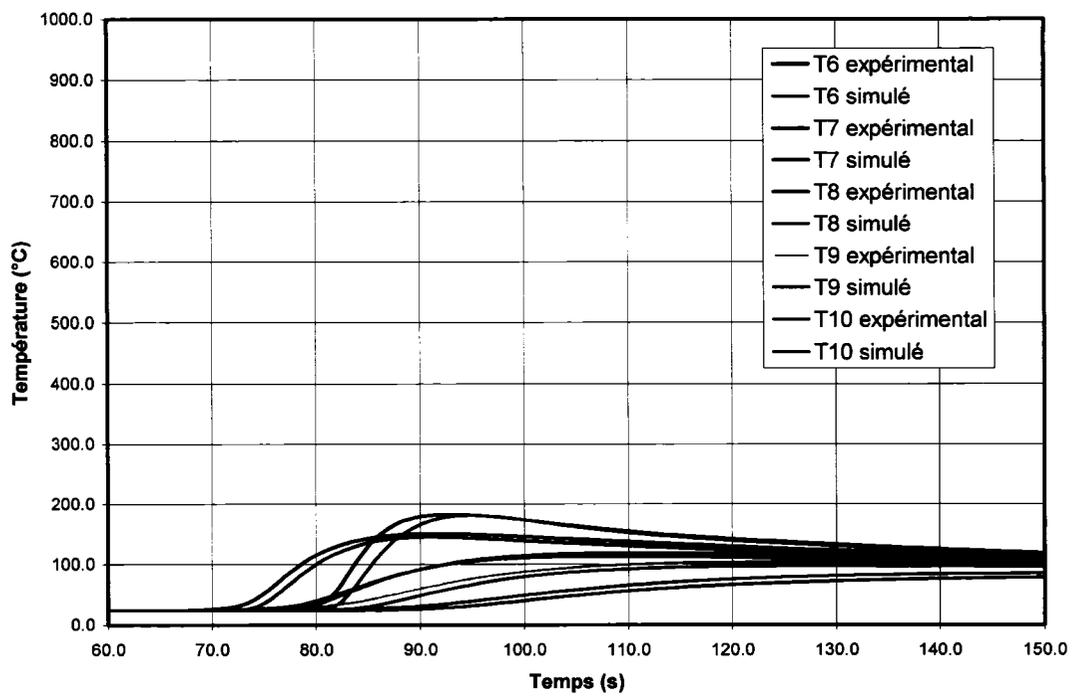
## Profils des températures après modification des propriétés du matériau



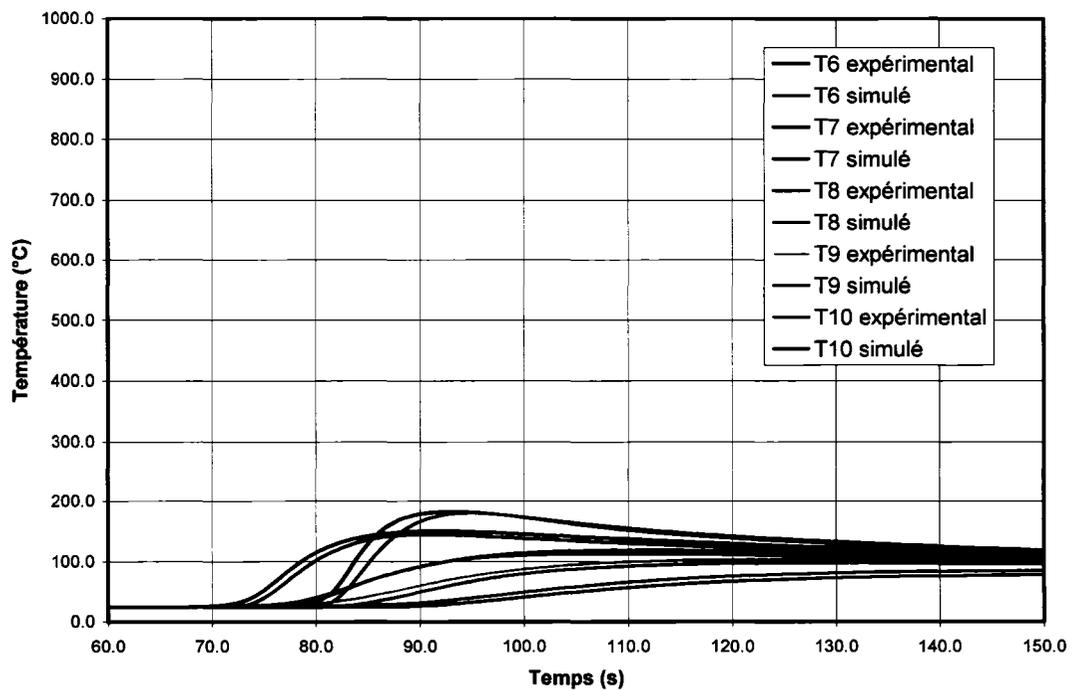
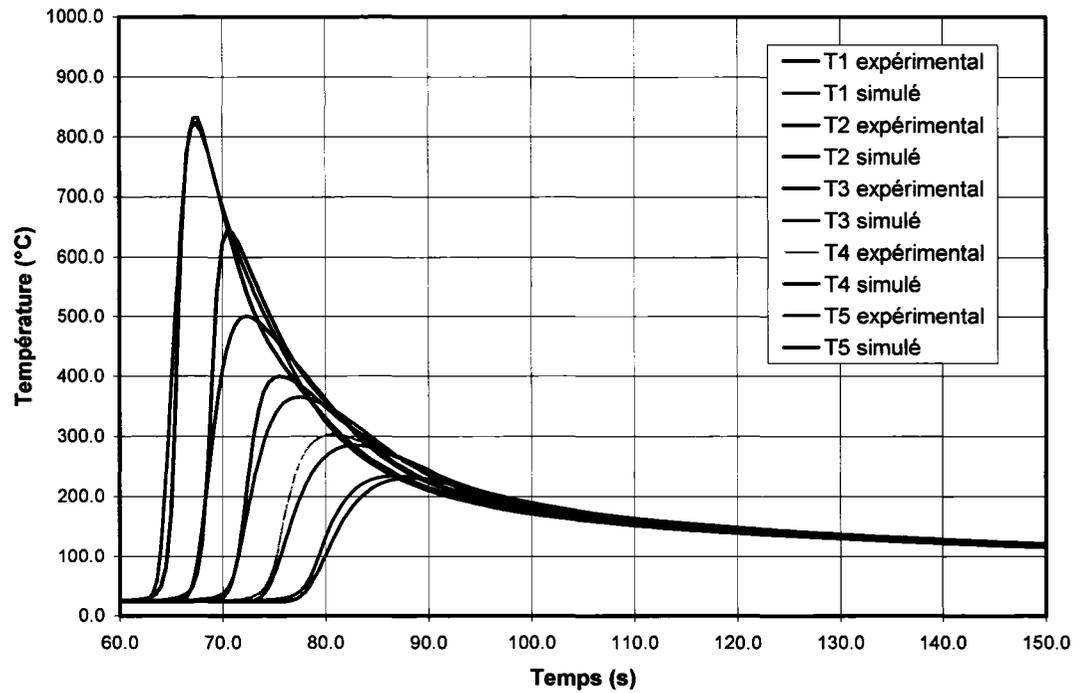


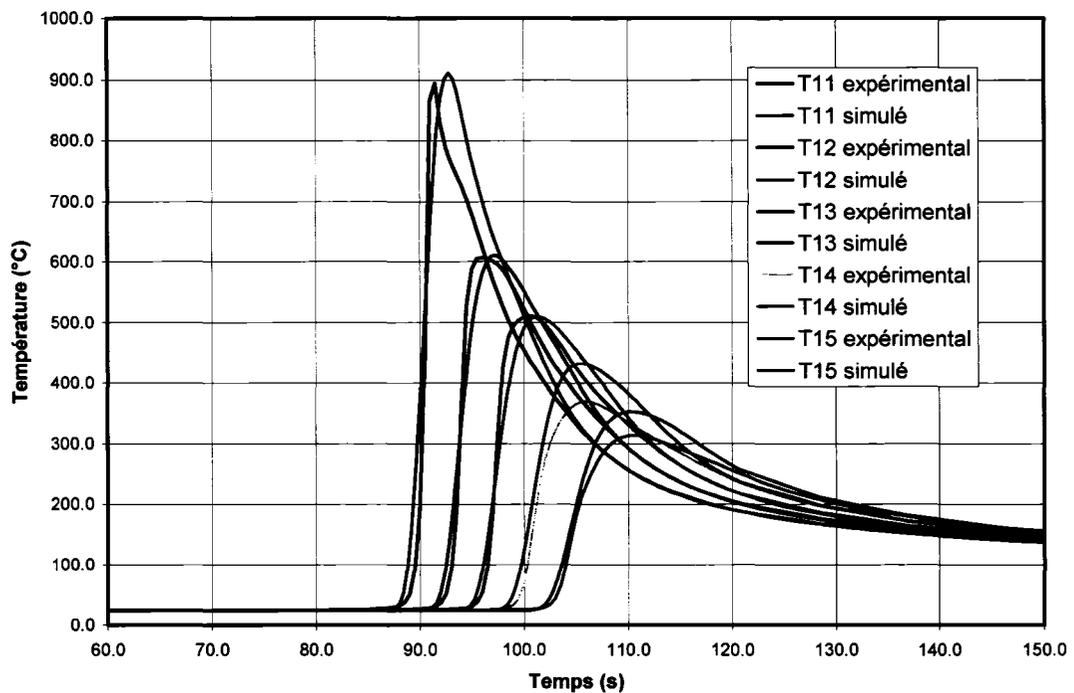
Profils des températures après ajustement du facteur de rendement





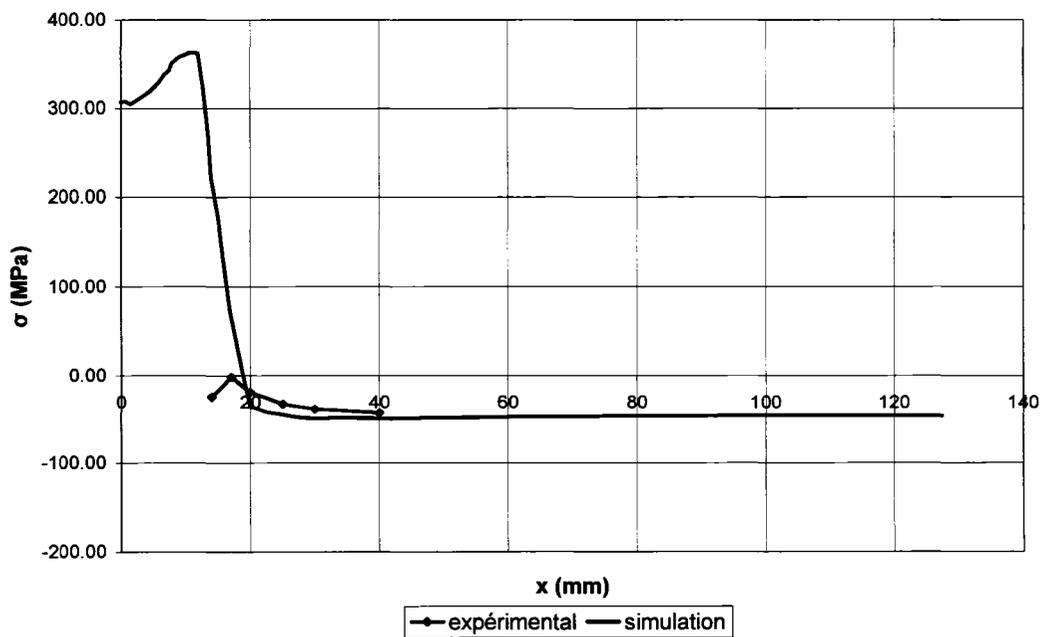
## Profils des températures après ajustement des dimensions du double ellipsoïde



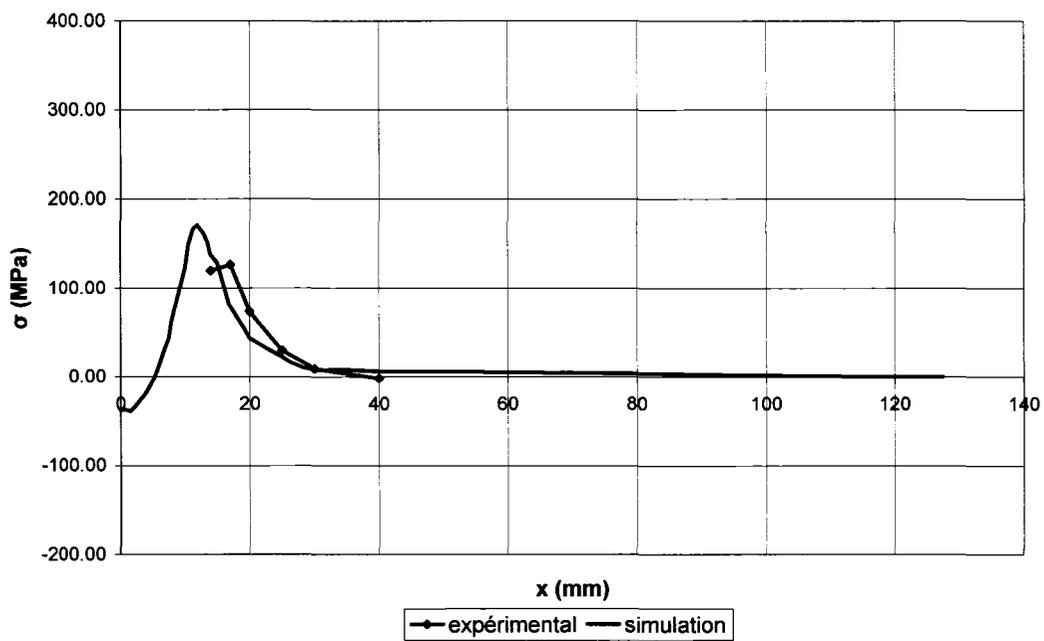


### Profils des contraintes résiduelles

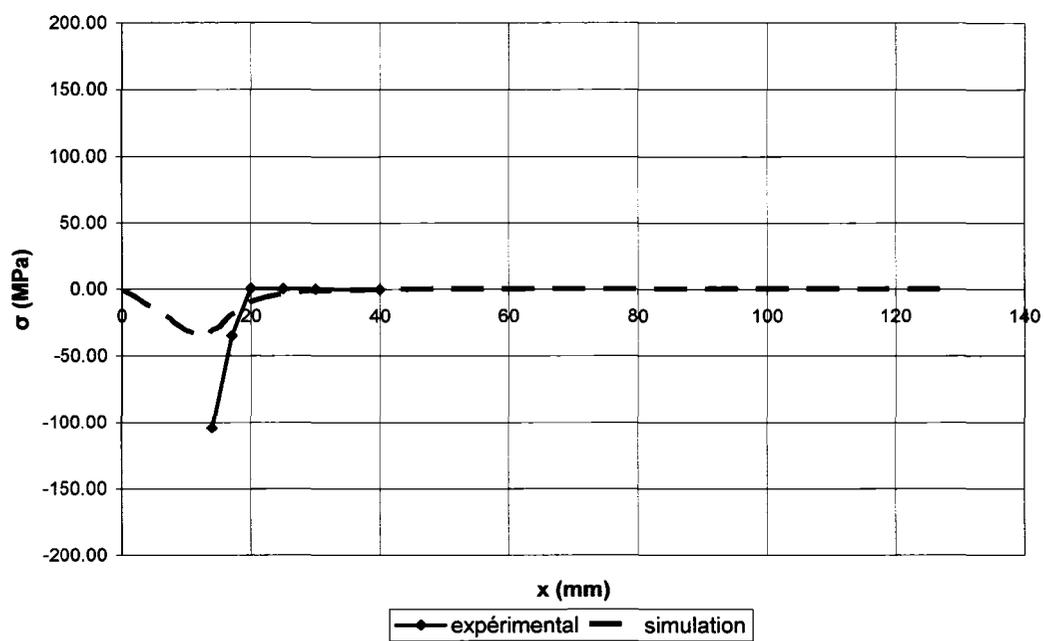
#### Contrainte longitudinale (section 1)

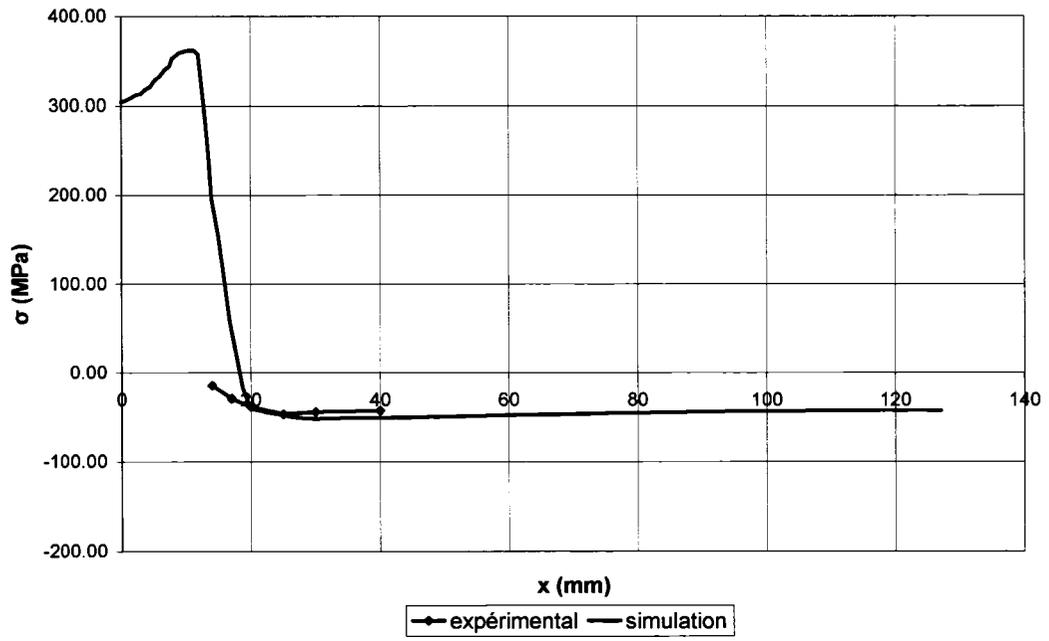
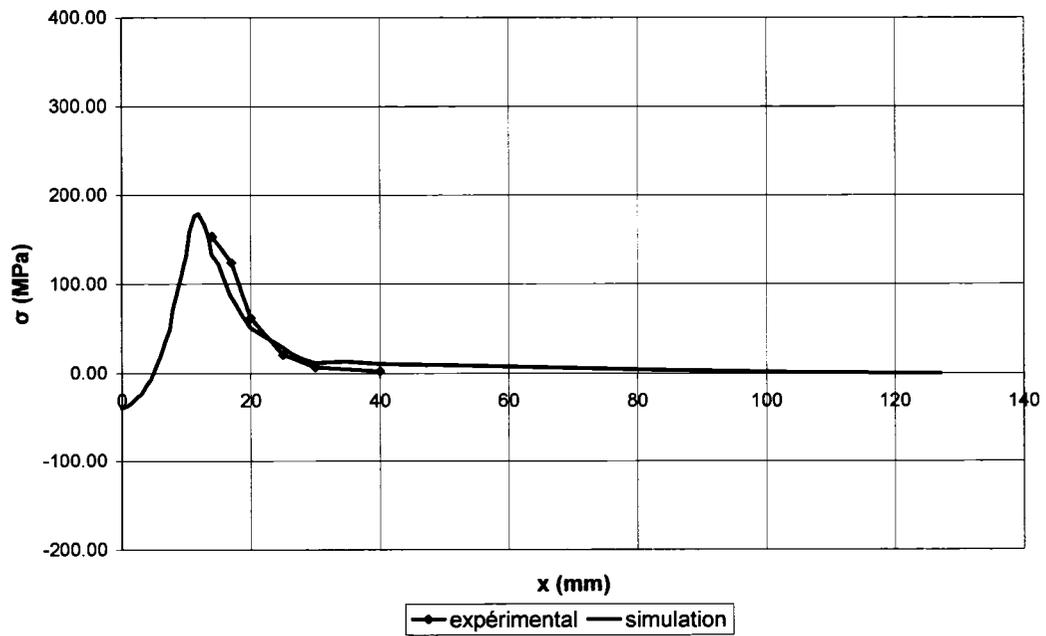


Contraite transversale (section 1)

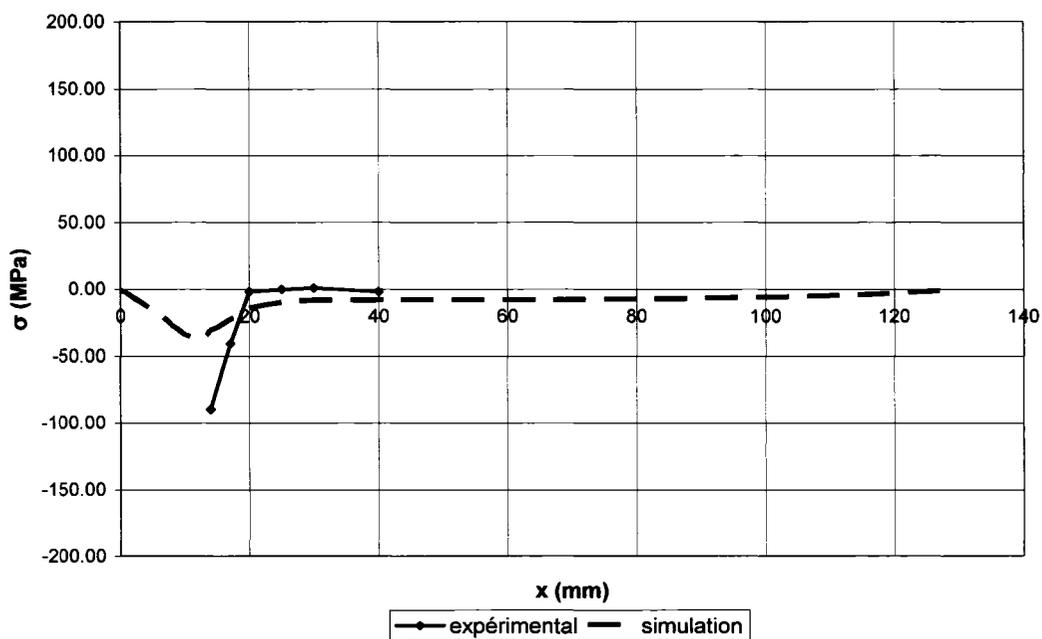


Contraite de cisaillement (section 1)



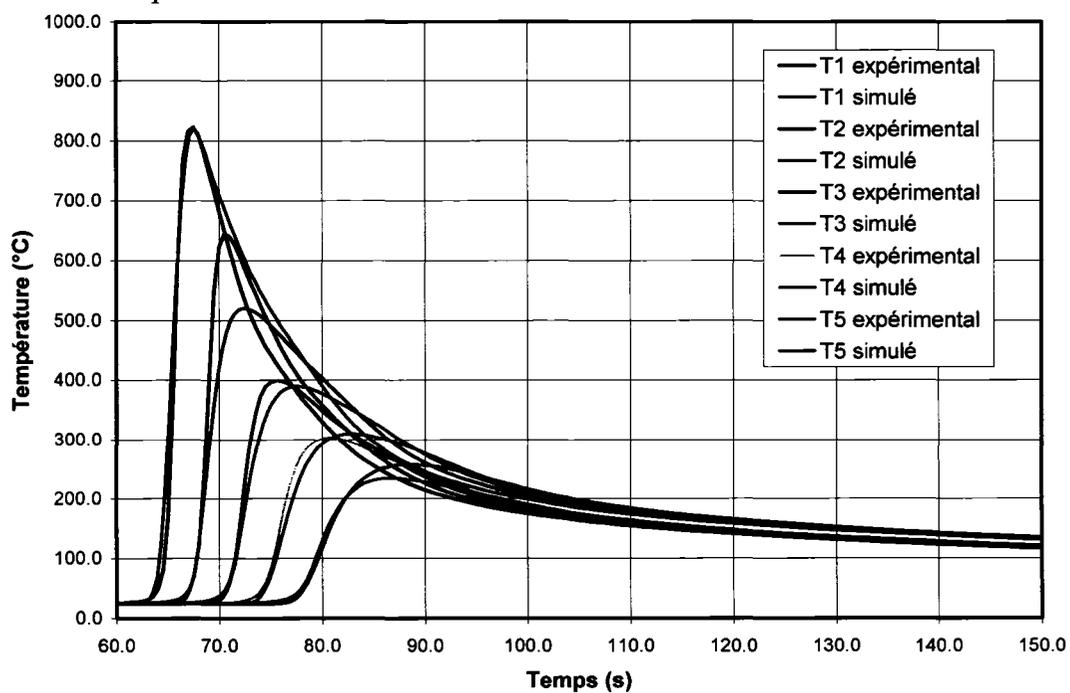
**Contrainte longitudinale (section 2)****Contrainte transversale (section 2)**

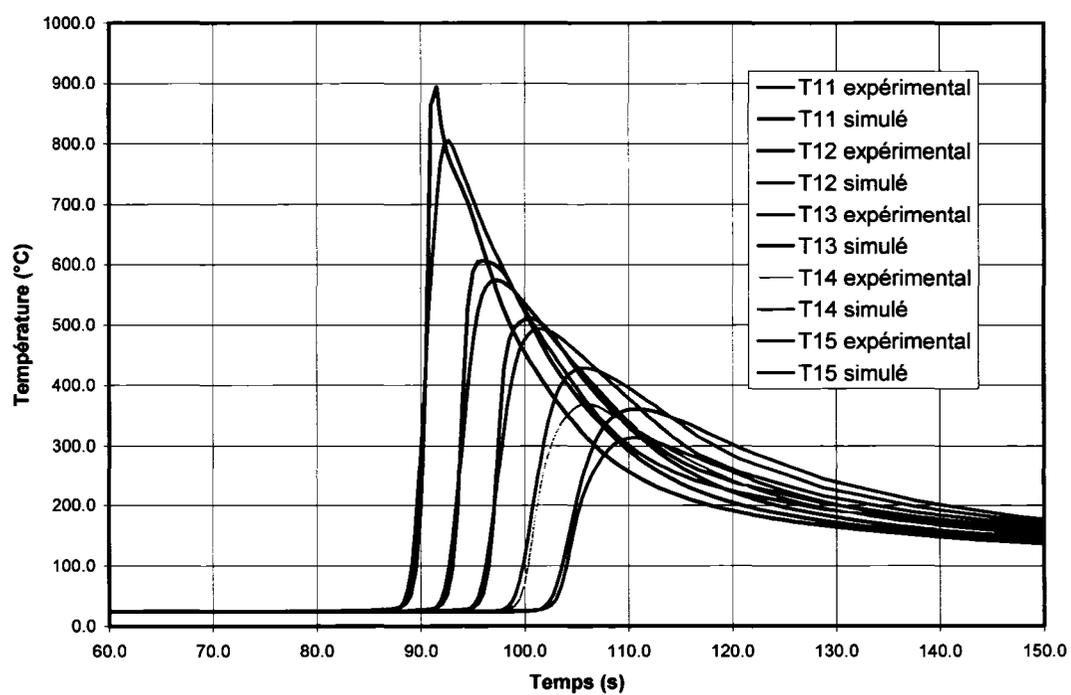
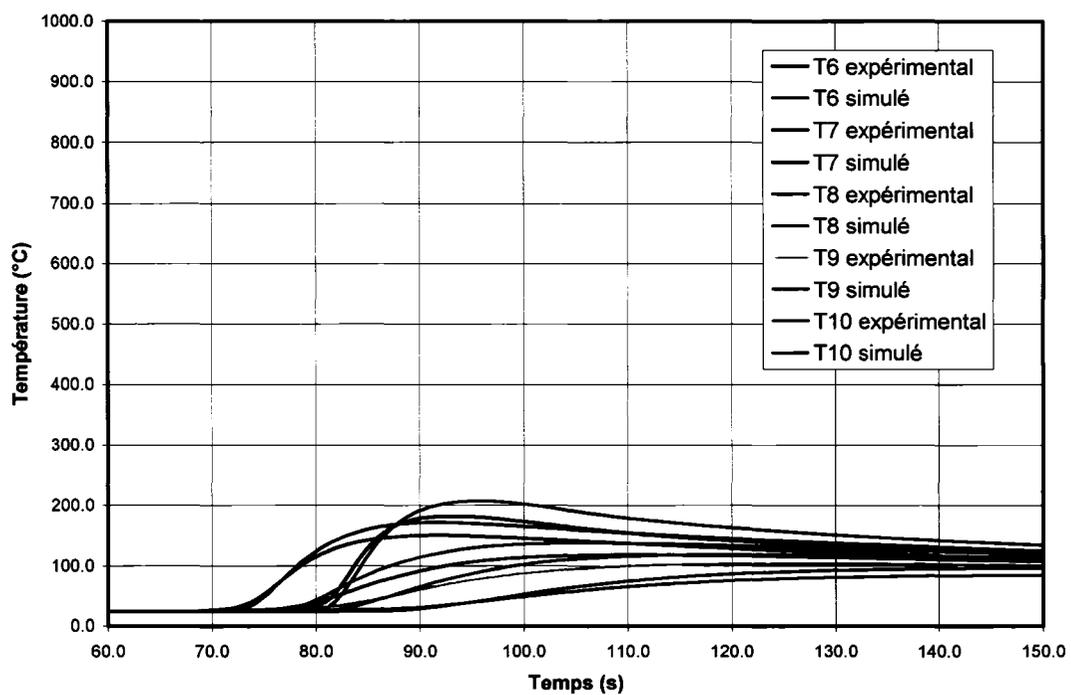
### Contrainte de cisaillement (section 2)



### Modèle avec dépôt de soudure

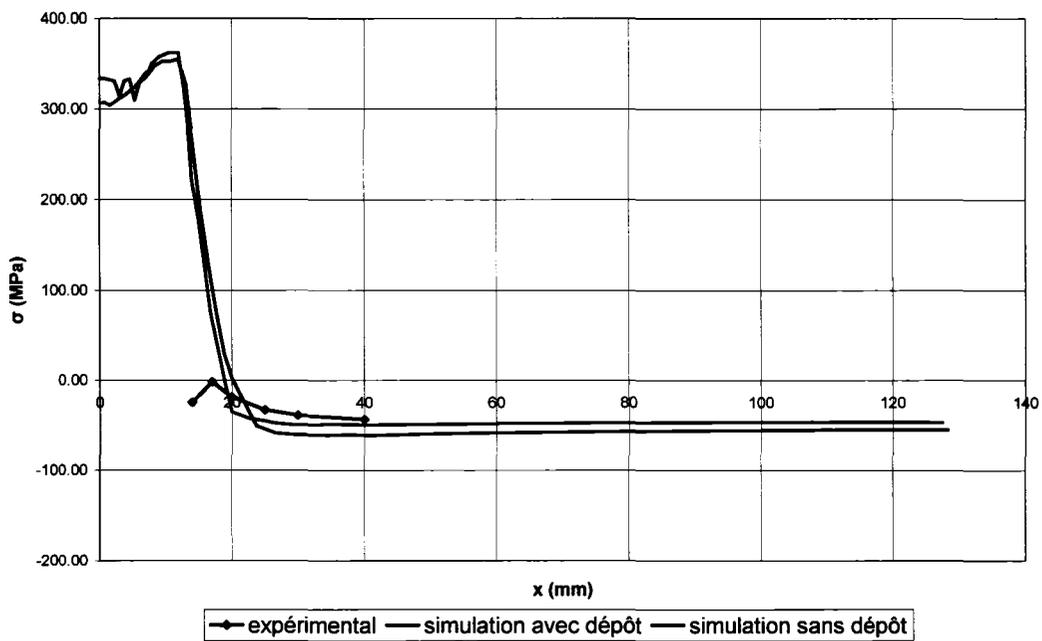
#### Profils des températures



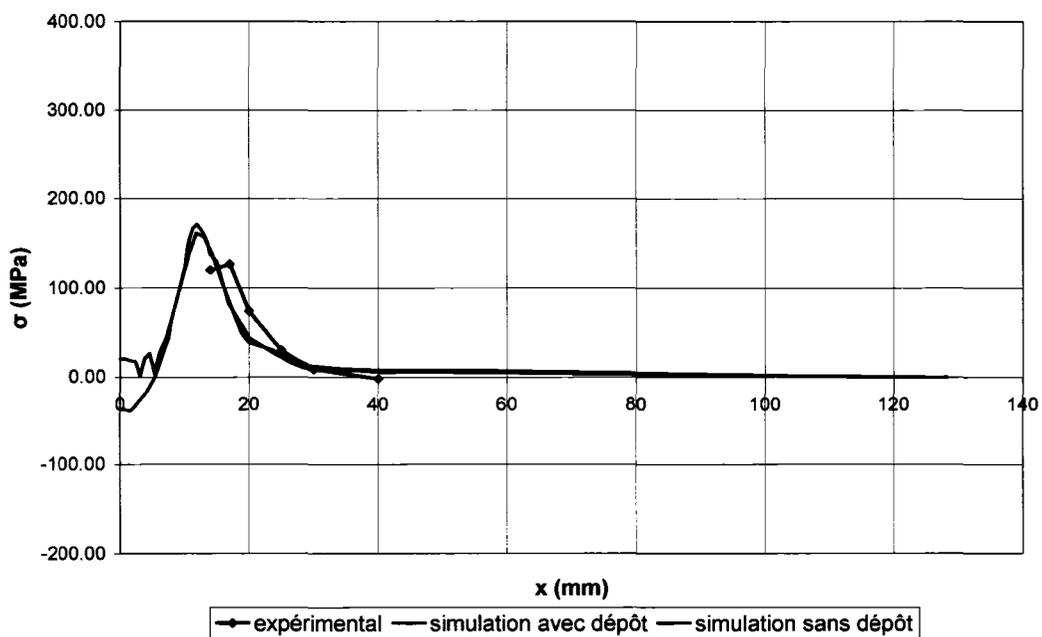


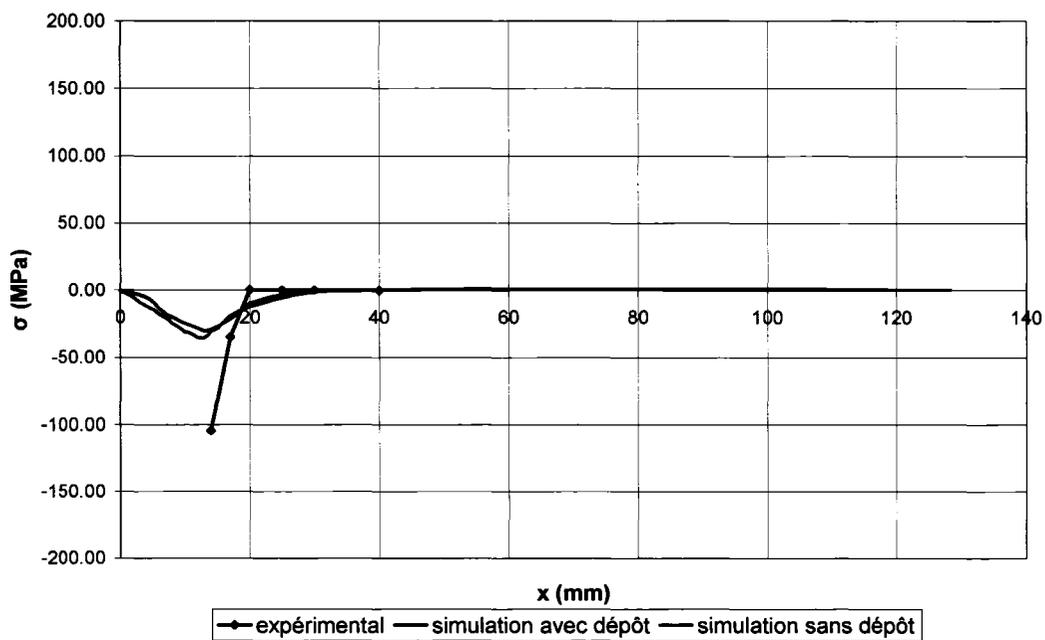
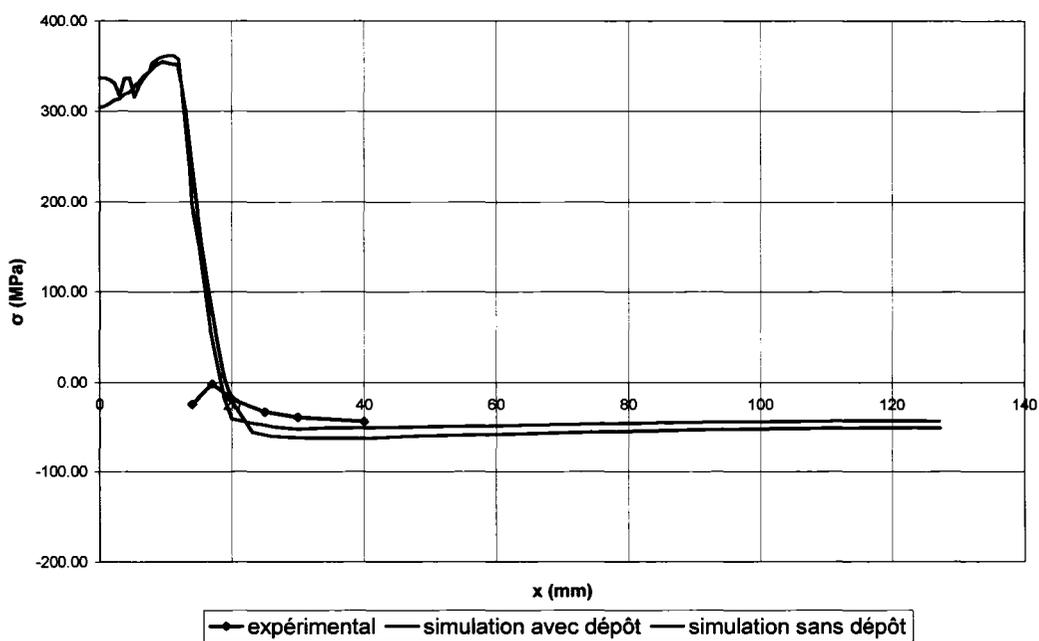
## Profils des contraintes résiduelles

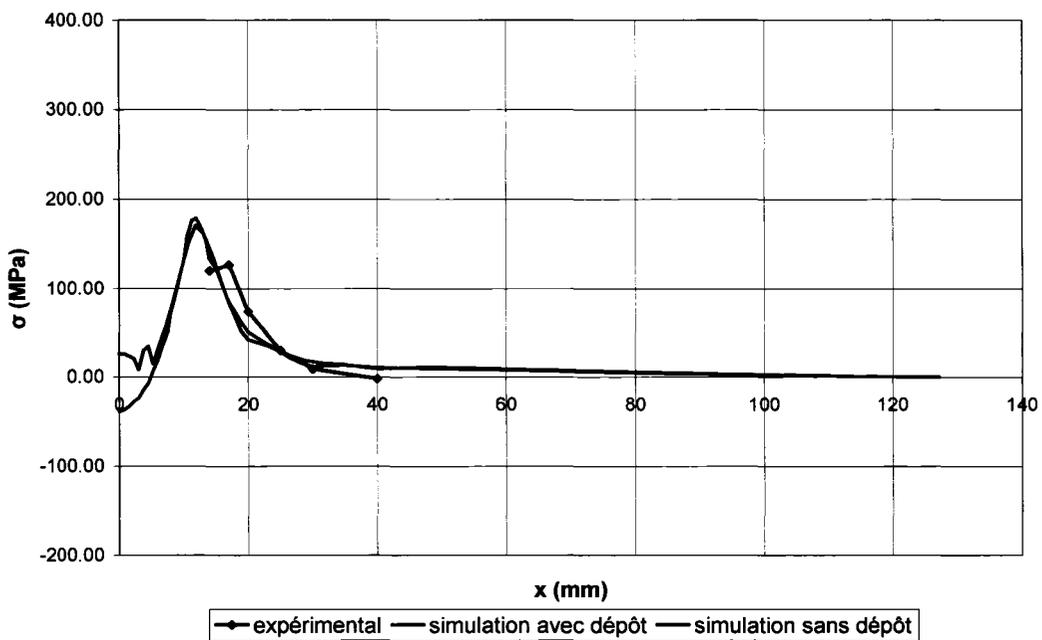
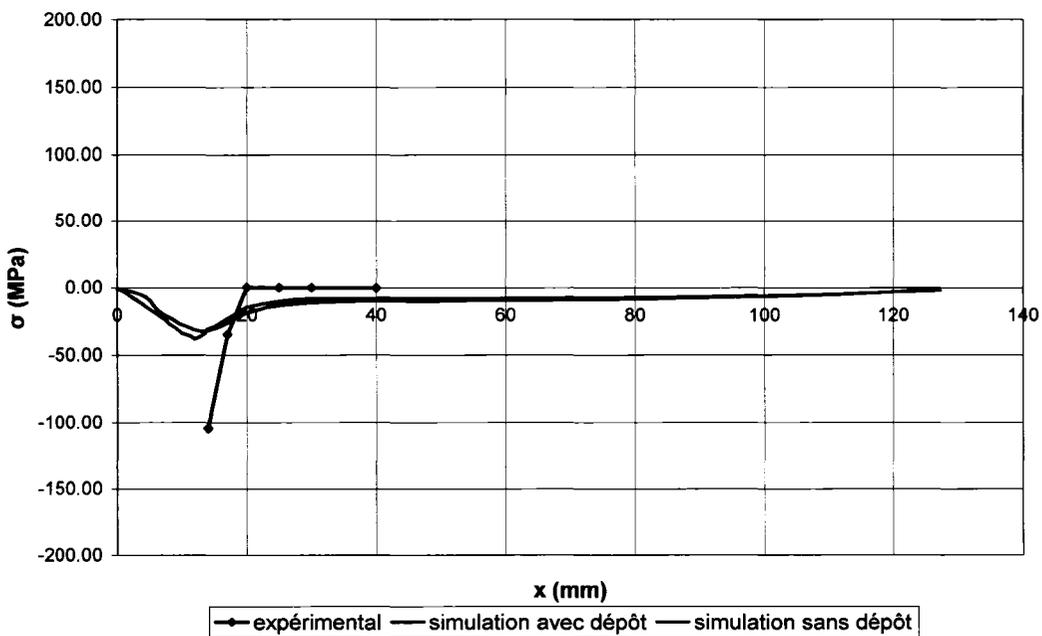
## Contrainte longitudinale (section 1)



## Contrainte transversale (section 1)



**Contrainte de cisaillement (section 1)****Contrainte longitudinale (section 2)**

**Contrainte transversale (section 2)****Contrainte de cisailement (section 2)**

## BIBLIOGRAPHIE

- [1] Galopin, M., Boillot, J.-P., Simoneau, R., *Technologie du soudage GMAW mig-mag*. Comité conjoint ÉTS-ISC-IREQ, Montréal. Papier présenté dans le cadre du cours MEC-625 – Technologie du soudage, ÉTS, automne 2003.
- [2] Alain, M. (1999), *Pièces mécaniques soudées – Traitements thermiques et mécaniques*, Paris : Techniques de l'ingénieur.
- [3] Pilipenko, A., (2001). *Computer Simulation of Residual Stress and Distortion of Thick Plates in Multi-electrode Submerged Arc Welding. Their Mitigation Techniques*. Thèse de doctorat, Université norvégienne de science et technologie, Trondheim.
- [4] Rosenthal, D., (1941), *Mathematical Theory of Heat Distribution During Welding and Cutting.*, *Welding Journal*, 20-5, 220-s – 234-s.
- [5] Pavelic, V., Tanbakuchi, R., Uyehara, O.A., Myers, P.S. (1969), *Welding Journal Research Supplement*, vol. 48, pp.295s-305s.
- [6] Friedman, E. (1975), *Journal Pressure Vessel Technology*, Trans. ASME vol 97 pp. 206-213
- [7] Goldak, J., Chakravarti, A., Bibby, M., (1984). *A New Finite Element Model for Welding Heat Sources. Metallurgical Transactions B*, 15b, 299-305.
- [8] Wahab, M.A., Painter, M.J., Davies, M.H., (1998). *The Prediction of the Temperature Distribution and Weld Pool Geometry in the Gas Metal Arc Welding Process. J. of Materials Processing Technology*, 17, 233-239.
- [9] Lindgren, L.-E., Runnemalm, H., Näsström, M. O., (1999), *Simulation of Multipass Welding of a Thick Plate.*, *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 44, 1301-1316.
- [10] Free, J. A., Porter Goff, R. F. D., (1989), *Predicting Residual Stresses in Multi-Pass Weldments With the Finite Element Method.*, *Computers & Structures*, 32-2, 365-378.
- [11] Näsström, M., Wikander, L., Karlsson, L., Lindgren, L.-E., Goldak, J. A., (1992), *Combined Solid and Shell Element Modelling of Welding.*, *Mechanical Effects of Welding*, Berlin : Springer.

- [12] Lindgren, L.-E., Häggblad, H.-Å., McDill, J.M.J., Oddy, A.S., (1997), Automatic Remeshing for Three-Dimensional Finite Element Simulation of Welding., *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 147, 401-409.
- [13] Shi, Q.-Y, Lu, A., Zhao, H, Wu, A., Wu, S., (2003), Precision and Efficiency of Some Key Techniques in Thermo-mechanical Simulation of Welding Process., 6<sup>th</sup> International Trends in Welding Research Conference Proceedings, Pine Mountain : ASM International.
- [14] Brickstad, B., Josefson, B. L., (1998), A Parametric Study of Residual Stresses in Multi-pass Butt-welded Stainless Steel Pipes., *International Journal of Vessels and Piping*, 75, 11-25.
- [15] Berglund, D., Runnemalm, H., (2003), Comparison of Deformation Pattern and Residual Stresses in Finite Element Models of a TIG-welded Stainless Steel Plate., 6<sup>th</sup> International Trends in Welding Research Conference Proceedings, Pine Mountain : ASM International.
- [16] Fanous, I. F. Z., Younan, M. Y. A., Wifi, A. S., (2003), 3-D Finite Element Modeling of the Welding Process Using Element Birth and Element Movement Techniques., *Transactions of the ASME*, 125, 144-150.
- [17] Frewin, M. R., Scott, D. A., (1999), Finite element model of pulsed laser welding., *Welding Journal (Miami, Fla)*, 78( 1), 15-s-22-s
- [18] Wu, A., Syngellakis, S., Mellor, B., (2002) Finite Element Prediction of Residual Stresses in a Fillet Welded T-joint., *ASM Proceedings of the International Conference: Trends in Welding Research*, 832-837.
- [19] Touloukian, Y.S., Ho, C.Y. (1970), Thermophysical Properties of matter, Vol. 2, Thermal Expansion Coefficient: Metallic Elements and Alloys, Plenum Publishing Corporation.
- [20] Murugan, S., Kumar, P.V., Raj, B., Bose, M.S.C., (2001), Temperature Distribution and Residual Stresses Due to Multipass Welding in Type 304 Stainless Steel and Low Carbon Steel weld Pads, *International Journal of Pressure and Piping*, 78(4), 307-317.
- [21] Berglund, D., Alberg, H., Runnemalm, H., (2003), Simulation of welding and stress relief heat treatment of an aero engine component., *Finite Elements in Analysis and Design*, 39, (09), 865-881.

- [22] Bouffard, D.-A., Lanteigne, J. (2004), Détermination de l'historique thermique du passage d'un arc de soudage par la méthode des éléments finis, rapport interne de l'IREQ.
- [23] Cao, Y. P., Hu, N., Lu, J., Fukunaga, H., Yao, Z. H., (2002), An Inverse Approach for Constructing the Residual Stress Field Induced by Welding., *Journal of Strain Analysis*, 37(4), 345-359.
- [24] Carpinteri, A., Majorana, C., (1995), Fully three-dimensional thermomechanical analysis of steel welding processes., *Journal of Materials Processing Technology*, 53(1-2), 85-92.
- [25] Chan, Y. W., (1993), Computer simulation of heat flow in pulsed current arc welding., *Journal of Materials Processing Technology*, 38 (1-2), p 449-464.
- [26] Chen, Y., Sheng, I.C. (1991), On the Solid-Fluid Transition Zone in Welding Analysis, *Heat and Mass Transfer in Solidification Processing*, 175, 21-33.
- [27] Chidiac, S. E., Mirza, F. A., (1991), Thermal Stress Analysis Due to Welding Processes by the Finite Element Method., *Computers & Structures*, 46-3, 407-412.
- [28] Faure. F., Bergheau, J.-M., Leblond, J.-B., (2004), Simulating welding with shell elements., *Journal de Physique IV (Proceedings)*, 120, 347-354.
- [29] Fricke, S., Keim, E., Schmidt, J. (2001), Numerical Weld Modeling – a Method for Calculating Weld-Induced Residual Stresses, *Nuclear Engineering and Design*, 206(2-3), 139-150.
- [30] Friedman, E. (1978), Analysis of Weld Puddle Distortion and Its Effect on Penetration, *Welding Journal*, 57(6), 161s-166s.
- [31] Fuerschbach, P. W., Eisler, G. R., (2002), Determination of Material Properties for Welding Models by Means of Arc Weld Experiments *ASM Proceedings of the International Conference: Trends in Welding Research*, 782-786
- [32] Goldak, J. A., Gu, M., Paramjeet, K., Bibby, M., (1990), Computer Simulation of Welding Processes, *Computational Simulation and Manufacturing Processes*, MD-20, 193-201.
- [33] Gu, M., Goldak, J. A., (1993), Steady state formulation for stress and distortion of welds., *Manufacturing Science and Engineering*, 64, 843-854.

- [34] Hsu, M. B., (1977), Analysis of Welds By the Finite Element Method., Num. Model. Manuf. Proc., New York: ASME.
- [35] Incropera, F.P., Dewitt, D.P. (2002), *Fundamentals of Heat and Mass Transfer* (5e éd.), New York: John Wiley & Sons.
- [36] The James F. Lincoln Arc Welding Foundation. (2000). *The Procedure Handbook of Arc Welding* (14e éd.). Cleveland.
- [37] Josefson, B. L., Karlsson, C. T., (1989), FE-Calculated Stresses in a Multi-Pass Butt-Weldedpipe - A Simplified Approach., *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 38(03), 227-243.
- [38] Lie, S.T., Lee, C.K., Wong, S.M. (2001), Modelling and Mesh Generation of Weld Profile in Tubular Y-Joint, *Journal of Constructional Steel Research*, 57(5), 547-567.
- [39] Majorana, C.E., Navarro, G. (1991), Three-Dimensional Thermal Analysis of steel Welding Process, *Welding International*, 5(8), 622-627.
- [40] Mashaie, A., Hughues, E., Goldak, J., (1993), Error estimates for finite element solutions of elliptic boundary value problems., *Computers and Structures*, 49(01), 187-198.
- [41] Mashaie, A., Hughues, E., Goldak, J., (1996), Estimated error bounds for finite element solutions of elliptic boundary value problems., *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 130(1-2), 17-31
- [42] Matos, C.G., Dodds Jr, R.H. (2000), Modeling the Effects of Residual Stresses on Defects in Welds of Steel Frame Connections, *Engineering Structures*, 22(9), 1103-1120.
- [43] Murthy, YVL N., Rao, G. V., Iyer, P. K., (1994), Analysis of residual stresses in hemispherical head to cylindrical shell joints of steam generator by weld cycle simulation., *Journal of Materials Processing Technology*, 44( 3-4), 273-280.
- [44] Murugan, S., Kumar, P.V., Raj, B., Bose, M.S.C., (1998), Temperature Distribution during Multipass Welding of Plates., *International Journal of Pressure and Piping*, 75(12), 891-905.
- [45] Pan, N., Sheppard, S.D. (2003), Stress Intensity Factors in Spot Welds, *Engineering Fracture Mechanics*, 70(5), 671-684.

- [46] Rykalin, R. R., (1974), Energy Sources for Welding., *\*\*Houdrement Lecture., Intrenational Institute of Welding*, 1-23
- [47] Sarkani, S., Tritchkov, V., Michaelov, G. (2000), An Efficient Approach for Computing Residual Stresses in Welded Joints, *Finite Elements in Analysis and Design*, 35(3), 247-268.
- [48] Teng, T.L., Fung, C.P., Chang, P.H. (2002), Effect of Weld Geometry and Residual Stresses on Fatigue in Butt-Welded Joints, *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 79(7), 467-482.
- [49] Yang, Z., Chen, X. L., Chen, N., Ludewig, H. W., (2002), Virtual Welded-Joint Desing by Copling Thermal-Metallurgical-Mechanical Welding, *ASM Proceedings of the International Conference: Trends in Welding Research*, 861-866.
- [50] Wikander, L., Karlsson, L., Näsström, M., Webster, P. (1994), Finite Element Simulation and Measurement of Welding Residual Stresses, *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 2(4), 845-864.
- [51] Zacharia, T., Vitek, J. M., Goldak, J.A., DebRoy, T.A., Rappaz, M., Bhadeshia, H. K. D. H. (1995), Modeling of fundamental phenomena in welds, *Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering*, 3(2), 265-288.
- [52] Zhang, J., Dong, P., Brust, F.W., Shack, W.J., Mayfield, M.E., McNeil, M., (2000), Modeling of weld residual stresses in core shroud structures., *Nuclear Engineering and Design*, 195(02), 171-187.