



HAL
open science

Simulation numérique du soudage à l'électrode enrobée d'assemblages d'angle en acier S355

Maryline Clergé

► **To cite this version:**

Maryline Clergé. Simulation numérique du soudage à l'électrode enrobée d'assemblages d'angle en acier S355. Sciences de l'ingénieur [physics]. Université Paul Verlaine - Metz, 2000. Français. NNT : 2000METZ055S . tel-01748949

HAL Id: tel-01748949

<https://hal.univ-lorraine.fr/tel-01748949>

Submitted on 29 Mar 2018

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.



AVERTISSEMENT

Ce document est le fruit d'un long travail approuvé par le jury de soutenance et mis à disposition de l'ensemble de la communauté universitaire élargie.

Il est soumis à la propriété intellectuelle de l'auteur. Ceci implique une obligation de citation et de référencement lors de l'utilisation de ce document.

D'autre part, toute contrefaçon, plagiat, reproduction illicite encourt une poursuite pénale.

Contact : ddoc-theses-contact@univ-lorraine.fr

LIENS

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 122. 4

Code de la Propriété Intellectuelle. articles L 335.2- L 335.10

http://www.cfcopies.com/V2/leg/leg_droi.php

<http://www.culture.gouv.fr/culture/infos-pratiques/droits/protection.htm>

THÈSE

Présentée à



UNIVERSITÉ DE METZ
PAR

BIBLIOTHEQUE UNIVERSITAIRE DE METZ	
N° inv.	20001825
Cote	S/Mz 00/55
Loc	

Maryline CLERGÉ

Pour l'obtention du grade de :
DOCTEUR de l'UNIVERSITÉ de METZ

SPECIALITÉ : Sciences de l'Ingénieur
OPTION : Mécanique

Simulation numérique du soudage à l'électrode enrobée d'assemblages d'angle en acier S355

Soutenue le 18 Mai 2000 devant le jury composé de

J.M. BERGHEAU	ENI - Saint Etienne	<i>Examineur</i>
B. CHABROLIN	CTICM - Saint Remy les Chevreuses	<i>Examineur</i>
K. DANG VAN	Ecole Polytechnique - Palaiseau	<i>Rapporteur</i>
S. DEBIEZ	Institut de Soudure - Villepinte	<i>Examineur</i>
D. FRANCOIS	Ecole Centrale - Paris	<i>Rapporteur</i>
J.J. JANOSCH	Institut de Soudure - Ennery	<i>Examineur</i>
L. JUBIN	CETIM - Nantes	<i>Examineur</i>
M. POTIER-FERRY	LPMM - Metz	<i>Directeur de thèse</i>

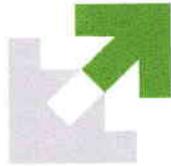




INSTITUT SUPERIEUR DE GENIE MECANIQUE
ET PRODUCTIQUE

THÈSE

Présentée à



UNIVERSITÉ DE METZ
PAR

Maryline CLERGÉ

Pour l'obtention du grade de :
DOCTEUR de l'UNIVERSITÉ de METZ

SPECIALITÉ : Sciences de l'Ingénieur
OPTION : Mécanique

***Simulation numérique du soudage à l'électrode
enrobée d'assemblages d'angle en acier S355***

Soutenue le 18 Mai 2000 devant le jury composé de

J.M. BERGHEAU	ENI - Saint Etienne	<i>Président</i>
B. CHABROLIN	CTICM - Saint Remy les Chevreuses	<i>Examineur</i>
K. DANG VAN	Ecole Polytechnique - Palaiseau	<i>Rapporteur</i>
S. DEBIEZ	Institut de Soudure - Villepinte	<i>Examineur</i>
D. FRANCOIS	Ecole Centrale - Paris	<i>Rapporteur</i>
J.J. JANOSCH	Institut de Soudure - Ennery	<i>Examineur</i>
L. JUBIN	CETIM - Nantes	<i>Examineur</i>
M. POTIER-FERRY	LPMM - Metz	<i>Directeur de thèse</i>

Remerciements

L'étude présentée dans cette thèse s'est déroulée dans le cadre d'une convention CIFRE de l'ANRT. Elle a été réalisée au sein du laboratoire Fatigue et Mécanique de la Rupture (FMR) de l'Institut de Soudure d'Ennery.

Je tiens à remercier plus particulièrement :

Monsieur Jean Jacques Janosch qui m'a accueillie au sein du laboratoire FMR et qui m'a soutenue pendant ces trois années. Je le remercie aussi pour sa relecture patiente et ses conseils avisés.

Monsieur Michel Potier-Ferry qui m'a accepté en thèse au sein du LPMM de Metz.

Monsieur Laurent Jubin du CETIM de Nantes pour m'avoir fourni la possibilité de faire cette thèse.

Monsieur Simon Debiez pour ses conseils et sans qui cette thèse n'aurait pu être réalisée.

Monsieur Ky Dang Van, de l'Ecole Polytechnique pour son aide scientifique et qui m'a fait l'honneur d'être rapporteur.

Monsieur Dominique François de l'Ecole Centrale de Paris qui a eu l'amabilité d'être rapporteur de cette thèse.

Monsieur Bruno Chabrolin du CTICM qui a eu l'amabilité de participer à ce jury de thèse.

Messieurs Daniel Cartaud, François Maltrud et Philippe Roguin de l'Institut de Soudure à Villepinte qui ont réalisé la partie expérimentale.

Messieurs Frédéric Boitout et Gilles Mangialenti de la société Systus International qui m'ont apporté leur précieux concours pour les calculs avec le code Sysweld.

Monsieur Jean Bernard Roelens, ingénieur au FMR jusqu'en 1995, pour ses conseils avisés et son soutien lors du démarrage de cette thèse.

Mes collègues du FMR pour les bons moments passés ensemble et plus particulièrement à Jacques Socquet pour son aide lors de la rédaction de cette thèse.

Mes parents et mes proches pour leur soutien et leur confiance.

Table des matières

Introduction générale

Préambule

Partie I : Généralités

1 L'opération de soudage à l'arc des aciers C-Mn - Généralités et applications industrielles 15

1.1 Description générale du procédé	15
1.1.1 Le soudage à l'arc.....	15
1.1.2 Les électrodes enrobées.....	16
1.2 Les caractéristiques physiques de l'opération de soudage	17
1.2.1 Caractéristiques du cycle thermique	17
1.2.2 Caractéristiques métallurgiques	18
1.2.3 Caractéristiques mécaniques et contraintes résiduelles.....	20
1.3 Synthèse	21

2 Modélisation du soudage 23

2.1 Introduction	23
2.2 Présentation du logiciel SYSWELD	23
2.2.1 Généralités.....	23
2.2.2 Données nécessaires à la simulation numérique du soudage.....	27
2.2.3 Le calcul thermo-métallurgique.....	27
2.2.4 Le calcul mécanique	32
2.3 Synthèse	34

Partie II : Applications numériques

3 Base de données expérimentales	41
3.1 Matériaux utilisés pour la réalisation des assemblages	41
3.1.1 <i>Le métal de base</i>	41
3.1.2 <i>Le métal d'apport</i>	42
3.2 Caractéristiques thermiques, métallurgiques et mécaniques utilisées	42
3.2.1 <i>Caractéristiques thermiques</i>	42
3.2.2 <i>Caractéristiques métallurgiques</i>	44
3.2.3 <i>Caractéristiques mécaniques</i>	45
3.3 Simulation numérique de l'effet thermique de soudage	48
3.4 Motivation et application industrielle	51
4 Le soudage monopasse	63
4.1 Introduction	63
4.2 Application au soudage monopasse	63
4.2.1 <i>Définition et réalisation de l'assemblage de référence</i>	63
4.2.2 <i>Discretisation des modèles</i>	65
4.2.3 <i>Modélisation thermo-métallurgique</i>	65
4.2.4 <i>Modélisation mécanique</i>	71
4.3 Influence de différents paramètres	82
4.3.1 <i>Présentation des cas étudiés</i>	82
4.3.2 <i>Influence du débridage de l'assemblage 10/20 - $\rho = 1 \text{ mm}$</i>	83
4.3.3 <i>Influence du bridage de la semelle de l'assemblage 10/10</i>	85
4.3.4 <i>Influence de l'épaisseur de la semelle</i>	89
4.3.5 <i>Influence du rayon de raccordement</i>	91
4.3.6 <i>Influence du préchauffage</i>	93
4.3.7 <i>Influence de la séquence de soudage : soudage simultané des cordons</i>	96
4.4 Application des résultats numériques dans le logiciel L.A.C.A.S	98
4.5 Conclusions	100

5 Le soudage multipasse	133
5.1 Introduction	133
5.2 Application au soudage en 3 passes	133
5.2.1 Définition et réalisation de l'assemblage de référence	133
5.2.2 Influence de l'épaisseur de la semelle	139
5.2.3 Influence de la séquence de soudage	141
5.3 Application au soudage en 6 passes	143
5.3.1 Définition et réalisation de l'assemblage de référence	143
5.3.2 Influence de l'épaisseur de la semelle	149
5.3.3 Influence du traitement thermique de détensionnement	152
5.4 Conclusions	155
6 Exemple d'application pour l'approche mécanique locale	189
6.1 Introduction générale	189
6.2 Définition d'un critère de fatigue local	189
6.2.1 Principe de l'approche mécanique locale	190
6.2.2 Application de l'approche mécanique locale aux soudures d'angle	190
6.3 Conclusions	198

Conclusion générale

Annexe 1

Introduction générale

Depuis les premières applications, les soudeurs sont dans la pratique, confrontés aux déformations engendrées par les soudures et ont appris à les prévoir, pour les compenser et produire des ensembles de forme "convenable". L'ampleur des déformations leur laissait à penser qu'un état de contrainte important devait être développé, et intuitivement, ils avaient admis que dans le sens longitudinal de la soudure, les contraintes pouvaient atteindre la limite d'élasticité de la zone fondue, tandis que dans le sens transversal, leur niveau devait être en rapport avec l'intensité du bridage de retrait. Le développement des moyens de mesure des contraintes en surface, est venu peu à peu confirmer leurs estimations.

Certes, l'implication des contraintes dans divers processus de fissuration, lors de l'exécution des soudures, était connue, de même que dans celui de la rupture brutale des soudures fragiles, mais les soudeurs s'étaient accommodé d'évaluations qualitatives. Par souci de sécurité, la réglementation des récipients à pression avait simplement prescrit la relaxation complète par traitement thermique partout où le risque pouvait exister.

Ce n'est qu'à l'avènement de la mécanique de la rupture que les mécaniciens ont indiqué aux soudeurs que la connaissance exacte du champ des contraintes propres dans l'épaisseur de la soudure, était nécessaire pour améliorer la prévision du comportement des assemblages en fatigue et à la rupture brutale, alors que simultanément, le développement du calcul numérique ouvrait des perspectives pour atteindre cette connaissance.

Des besoins ont été alors exprimés :

- Une évaluation de la nocivité réelle des défauts des soudures pour atteindre un degré d'acceptation,
- Une amélioration des règles de prévision des comportements à rupture pour éviter la pratique excessive de l'ajout systématique au chargement d'une contrainte résiduelle positive égale à la limite d'élasticité,
- Une révision des règles de relaxation des contraintes qui grèvent le coût de fabrication.

Ces évolutions ne peuvent être menées que dans une connaissance du champ des contraintes réel dans un certain nombre d'assemblages types.

Enfin, les soudeurs ont ressorti leur ancienne préoccupation jamais suffisamment satisfaite, de la prévision des déformations d'une soudure à partir de ses caractéristiques.

Un outil numérique particulièrement adapté aux besoins des soudeurs, ayant été développé par l'industrie nucléaire française, puis mis à disposition de l'Institut de Soudure, a permis à cet organisme d'entreprendre depuis 1990, avec l'aide financière du CETIM (Centre Technique des Industries Mécaniques), dans le cadre du fonctionnement de sa commission soudage, des travaux de simulation numérique permettant d'atteindre la connaissance précise du champ des contraintes résiduelles des soudures.

Les premiers travaux de modélisation, réalisés à l'Institut de Soudure, ont été entrepris pour le domaine de la chaudronnerie. L'application était dédiée aux appareils à pression subissant des conditions de service statiques. L'intérêt était alors d'évaluer les contraintes résiduelles et leur conséquence sur la nocivité des défauts de soudage, en fonction également des propriétés mécaniques.

Il fallait ensuite répondre aux préoccupations des secteurs industriels du mécano-soudage ou de la construction métallique, dont les structures subissent généralement des conditions de service cycliques. L'application est dans ce cas, plutôt orientée vers des assemblages soudés en angle ou en croix, de faibles et moyennes épaisseurs. Les besoins exprimés par ces secteurs industriels, sont axés vers une meilleure connaissance de l'influence des paramètres caractérisant le mode opératoire de soudage sur le niveau des déformations, générées dans les structures et sur l'état des contraintes résiduelles présentes dans les assemblages soudés, en vue de mieux prédire le comportement en fatigue des structures soudées.

Les travaux présentés dans cette thèse, portent sur les assemblages en acier S355, soudés en angle avec le procédé de soudage à l'électrode enrobée.

L'étude se divise en trois parties :

- ↳ La première partie traite des généralités relatives à la physique du procédé de soudage à l'électrode enrobée ainsi qu'aux principes considérés pour la modélisation numérique du soudage,
- ↳ La seconde partie s'intéresse aux applications numériques dans le cas des soudures d'angle. Deux types de séquences de soudage ont été étudiés : monopasse et multipasse (trois et six passes). Pour chaque séquence de soudage, nous nous sommes intéressés à l'influence de différents paramètres, liés au procédé et au mode opératoire de soudage, sur le champ des contraintes résiduelles,
- ↳ A partir de ces résultats numériques et d'une campagne d'essais expérimentaux, nous présenterons une nouvelle méthode de prédiction de la tenue en fatigue des ces assemblages d'angle. Cette méthode, définie à partir de l'approche locale, permet de prendre en compte l'influence de la qualité des soudures, des propriétés mécaniques et de l'état des contraintes résiduelles de soudage ou de bridage.

Préambule

Le premier outil performant permettant de modéliser les phénomènes complexes qui accompagnent le soudage, avec suffisamment de rigueur pour atteindre le champ des contraintes résiduelles, est le code de calcul aux éléments finis SYSWELD qui a été développé, dès 1985, par Framasoft (maintenant Systus International), pour les besoins de l'industrie nucléaire française.

Si très tôt des méthodes analytiques furent proposées pour traiter le problème thermique, des solutions avancées pour résoudre le problème mécanique des contraintes, étaient très approximatives. Nous étions loin d'une véritable simulation numérique d'un procédé de soudage impliquant l'interaction des phénomènes physiques tels que l'effet des transformations métallurgiques sur le comportement mécanique.

Il n'y avait guère que les mesures expérimentales, au demeurant très délicates à mettre en œuvre jusqu'au développement récent des mesures par diffraction des rayons X, qui ne donnent accès qu'à un état de contraintes bidimensionnel sur les surfaces.

SYSWELD est aujourd'hui le résultat de 10 à 15 années de validation progressive dans le temps, effectuées par Framasoft [41, 42], qui a également collaboré avec l'Institut de Soudure, pour des applications sur le soudage par faisceau d'électrons [35] ou laser [36]. Ce logiciel est aussi utilisé pour la simulation numérique du soudage, sur titane sans prise en compte de la métallurgie [49] ou sur aluminium avec prise en compte de la métallurgie [50]. Nous retrouvons des exemples d'application de modélisation de soudage sur acier dans le domaine aéronautique [51].

Les premiers travaux réalisés par l'Institut de Soudure [16, 17, 18, 19, 20 et 21] ont porté sur des assemblages bout à bout typiques de la chaudronnerie, en acier A48-A52. Le soudage multipasse sous flux électroconducteur sur des épaisseurs de 30 et 60 mm, donnaient lieu à une simple transformation bainitique au refroidissement. Les assemblages étaient totalement libres ou bridés dans des situations de soudure circulaire de raboutage de virole ou de soudures longitudinales de fermeture de virole.

A noter que ce développement a été constamment encouragé par une bonne corrélation des résultats numériques avec les mesures expérimentales.

A ce stade, soit en 1995, ce sont les deux constatations suivantes qui ont motivé la présente thèse :

- Une imprécision liée à la dispersion chronique des résultats, affectait généralement les essais de fatigue sur des soudures d'angle et entravait l'évolution vers une approche mécanique locale [34] proposée pour mieux prévoir le comportement en fatigue. Nous supputions alors l'influence des contraintes résiduelles aux divers points d'amorçage des fissures, sur la valeur desquelles nous nous perdions en conjecture,
- Aucun travail n'avait été publié à cette époque sur la simulation numérique des soudures d'angle.

L'utilisation de SYSWELD est alors apparue comme une opportunité pour aborder ce problème dans l'espoir de débloquer la situation.

Les travaux de la présente thèse ont eu pour objectif d'avancer dans la connaissance des contraintes résiduelles aux points sensibles des soudures d'angle, en utilisant l'outil numérique SYSWELD dans son développement actuel.

Partie I

Généralités

1 L'opération de soudage à l'arc des aciers C-Mn - Généralités et applications industrielles

1.1 Description générale du procédé [1]

1.1.1 Le soudage à l'arc

Dans sa définition la plus générale, le soudage est une opération consistant à assembler des parties métalliques entre elles (deux ou plus) en faisant fondre localement ces parties avec ou sans apport métallique (dit "métal d'apport").

Le soudage manuel électrique à l'arc avec électrodes enrobées est un procédé dans lequel :

- l'arc jaillit entre la pièce à souder et une électrode,
- l'électrode est une électrode fusible, sous forme de baguette et servant de métal d'apport,
- la protection du bain de fusion est assurée par un laitier créé par la fusion d'un enrobage entourant l'âme de l'électrode,
- le maintien de l'arc électrique et son déplacement le long du joint sont assurés uniquement par la main du soudeur.

Les soudeurs ont l'habitude de caractériser le dépôt d'un cordon de soudure par une énergie linéaire conventionnelle, dite énergie de soudage (E_s avec comme unité J/cm). Cette énergie est calculée par cm de cordon déposé selon la formule suivante :

$$E_s = \frac{U \cdot I}{V}$$

La figure 1.1 présente la configuration de l'arc avec électrode enrobée pendant l'opération de soudage.

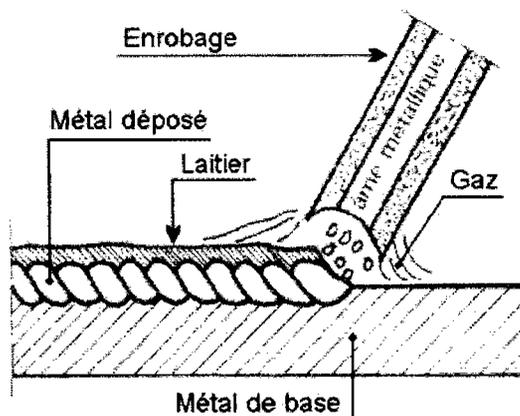


Figure 1.1 : Arc avec électrode enrobée

1.1.2 Les électrodes enrobées

a) Descriptif d'une électrode enrobée

Les électrodes enrobées (voir le schéma ci-après) sont constituées par une baguette métallique appelée *âme*, entourée d'un revêtement adhérent appelé *enrobage*. Cet enrobage est constitué par des poudres de composition complexe, parfaitement homogénéisées et assemblées par un liant, généralement du silicate de soude ou de potasse.

Une extrémité de l'électrode est dénudée pour assurer un bon contact électrique avec le porte-électrode et l'autre extrémité est conditionnée pour faciliter le premier amorçage, comme le montre la figure 1.2.

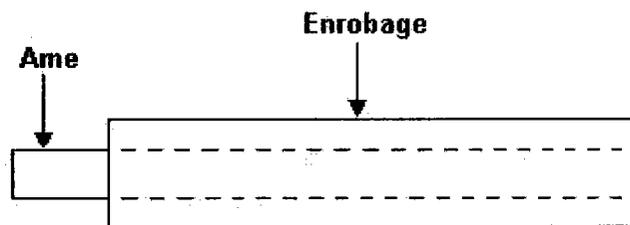


Figure 1.2 : Electrode enrobée

b) Rôle de l'enrobage

↳ Rôle mécanique et physique :

Le retard à la fusion de l'enrobage provoque à l'extrémité de l'électrode la formation d'un cratère plus ou moins important, qui contribue à la stabilité mécanique de l'arc. Avec certains types d'électrodes, ce cratère est suffisamment dur et profond pour permettre l'appui permanent de l'électrode sur la pièce. Les phénomènes de tension superficielle sont particulièrement importants et c'est par un choix précis de leur action, qu'il est possible d'éviter la formation de caniveaux et d'obtenir un aspect de cordon satisfaisant.

↳ Rôle métallurgique :

La fusion de l'enrobage produit un gaz et un laitier qui protègent le bain liquide et le métal durant le refroidissement. Le laitier qui assure des échanges avec le métal fondu. Il compense les pertes en silicium et manganèse et apporte éventuellement des éléments d'addition tels que le chrome, le nickel, le molybdène, qui sont introduits dans l'enrobage sous forme de ferro-alliages. Cette possibilité d'apport par l'enrobage prend une place importante dans la conception des électrodes modernes. Il est possible de fabriquer des électrodes dites de synthèse ou synthétiques, dont l'âme est en acier non allié, mais qui déposent un métal fortement allié. Les éléments d'addition sont alors apportés en totalité par l'intermédiaire de l'enrobage sous forme de poudre métallique.

Observations : Pour ces travaux de simulation numérique, nous ne prendrons pas en compte les phénomènes physiques produits par l'enrobage pendant l'opération de soudage. Ceci peut être modélisé mais met en jeu des phénomènes thermodynamiques complexes qui sont sans rapport avec ce sujet de thèse et qui demandent des données supplémentaires difficilement accessibles. Dans le cadre de cette

étude, nous modélisons essentiellement les phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques du soudage, à partir du volume du bain fondu formé, reconnu sur une macrographie.

1.2 Les caractéristiques physiques de l'opération de soudage

1.2.1 Caractéristiques du cycle thermique [2]

Le soudage par électrodes enrobées (EE) est un soudage par fusion, qui produit un échauffement local des pièces à souder avec apport de métal liquide. Cet apport de chaleur se déplace le long du joint à souder. Chaque point de la zone soudée ainsi que son voisinage, subit un cycle thermique, c'est à dire un chauffage rapide et un refroidissement plus ou moins lent.

La connaissance du cycle thermique que subit l'assemblage au niveau de la soudure, est nécessaire pour interpréter les phénomènes métallurgiques résultant de l'opération de soudage. Le cycle thermique correspond à la variation de la température en fonction du temps au cours du soudage. Cette évolution thermique est de la forme $\theta = f(t)$. D'un point de vue pratique, ces cycles thermiques sont obtenus au moyen de thermocouples placés dans la Zone Affectée Thermiquement (ZAT) dans les assemblages soudés.

La figure 1.3 suivante présente la répartition thermique dans un assemblage soudé bout à bout, au voisinage d'une soudure, en un point noté A :

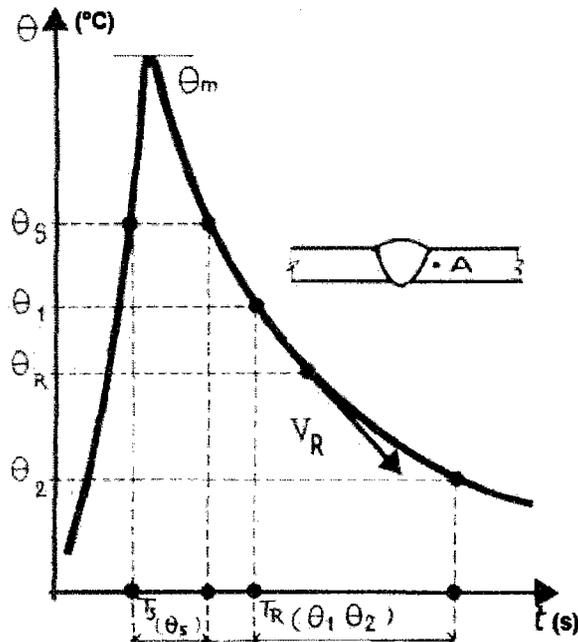


Figure 1.3 : Evolution thermique dans un assemblage bout à bout

Le cycle thermique est caractérisé par les paramètres suivants :

- θ_m : température maximale atteinte,
- T_s : temps de séjour au dessus d'une température θ_s ,
- Loi de refroidissement donnée de deux manières :
 - * soit par le temps de refroidissement $T_R(\theta_1, \theta_2)$ entre deux températures θ_1 et θ_2 (entre 800 et 500°C),
 - * soit par la vitesse de refroidissement V_R à une température θ_R .

La figure 1.4 présente la répartition type de la température maximale θ_m atteinte pendant l'opération de soudage, en chaque point d'un assemblage bout à bout. La durée et l'amplitude du cycle thermique varient suivant le type et l'énergie de soudage.

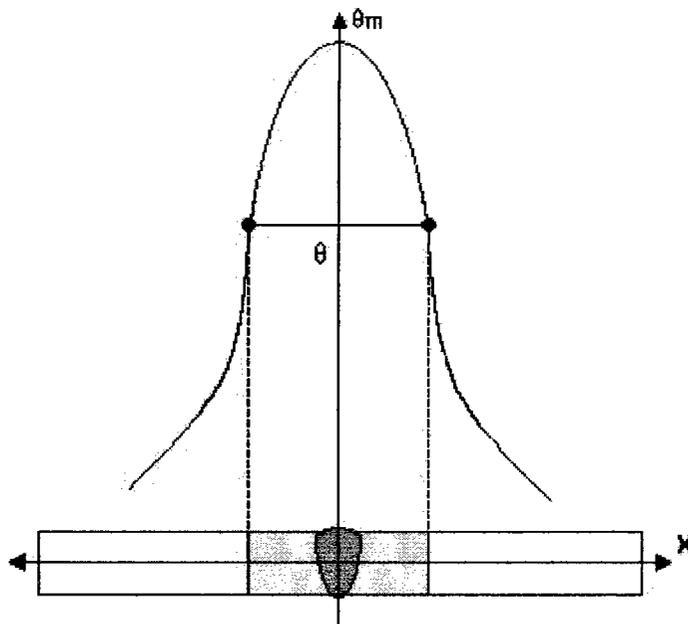


Figure 1.4 : Répartition type de la température maximale θ_m

Observations : La première étape de la simulation numérique est la prédiction du cycle thermique, en tous les points de la ZAT et de la zone fondue. Pour la simulation numérique du soudage, le cycle thermique est une première donnée d'entrée pour notre modèle afin de pouvoir prédire l'état métallurgique des matériaux en présence. Les caractéristiques nécessaires en ZAT sont :

- le temps de refroidissement,
- la température maximale atteinte lors du soudage.

Ces paramètres seront utilisés pour modéliser l'apport de chaleur.

1.2.2 Caractéristiques métallurgiques [2, 3]

Lors de l'opération de soudage, les aciers Carbone-Manganèse subissent des transformations métallurgiques dues au cycle thermique appliqué. La connaissance des transformations métallurgiques liées au soudage, est par conséquent très importante car les différentes transformations métallurgiques engendrent des champs de contraintes de valeurs non homogènes.

Un assemblage soudé est composé de trois zones distinctes : la zone fondue, la Zone Affectée Thermiquement (ZAT) et le métal de base.

Afin de mieux visualiser les différentes zones, la figure 1.5 nous les présente dans le cas d'un assemblage soudé bout à bout soudé en une passe :

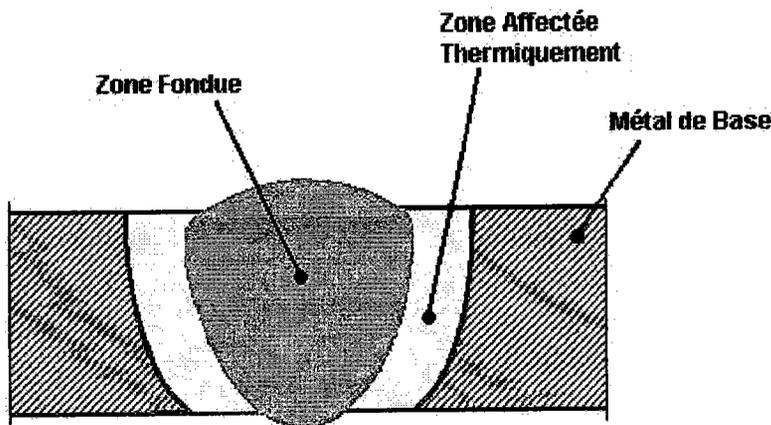


Figure 1.5 : Zones d'un assemblage bout à bout

La zone fondue est un volume de matière dans lequel la température maximale atteinte, au cours du soudage, est supérieure ou égale à la température de fusion. La température de fusion pour les aciers est aux environs de 1500°C. La zone fondue est constituée du métal d'apport ainsi que d'une partie de métal de base (partie du métal de base fondu et dilué). Le matériau d'apport, dans le cas des aciers carbone-manganèse, donne généralement lieu à une transformation bainitique lors du refroidissement. Nous nous trouvons alors en présence de bainite dans la zone fondue à la fin du cycle de soudage.

La zone affectée thermiquement (ZAT) est un volume de métal de base dans lequel la température maximale atteinte, au cours du soudage, est inférieure à la température de fusion. Néanmoins, cette température entraîne des modifications métallurgiques du métal de base sans que celui-ci soit fondu. Lors du refroidissement continu du cycle thermique, la ZAT subit une transformation métallurgique qui peut être martensitique, bainitique ou mixte selon la vitesse de refroidissement :

- Pour une vitesse de refroidissement lente, nous sommes en présence d'un phénomène de recuit ou normalisation. La structure finale est composée de ferrite-perlite (structure identique au métal de base),
- Pour une vitesse moyenne, nous avons un effet de trempe douce et nous obtenons une structure finale composée de bainite (ferrite et cémentite),
- Pour une vitesse de refroidissement rapide, l'effet est alors dit de trempe dure. La structure finale est composée de martensite (forte déformation du réseau cristallin et apparition de cisaillements).

Le métal de base est la partie de l'assemblage où la température n'a eu aucune influence sur les propriétés métallurgiques du matériau. Celui-ci garde les propriétés métallurgiques qu'il possédait avant le soudage.

La connaissance de la structure finale dans la zone fondue et dans la ZAT est importante. En effet, par exemple, la structure bainitique possède des propriétés mécaniques (limite d'élasticité, limite à rupture) plus faibles qu'une structure martensitique.

Observations : Dans le cadre de cette étude, nous nous intéressons à la modélisation numérique du soudage d'un acier carbone-manganèse de type S355, dont les phases de transformations métallurgiques sont modélisées pour le métal de base et le métal d'apport. Ces phases modélisées seront de type austénitique, bainitique et martensitique.

1.2.3 Caractéristiques mécaniques et contraintes résiduelles [4, 5, 6, 7, 8]

Les principales spécificités que représente l'opération de soudage sur la caractérisation d'un assemblage sont :

- l'hétérogénéité de la microstructure,
- les différentes propriétés mécaniques des matériaux en présence (métal de base et zone fondue),
- l'état des contraintes résiduelles de soudage.

En ce qui concerne les contraintes résiduelles, leur origine est implicitement liée à l'histoire thermo-métallurgique du soudage et à l'interaction des deux premiers points qui ont été développés précédemment, c'est à dire :

- ↪ les dilatations et contractions dues au gradient thermique rencontré au cours du soudage (chauffage et refroidissement),
- ↪ les déformations plus ou moins élevées des assemblages soudés dues à leur géométrie et à l'intensité des bridages trouvés dans de nombreuses configurations de soudage (raidisseurs, positions diverses ...),
- ↪ les transformations métallurgiques qui entraînent des modifications des propriétés mécaniques des matériaux.

Bon nombre d'études ont pu démontrer l'influence des contraintes résiduelles sur la tenue en service des structures soudées. Cependant, leur rôle et les mécanismes d'endommagement qu'elles engendrent, dépendent de l'application spécifique et du milieu environnant au service : milieux ambiants, neutres ou agressifs [5, 6].

Pour ces raisons, nous nous intéresserons donc, dans ces travaux, aux applications propres de la chaudronnerie et de la construction métallique pour modéliser les contraintes résiduelles et ensuite étudier leur influence en fonction des paramètres géométriques qui caractérisent l'assemblage ou l'application industrielle.

Observations : Dans cette étude, il est nécessaire de caractériser les propriétés mécaniques des matériaux de base et d'apport, c'est à dire connaître toutes les caractéristiques des différentes phases que rencontrent les deux matériaux depuis les hautes températures (900°C) jusqu'à l'ambiante. Ces propriétés mécaniques permettent d'évaluer numériquement les interactions thermo-métallurgiques et mécaniques pour calculer les contraintes résiduelles à la fin du cycle de soudage.

1.3 Synthèse

La présentation générale liée à la physique du soudage, nous a permis de montrer que suivant le procédé de soudage utilisé, le soudeur applique une énergie spécifique sur les matériaux (métal de base et d'apport). Cette énergie sert d'une part, à fondre le métal d'apport et le métal de base pour constituer la zone fondue et d'autre part, à produire un échauffement en ZAT qui engendrera des modifications structurales. Les phases métallurgiques des aciers C-Mn, possédant des propriétés mécaniques différentes, nous obtenons ainsi des déformations résiduelles (ou des contraintes résiduelles) différentes qui sont directement conditionnées par le procédé de soudage employé. S'ajoutent aussi les déformations donc les contraintes d'origine mécanique extérieure au soudage à l'arc (effet du bridage ou de l'auto-bridage de la structure).

Ainsi, l'état des contraintes résiduelles sera conditionné par :

- le couple matériau-énergie de soudage,
- la géométrie de l'assemblage soudé (angle, bout à bout ...),
- la séquence de soudage (monopasse ou multipasse, forme du chanfrein, nombre de passes, température de pré ou post chauffage, température entre passes ...),
- le bridage de l'assemblage (libre, encasté) qui engendre des effets de pliage.

Dans ces travaux de thèse, nous ne prendrons pas en compte les phénomènes physiques produits par l'enrobage de l'électrode pendant l'opération de soudage. Avec SYSWELD, nous ne modélisons pas la formation du bain fondu mais, nous modélisons essentiellement les phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques liés au refroidissement de la zone fondue ainsi qu'à l'échauffement et au refroidissement de la ZAT. La première donnée pour notre modèle numérique est le contour de la zone fondue qui sera établi au moyen d'une macrographie. La seconde donnée sont les caractéristiques du cycle thermique que sont :

- le temps de refroidissement entre 800 et 500°C,
- la température maximale atteinte lors du soudage.

Les modélisations numériques du soudage sont réalisées, dans cette thèse, pour un acier carbone-manganèse de type S355, dont les phases de transformations métallurgiques sont modélisées pour le métal de base et le métal d'apport. Ces phases modélisées seront de type austénitique, bainitique et martensitique.

Dans la suite ces travaux, nous nous attacherons à décrire précisément, les méthodes et hypothèses qui peuvent être employées aujourd'hui pour la modélisation du soudage, afin d'aider l'ingénieur à mieux en appréhender le comportement en service des structures soudées.

2 Modélisation du soudage

2.1 Introduction

Pour décrire une modélisation numérique, il faut s'intéresser aux principes généraux et hypothèses relatifs au calcul numérique. Bon nombre d'ouvrages relatent le déroulement d'un calcul numérique [9, 10, 11, 12].

Notre choix s'est porté sur le logiciel SYSWELD car c'est un des seuls logiciels commercialisés, à prendre en compte les transformations métallurgiques apparaissant au cours du chauffage ou du refroidissement d'un acier.

Dans ce chapitre, nous définirons de façon plus spécifique les principes et moyens mis en œuvre dans le logiciel SYSWELD pour "arriver à reproduire" numériquement les phénomènes thermiques, métallurgiques et mécaniques liés à l'opération de soudage.

2.2 Présentation du logiciel SYSWELD [13]

2.2.1 Généralités

Le code aux éléments finis SYSWELD [13], permet de modéliser le comportement d'un système physique métallique soumis à un chargement thermo-mécanique. SYSWELD permet d'intégrer les comportements thermique, métallurgique et mécanique, ainsi que certains aspects chimiques.

De nombreux codes aux éléments finis traitent séparément de chacun de ces domaines. Cependant, l'originalité de SYSWELD tient à ce jour, dans la prise en compte des couplages, tels que l'effet des transformations métallurgiques sur le comportement mécanique du système étudié.

Les applications faites en France et à l'étranger concernent la modélisation du soudage (à l'électrode enrobée, MIG, MAG, TIG, laser, faisceau d'électrons...) et également la modélisation du traitement thermique d'une pièce. Nous pouvons citer comme exemples les secteurs industriels :

☞ En France :

- Nucléaire : soudage sur acier,
- Défense : soudage sur aluminium,
- Automobile : trempe sur acier,
- Industrie Métallurgique : différents procédés de soudage sur acier, trempe
-

☞ A l'étranger :

- République Tchèque, nucléaire : soudage sur acier [6],
- Japon, énergie : soudage sur acier,
- Corée, fabrication : soudage sur acier,
- Corée, construction navale : soudage sur acier,
-

Le calcul est effectué en étapes successives comme le montre la figure 2.1 :

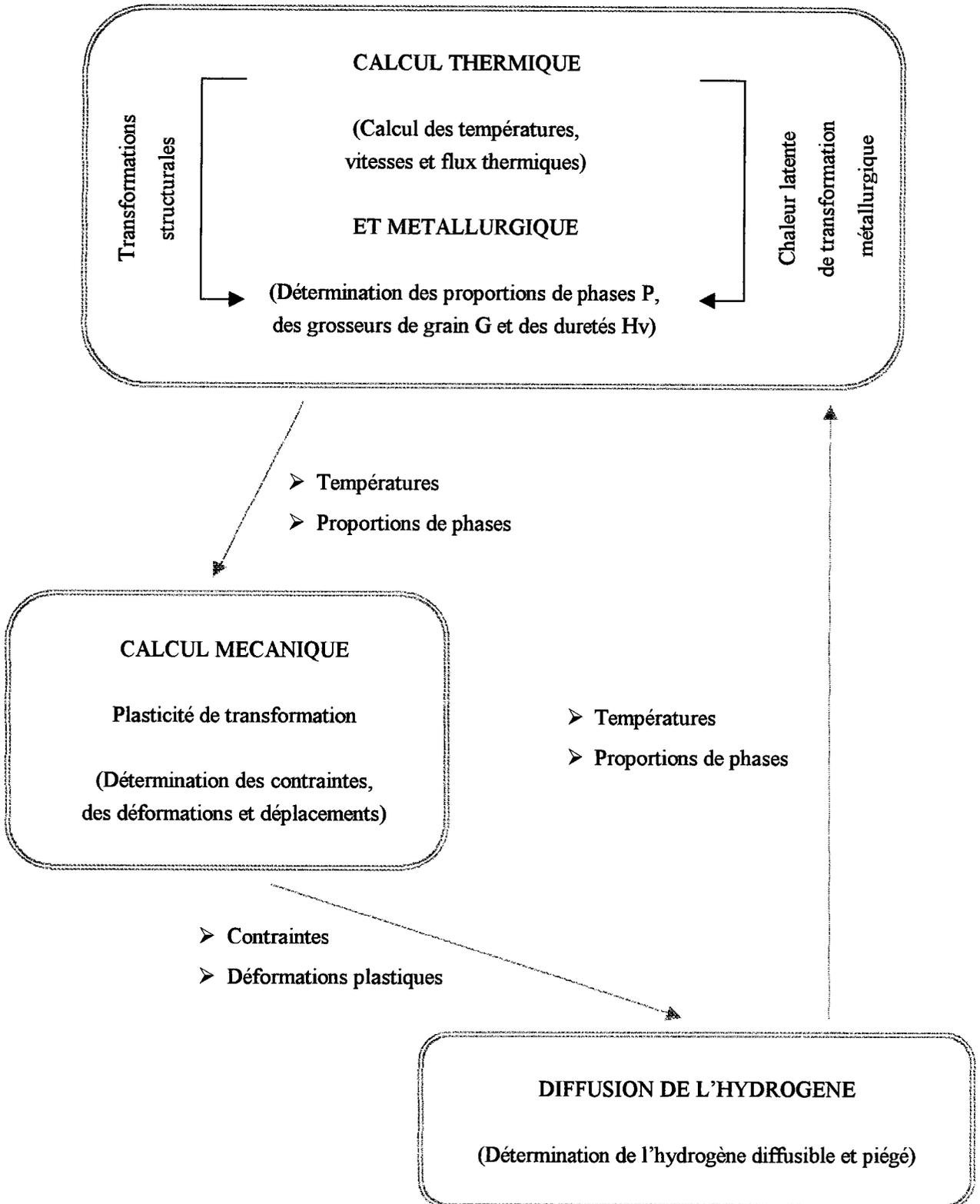


Figure 2.1 : Calcul en différentes étapes

Méthodologie de travail :

Conformément à cette analyse, le traitement d'un problème consiste à effectuer les étapes suivantes :

- ↪ Le calcul thermique et métallurgique peut coupler température et proportion de phases. A partir des caractéristiques thermiques des matériaux (conductivité, capacité calorifique ou l'enthalpie), des paramètres du procédé de soudage, du ou des diagrammes de transformations métallurgiques formalisés mathématiquement, le calcul thermo-métallurgique fournit pour chaque élément de matière : les cycles thermiques, les vitesses et les flux thermiques, les évolutions des proportions de phases et de la grosseur du grain austénitique. A la fin du calcul thermo-métallurgique, l'histoire thermique et métallurgique de chaque élément de la structure modélisée est connue (température et proportion de phase),
- ↪ Le calcul mécanique en plasticité dépend non seulement de la température et du chargement mécanique, mais aussi de l'évolution métallurgique. Les caractéristiques mécaniques (limite d'élasticité, écrouissage, dilatations) sont à fournir selon la température et les phases. Cette étape permet l'obtention des évolutions de champs de contraintes et de déformations en fonction du temps. Si le calcul est poursuivi jusqu'au complet refroidissement, nous obtenons alors les contraintes et les déformations résiduelles,
- ↪ Les évolutions des températures, phases, contraintes, déformations plastiques peuvent (au choix) alors être la base d'un calcul de diffusion de l'hydrogène qui fournit les concentrations et flux d'hydrogène dans la structure (ce module n'a pas été utilisé dans cette étude).

Toute étape de la simulation requiert :

- La modélisation de la structure, c'est à dire la géométrie, l'option de calcul, les conditions aux limites, les caractéristiques et les sollicitations (appelé aussi pré-traitement),
- La résolution : calcul en fonction du temps de la réponse aux sollicitations de la structure,
- Le dépouillement des résultats thermiques, métallurgiques et mécaniques (appelé aussi post-traitement).

La méthode utilisée est l'approximation par éléments finis et est présentée sur la figure 2.2.

Dans la suite de cette étude, nous allons développer précisément les principes, modèles et hypothèses qui sont pris en compte lors d'une modélisation réalisée à l'aide du code aux éléments finis SYSWELD.

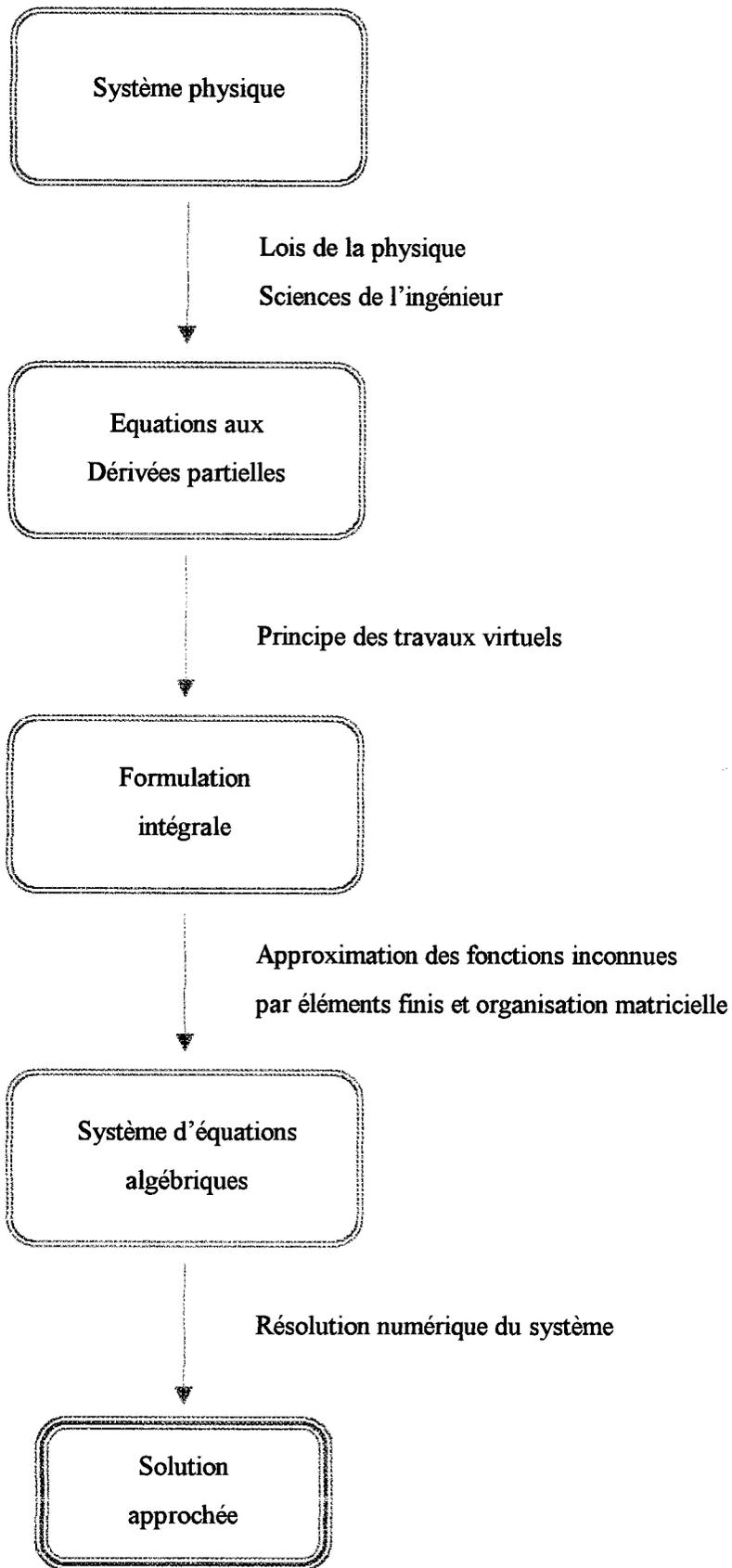


Figure 2.2 : Approximation par éléments finis

2.2.2 Données nécessaires à la simulation numérique du soudage

Les modélisations nécessitent des données thermiques et mécaniques à chaque température et pour chaque phase de chaque matériau, dans le cas des matériaux à transformations métallurgiques.

Ces données sont :

- Diagramme TRC (Transformations en Refroidissement Continu) ou TRCS (Transformations en Refroidissement en Conditions de Soudage), composition chimique,
- Masse volumique, conductivité thermique, chaleur spécifique,
- Courbes de dilatométrie à des vitesses représentatives du procédé,
- Coefficient de dilatation,
- Limite élastique, module d'Young, coefficient de Poisson,
- Courbes caractérisant le comportement plastique.

La base de données, nécessaire à un calcul thermique, métallurgique et mécanique, reste à ce jour, un problème que tous les utilisateurs du logiciel rencontrent. En effet, ces données n'existent pas forcément dans la littérature et sont généralement délicates à déterminer expérimentalement. Pour arriver à réaliser la simulation numérique du soudage, nous devons alors faire certaines hypothèses sur les données d'entrée et sur le calcul.

2.2.3 Le calcul thermo-métallurgique [13, 14]

a) Généralités

Une des spécificités du code de calcul SYSWELD est le couplage de la thermique et de la métallurgie (non développé dans la plupart des autres codes de calcul aux éléments finis, utilisés industriellement).

Sont considérés :

- le calcul des transformations métallurgiques et grosseurs de grains aux points de Gauss des mailles, à partir de la température et des caractéristiques métallurgiques fournies par l'utilisateur,
- la modification de l'équation de la chaleur pour tenir compte des chaleurs latentes de transformation.

b) Caractéristiques des transformations métallurgiques

Métallurgiquement, un matériau est défini par les proportions P_i des différentes phases (ferritique, bainitique, martensitique, austénitique,...), avec la relation suivante :

$$\sum_{\text{Phases}} P_i = 1$$

Pour décrire l'histoire métallurgique d'un point de la structure, c'est à dire calculer les évolutions des différentes phases, nous utilisons un modèle semi-empirique fondé sur des équations de type cinétique chimique.

Pour les transformations isothermes, le modèle est celui de Johnson-Mehl-Avrami. Il est de la forme :

$$P(\theta) = (1 - \exp(-b(\theta)t^{n(\theta)}))P_{\infty}$$

où P_{∞} est la proportion de phase obtenue au bout d'un temps infini.

Pour les transformations anisothermes, le modèle implanté dans SYSWELD depuis le début, est celui de Leblond-Devaux. Ce modèle est un cas particulier du modèle de Johnson-Mehl-Avrami avec $n=1$.

Il est de la forme :

$$P(\theta) = (1 - \exp(-b(\theta)t))P_*$$

D'autres modèles ont été implantés depuis comme le modèle de l'INPL (Institut National Polytechnique de Lorraine). Ce modèle prend en compte les transformations anisothermes en utilisant l'additivité des transformations et un système de temps fictif. Dans le cadre de cette thèse, seul le modèle de Leblond-Devaux a été utilisé.

- **Modèle de Leblond-Devaux :**

Ce modèle a été développé à l'origine dans le cas d'une transformation austénitique avec deux phases. Il a été ensuite généralisé au cas de plusieurs transformations avec plusieurs phases.

L'équation générale d'évolution est basée sur une équation différentielle reliant la proportion de phase P à la température θ :

$$\frac{dP}{dt} = F(\theta, P)$$

A toute température θ , la proportion de phase P évolue vers une proportion d'équilibre d'austénite P_{eq} . La fonction P_{eq} solution stationnaire de l'équation d'évolution est :

$$F(\theta, P_{eq}(\theta)) = 0 \quad \forall \theta$$

En utilisant un développement limité à l'ordre 1 au voisinage de P_{eq} , l'équation peut s'écrire :

$$\begin{aligned} \frac{dP}{dt} &\approx F(\theta, P_{eq}(\theta)) - (P(\theta) - P_{eq}(\theta)) \frac{\partial F}{\partial P}(\theta, P_{eq}(\theta)) \\ \Rightarrow \frac{dP}{dt} &= \frac{P_{eq}(\theta) - P(\theta)}{\tau(\theta)} \end{aligned}$$

où $\tau(\theta)$ est une fonction de retard homogène à un temps t, à la température θ .

Donc, pour caractériser une transformation métallurgique, il faut déterminer les fonctions P_{eq} et τ . Ces deux fonctions sont obtenues par un travail de calage qui consiste à comparer les résultats d'un diagramme TRC ou TRCS aux prédictions du modèle. Nous utilisons dans cette étude, la comparaison avec un diagramme TRCS. Il est possible de faire cette comparaison avec un diagramme TTT (Transformations Temps-Température).

Il s'avère que pour caractériser certaines transformations, un recalage des deux fonctions P_{eq} et τ , n'est pas possible. Il a fallu alors introduire dans la formulation, un facteur multiplicatif prenant en compte la vitesse de variation de la température.

En final, l'équation utilisée dans SYSWELD est :

$$\frac{dP}{dt} = f\left(\frac{d\theta}{dt}\right) \frac{P_{eq}(\theta) - P(\theta)}{\tau(\theta)}$$

Ce modèle est utilisé pour les transformations pendant le chauffage et le refroidissement. Pour le refroidissement, plusieurs transformations peuvent se produire :

- austénite → bainite : pour des vitesses de refroidissement moyennes,
- austénite → ferrite-perlite : pour des vitesses de refroidissement faibles.

• Transformation martensitique :

Pour des vitesses élevées, on obtient au refroidissement une transformation de l'austénite en martensite.

La proportion de martensite n'est généralement fonction que de la température et suit la loi de Koistinen-Marburger :

$$P(\theta) = 1 - \exp(-b.(M_s - \theta))$$

avec M_s : température de début de transformation martensitique.

On peut utiliser directement cette loi $P(\theta)$ ou la considérer comme un cas particulier de la loi générale du modèle de Leblond-Devaux.

En effet,

$$\frac{dP}{dt} = \frac{dP}{d\theta} \cdot \frac{d\theta}{dt} = -b \cdot \exp(-b.(M_s - \theta)) \cdot \frac{d\theta}{dt}$$

$$= -\frac{d\theta}{dt} b(1 - P(\theta))$$

avec

$$\frac{dP}{dt} = f\left(\frac{d\theta}{dt}\right) \frac{P_{eq}(\theta) - P(\theta)}{\tau(\theta)}$$

Par identification, on obtient les paramètres suivants :

$$* P_{eq}(\theta) = 1 \quad * \tau(\theta) = 1/b, \quad * f\left(\frac{d\theta}{dt}\right) = -\frac{d\theta}{dt}$$

Cette première phase de la simulation numérique du soudage est une étape importante car les transformations métallurgiques au cours du soudage, dépendent du diagramme TRCS modélisé. C'est un travail conséquent qui est cependant entaché d'approximations car les pourcentages exacts de phases transformées ne sont pas nécessairement connus. Nous devons alors faire aussi des hypothèses sur les pourcentages exacts de phases transformées sur le diagramme TRCS modélisé.

De plus, dans cette étude, nous avons négligé les phénomènes de revenu des matériaux du à la succession des passes dans le cas du soudage multipasse. En effet, lors d'une étude précédente [16] sur des matériaux similaires, nous avons constaté que des essais de dureté et de traction sur des éprouvettes, ayant subi un revenu à 650°C (proche du revenu présent dans le soudage multipasse), n'avaient pas permis de mettre en évidence des modifications des caractéristiques des matériaux.

c) Evaluation de la grosseur du grain austénitique

La taille du grain austénitique est un paramètre important, non seulement parce qu'il joue un rôle dans les phénomènes de rupture à chaud, mais aussi parce qu'il influence les cinétiques de changement de phase. La grosseur du grain dépend de la température et de la proportion d'austénite présente dans le métal.

Elle est calculée à partir d'une extension de l'équation classique :

$$\dot{D}^a = C \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right)$$

avec D la grosseur de grain, T la température absolue, R la constante des gaz et a , C et Q des constantes positives. Une fois calculée, la taille du grain austénitique peut être utilisée pour piloter les transformations métallurgiques au même titre que la température et sa vitesse de variation.

Dans cette étude, nous avons choisi comme hypothèse de fixer la grosseur du grain austénitique. Les constantes a , C et Q sont choisies, dans ce cas, égales à :

$$a = 4 \qquad C = 0.4948 \cdot 10^{14} \text{ mm}^4/\text{s} \qquad Q/R = 63900$$

L'équation devient alors :

$$\dot{D}^4 = 0.4918 \cdot 10^{14} \exp\left(-\frac{63900}{T}\right)$$

d) Le calcul des températures

Le calcul thermique repose sur la résolution de l'équation de la chaleur tenant compte des chaleurs latentes de fusion-solidification et de transformation de phase à l'état solide.

Posons :
 - $L_{ij}(\theta)$: la chaleur latente (à la température θ) de la transformation $i \rightarrow j$,
 - A_{ij} : la quantité de phase i qui se transforme en phase j par unité de temps.

Alors :

$$\rho C \frac{\partial \theta}{\partial t} = \text{div}(\lambda \text{grad} \theta) - \sum_{i < j} (L_{ij} - A_{ij})$$

La chaleur spécifique et la conductivité, sont pondérées par les proportions des différentes phases :

$$C = \sum_i P_i C_i \qquad \lambda = \sum_i P_i \lambda_i$$

Ces chaleurs spécifiques C_i des phases et les chaleurs de transformations L_{ij} sont calculées en fonction des enthalpies des phases H_j par :

$$C_i = \frac{dH_i}{d\theta} \qquad \text{et} \qquad L_{ij} = H_j - H_i$$

Les données utilisées dans le calcul des températures sont le plus souvent disponibles dans la littérature. Si ce n'est pas le cas, il faut alors les déterminer expérimentalement.

Dans le cadre de ces travaux, nous ne prenons pas en compte les phénomènes de rayonnement et de convection avec l'air. Le rayonnement thermique intervient comme condition limite d'un problème thermique seulement dans le cas où des températures élevées sont mises en jeu (dimensionnement de four, trempe par induction ...) [41, 42]. Nous émettons l'hypothèse que le coefficient d'échange avec l'air est très faible donc négligeable.

e) Détermination des duretés

Dans le logiciel SYSWELD, il existe un module de post traitement capable de calculer la dureté en tout point d'un assemblage, après une opération thermo-métallurgique.

La dureté en un point du matériau, est donnée en fonction :

- de la composition chimique du matériau,
- de la structure finale du matériau,
- du cycle de refroidissement,
- de la grosseur de grain.

Les formules utilisées pour calculer les duretés, ont pour limites les valeurs de composition chimique suivantes (en ne mentionnant que les éléments chimiques entrant dans la composition du métal de base) :

$$0.1 < C < 0.5 \% \quad Si < 1 \% \quad Mn < 2 \% \quad 0.01 < Al < 0.05 \%$$

Dans le cadre de notre étude, nous utilisons les formules pour des structures brutes de trempe. Nous avons trois formules de calcul de dureté, correspondantes aux structures martensitique, bainitique et ferritique. Elles fournissent une dispersion pour un écart type d'environ 10 Vickers.

Ces formules utilisent :

- la composition chimique du matériau,
- la vitesse de refroidissement 700°C (V_r en $^{\circ}\text{C/h}$).

Structure martensitique :

$$Hv \text{ martensite} = 127 + 949 C + 27 Si + 11 Mn + 8 Ni + 16 Cr + 21 \text{ Log } V_r$$

Structure bainitique :

$$Hv \text{ bainite} = -323 + 185 C + 330 Si + 153 Mn + 65 Ni + 144 Cr + 191 Mo \\ + \log_{10} V_r (89 + 53 C - 55 Si - 22 Mn - 10 Ni - 20 Cr - 33 Mo)$$

Structure ferritique :

$$Hv \text{ ferrite} = 42 + 223 C + 53 Si + 30 Mn + 12.6 Ni + 7 Cr + 1 Mo \\ + \log_{10} V_r (10 - 19 Si + 4 Ni + 8 Cr + 130 V)$$

Ce module nous permet de connaître les duretés en tout point de l'assemblage. C'est un moyen de valider le calcul thermo-métallurgique en comparant les duretés mesurées à celles calculées.

2.2.4 Le calcul mécanique [13, 14]

Le calcul mécanique peut se faire avec un matériau à comportement plastique ou viscoplastique. Dans le cadre de cette étude, les matériaux utilisés ont un comportement plastique. Nous allons développer, dans ce paragraphe, le calcul en plasticité.

Nous admettons que la thermo-plasticité est suffisante pour décrire le comportement des matériaux lors d'une simulation numérique de soudage. En effet, la rapidité des cycles thermiques permet de négliger les phénomènes visqueux, de plus, le phénomène d'érouissage des matériaux est pris en compte dans le calcul.

Plusieurs modèles de comportement élastoplastique sont compatibles avec la simulation des transformations métallurgiques :

- modèle 1 : plasticité parfaite,
- modèle 2 : érouissage cinématique,
- modèle 3 : érouissage isotrope.

Nous avons choisi de modéliser un comportement isotrope des matériaux, comportement conseillé par Framasoft dans le cas spécifique du soudage et validé dans de nombreuses études précédentes [16, 17, 18, 19, 20, 21, 35, 36].

L'influence de l'histoire thermique sur l'histoire mécanique résulte à la fois des variations des caractéristiques mécaniques (module d'Young, limite d'élasticité) avec la température, des dilatations et concentrations d'origine thermique.

L'influence de l'histoire métallurgique (d'ailleurs indissociable de l'histoire thermique) sur l'histoire mécanique résulte de quatre facteurs :

a) Le premier est l'influence de la structure métallurgique et de la taille de grain austénitique (proportion de phases) sur les caractéristiques mécaniques. En particulier, la limite d'élasticité est calculée comme une moyenne des limites des phases individuelles, avec une loi de pondération linéaire dans le cas d'un mélange ferritique, c'est-à-dire :

$$R_e(\theta) = \sum_i P_i R_e^i(\theta)$$

où P_i : la proportion de la phase i ,
 R_e^i : la limite d'élasticité de la phase i ,

et avec une loi de pondération non linéaire en fonction des proportions de phase dans le cas d'un mélange austéno-ferritique, c'est-à-dire :

$$R_e(\theta) = [1 - f(P_f)] R_e^\gamma(\theta) + f(P_f) R_e^\alpha(\theta)$$

où P_f : la proportion du mélange ferritique,
 R_e^γ : la limite d'élasticité de l'austénite,
 R_e^α : la limite d'élasticité de la ferrite,

$f(P_f)$ est la fonction suivante :

P_f (%)	0	12,5	25	50	75	100
$f(P_f)$	0	0,044	0,124	0,391	0,668	1

b) Le deuxième facteur réside dans les dilatations et les contractions provoquées par les transformations métallurgiques. On décrit la déformation d'origine thermique et métallurgique comme suit :

$$\varepsilon^{th}(P, \theta) = \sum_i P_i \varepsilon_i^{th}(\theta)$$

où $\varepsilon_i^{th}(\theta)$ est la déformation thermique de la phase i à la température θ .

Cette formule inclut à la fois :

- les dilatations-contractions thermiques (ε_i^{th} croît avec θ),
- les dilatations-contractions métallurgiques (les ε_i^{th} sont différents les uns des autres).

Ces déformations thermiques sont déterminées à partir des essais de dilatométrie.

c) Le troisième facteur est le phénomène de restauration de l'écroissage pendant les transformations.

Ce phénomène est le suivant : au cours d'une transformation, l'écroissage du matériau peut redevenir nul du fait qu'il est lié à la présence de dislocations qui peuvent être annihilées par le changement structural. D'un point de vue mécanique, le phénomène peut être décrit en introduisant deux paramètres d'écroissage, un pour les phases ferritiques (α), un pour la phase austénitique (γ); et non plus seulement un paramètre d'écroissage global. Les lois d'évolution de ces écroissages diffèrent des lois habituelles de manière à permettre un "retour vers zéro" de ces paramètres lors des transformations.

Par contre, il apparaît que cette hypothèse est recevable pour les transformations austénitique, ferritique et bainitique mais pas pour la transformation martensitique. Le phénomène de mémoire de l'écroissage lors de la transformation martensitique a donc été modélisé. La modélisation proposée repose sur l'introduction d'un coefficient de mémoire M . La mémoire est inexistante si $M = 0$, complète si $M = 1$. En l'absence de renseignements expérimentaux précis sur ce coefficient de mémoire, les meilleures valeurs que l'on puisse adopter sont $M = 0$ pour les transformations austénitique, ferritique et bainitique et $M = 1$ pour la transformation martensitique.

Dans le cas où plusieurs phases sont formées dans la transformation $\gamma \rightarrow \alpha$ (phase austénitique vers phases ferritiques), nous adopterons la formule :

$$M = \frac{\dot{P}_m}{\dot{P}_f + \dot{P}_b + \dot{P}_m}$$

où P_f , P_b et P_m désignent les proportions de ferrite, bainite et martensite.

Cette formule exprime que M est la moyenne des coefficients de mémoire pour les transformations phase austénite à phases ferritiques (ferrite, bainite et martensite), pondérée par les poids de ces transformations, c'est-à-dire les vitesses \dot{P}_f , \dot{P}_b et \dot{P}_m de formation des phases.

d) Le quatrième facteur est le phénomène dit de "plasticité de transformation" : pendant les transformations métallurgiques en présence de contraintes, un écoulement plastique a lieu (même pour des contraintes appliquées largement inférieures à la limite d'élasticité); ce qui a tendance à ramener les contraintes vers zéro. Ce phénomène est lié aux différences de volumes entre les diverses phases qui provoquent, même en l'absence de contraintes extérieures, une plastification de la phase la plus faible.

Un terme supplémentaire apparaît donc dans l'expression de la déformation totale en un point :

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^{th} + \varepsilon^{pc} + \varepsilon^{pt}$$

- où ε^e : déformation élastique,
 ε^{th} : déformation thermique et métallurgique,
 ε^{pc} : déformation plastique classique,
 ε^{pt} : déformation plastique de transformation.

Une description du calcul du terme ε^{th} est disponible dans [13].

Les données nécessaires au calcul mécanique, sont pour la plupart déterminées expérimentalement : essais de dilatométrie pour calculer les déformations thermiques, essais de traction pour obtenir la limite d'élasticité et les paramètres d'écrouissage, et ce pour différentes températures. Dans la littérature, ces données ne sont présentées que pour le métal de base brut à 20°C. Il arrive que ces données soient aussi présentées à 200°C.

2.3 Synthèse

Le code aux éléments finis SYSWELD permet de modéliser le comportement d'un système physique métallique soumis à un chargement thermo-mécanique. SYSWELD permet d'intégrer les comportements thermiques, métallurgiques et mécaniques, ainsi que certains aspects chimiques. De nombreux codes aux éléments finis traitent séparément de chacun de ces domaines. Cependant, l'originalité de SYSWELD tient à ce jour, de la prise en compte des couplages, tels que l'effet des transformations métallurgiques sur le comportement mécanique du système étudié.

Cependant, ce code de calcul nécessite d'avoir une base de données matériaux importante suivant le type de matériaux soudés et le type de soudage. En effet, pour mener à bien les simulations numériques, nous avons besoin d'avoir les données thermiques et mécaniques à chaque température et pour chaque phase de chaque matériau (dans le cas des matériaux à transformations métallurgiques). Ces données n'existent pas forcément dans la littérature et sont généralement délicates à déterminer expérimentalement, ce qui reste encore un problème important pour les industriels, faute de moyens techniques et financiers. Pour mener à bien un tel calcul, nous sommes obligés d'émettre des hypothèses telles que la non-prise en compte de la viscoplasticité ou du phénomène de revenu. D'autres faiblesses apparaissent dans SYSWELD comme le fait que nous ne modélisons pas la convection dans le bain fondu et ou bien le fait que la métallurgie ne se fasse pas directement à partir de la composition chimique des matériaux, nous devons créer un diagramme TRCS.

La présentation détaillée de SYSWELD montre que ces années de recherche et développement, entreprises par l'industrie nucléaire française, nous permet aujourd'hui de disposer d'un outil original fiable, largement validé et qui peut être considéré comme bien adapté à la simulation numérique du soudage.

Nous proposons d'appliquer cet outil dans la suite de ces travaux, notamment sur les assemblages et procédés de soudage représentatifs de l'industrie de la construction métallique.

Partie II

Applications numériques

Introduction et principe d'analyse

Après avoir présenté le procédé de soudage employé et les principes de la modélisation numérique du soudage dans la partie I, nous nous intéressons maintenant aux applications numériques qui ont été développées pour ces travaux de thèse, notamment pour les applications particulières des assemblages d'angle en acier de type S355, soudés à l'électrode.

Toute simulation numérique du soudage débute par la détermination de la base de données matériaux. Nous commençons donc par présenter la composition chimique des matériaux ainsi que leurs caractéristiques thermiques, métallurgiques et mécaniques. Puis, nous développons le modèle numérique thermique choisi, adapté à notre procédé de soudage.

Ayant toutes les données nécessaires à la simulation numérique de notre procédé de soudage, nous avons réalisé les calculs suivants :

↳ Le soudage monopasse (faible hauteur de gorge) :

Nous commençons par valider notre modèle thermo-métallurgique et mécanique pour deux cas d'assemblages (comparaison des résultats expérimentaux et numériques pour les trois phases de la modélisation). Nous étudions ensuite l'influence de la géométrie (épaisseur de la semelle, valeur du rayon de raccordement en pied de cordon), des conditions de bridage (semelle plus ou moins bridée, effet du débridage de la semelle) et du mode opératoire de soudage (séquence de soudage : séquentiel et simultané, influence du préchauffage), sur le champ des contraintes résiduelles.

↳ Le soudage multipasse :

Notre intérêt s'est porté sur des hauteurs de gorge plus élevées que pour le soudage monopasse. Cette fois, le soudage est réalisé en trois passes puis en six passes. Après avoir validé les deux types de modélisations, nous étudions pour chacune d'elles, l'influence de l'épaisseur de la semelle. Pour le soudage en trois passes, nous avons regardé aussi l'influence de la séquence de soudage et pour le soudage en six passes, nous nous sommes intéressés à l'influence d'un traitement thermique de détensionnement.

Enfin, nous développerons les applications en fatigue, notamment en utilisant l'approche locale (critère de Dang Van) pour prédire le comportement mécanique des assemblages soudés, avec la prise en compte du tenseur complet des contraintes résiduelles de soudage, au niveau de chaque site possible d'amorçage, ce qui constitue une originalité majeure dans les méthodes de prédiction actuelles.

3 Base de données expérimentales

Ce sujet de thèse porte essentiellement sur les applications industrielles correspondant à la construction métallique. Le choix des matériaux s'est orienté sur les applications courantes telles que les aciers Carbone-Manganèse S355, soudés par procédé à l'arc à l'électrode enrobée dans le cas d'assemblages en angle. La base de données expérimentales a été déterminée par le laboratoire de métallurgie de l'Institut de Soudure.

3.1 Matériaux utilisés pour la réalisation des assemblages

Les assemblages servant à la définition du contour de la zone fondue et de la ZAT, à l'enregistrement des cycles thermiques et aux mesures expérimentales des contraintes résiduelles.

3.1.1 Le métal de base

Les plaques utilisées pour les assemblages, de nuance S355, ont été choisies afin que leur composition chimique et leur caractéristique de traction, soient très voisines du métal de base de la référence [16] avec lequel ont été déterminées les caractéristiques métallurgiques et mécaniques utilisées pour la simulation numérique (exposées dans les paragraphes 3.2.2 et 3.2.3).

Ces plaques ont les caractéristiques suivantes :

Composition chimique

	C	Mn	Si	Al
10 mm	0.19	1.15	0.321	0.020
20 mm	0.19	1.38	0.327	0.046
30 mm	0.18	1.43	0.300	0.031

sans Nb, avec résiduels

sans Nb, sans résiduels

sans Nb, sans résiduels

Caractéristiques de traction

	Re	Rm	A%
10 mm	351 MPa	528 MPa	34
20 mm	355 MPa	518 MPa	29
30 mm	355 MPa	534 MPa	29

La structure de ces plaques présente un état recuit de ferrite et de perlite.

Dans la ZAT, le métal de base prend successivement trois états :

- - Avant soudage : état recuit, structure ferrite et perlite, appelée dans l'étude phase ferritique,
- - A haute température : austénite,
- - Après refroidissement : bainite + martensite.

3.1.2 Le métal d'apport

La zone fondue produite par l'électrode de type C-Mn présente les caractéristiques suivantes :

Composition chimique

C	Mn	Si	Mo
0.052	1.23	0.31	0.15

Caractéristiques de traction

Re : 485 MPa	Rm : 552 MPa	A% : 27
--------------	--------------	---------

Le métal fondu apparaît à l'état austénitique et se transforme, au refroidissement, pour obtenir une structure bainitique.

3.2 Caractéristiques thermiques, métallurgiques et mécaniques utilisées [16]

3.2.1 Caractéristiques thermiques

La modélisation thermique est basée sur la résolution non linéaire de l'équation de la chaleur. Nous prenons comme hypothèse que les évolutions de la conductivité λ et de la chaleur spécifique C_p , en fonction de la température, sont identiques pour les deux matériaux. Ne pouvant déterminer ces données par des moyens expérimentaux, nous les avons choisies égales à celles d'un matériau proche de l'A52 dont la composition est la suivante :

C	Mn	Si	Al
0.23	1.51	0.12	0.015

Ces valeurs sont extraites de la littérature [40]. Les caractéristiques présentées dans ce paragraphe sont celle rentrées dans le logiciel SYSWELD.

Pour chaque caractéristique thermique, nous avons deux courbes :

- La courbe de l'acier à l'état ferritique ou partiellement ferritique (pour des températures inférieures à A_3)
- La courbe de l'acier à l'état austénitique, c'est à dire à température supérieure à A_3 (en dessous de cette température, les valeurs sont extrapolées).

La conductivité thermique est présentée sur la figure 3.1.

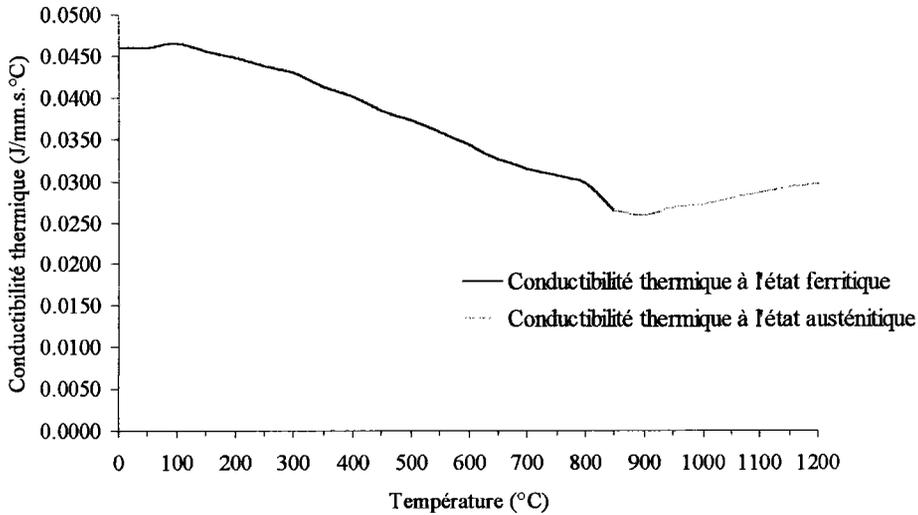


Figure 3.1 : Conductivité thermique pour les phases ferritique et austénitique du matériau de base et du matériau d'apport

Nous utilisons les valeurs de la chaleur massique comme données dans les caractéristiques thermiques, c'est à dire $\rho \times C_p$ avec ρ , la masse volumique du matériau de base et du matériau d'apport. La figure 3.2 présente la chaleur massique.

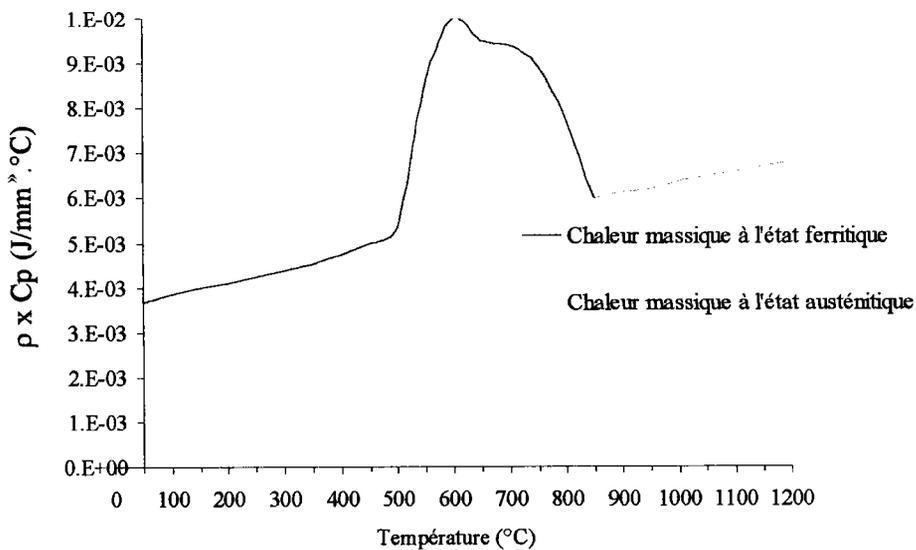


Figure 3.2 : Chaleur massique pour les phases ferritique et austénitique du matériau de base et du matériau d'apport

Les valeurs formant le pic, représentent les chaleurs spécifiques apparentes de l'acier à l'état partiellement ferritique, c'est à dire à des températures comprises entre A_1 et A_3 .

La figure 3.3 présente l'évolution de la diffusivité du matériau de base et du matériau d'apport en fonction de la température :

$$\text{Diffusivité} = \frac{\lambda}{\rho * C_p}$$

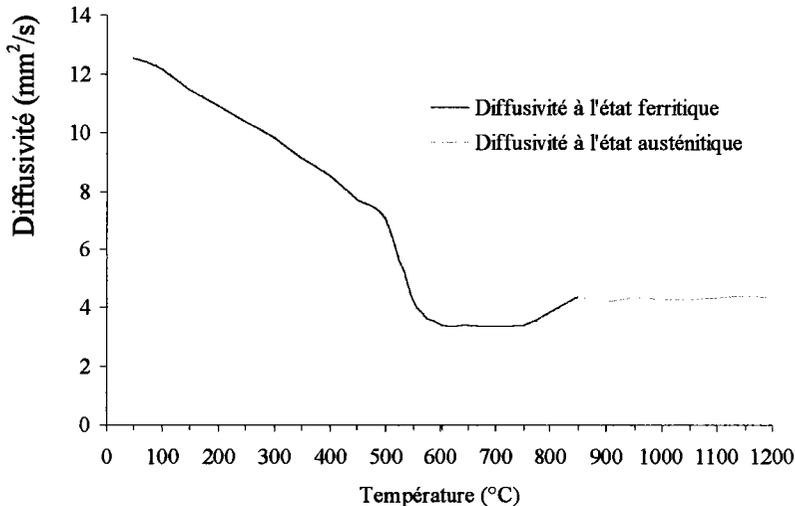


Figure 3.3 : Diffusivité pour les phases ferritique et austénitique du matériau de base et du matériau d'apport

Nous retrouvons le phénomène observé pour l'évolution du produit $\rho \times C_p$;

3.2.2 Caractéristiques métallurgiques

Les transformations métallurgiques des deux matériaux ont été présentées dans le paragraphe 3.1. Les paramètres du modèle métallurgique sont calés à partir des diagrammes TRCS (en conditions de soudage) et des essais dilatométriques réalisés sur des éprouvettes prélevées dans la soudure et dans le métal de base.

Pour déterminer ces diagrammes TRCS, nous disposons de deux types d'analyse :

- Analyse dilatométrique par simulation,
- Analyse thermique 'in situ'.

L'analyse dilatométrique est réalisée en imposant, sur un barreau prismatique, un cycle thermique par effet Joule, identique au cycle thermique de soudage. Pour l'analyse thermique, nous travaillons sur l'enregistrement par thermocouple d'un cycle thermique réel d'une soudure. Les points de transformations sont décelés à l'aide de la dérivée première et seconde de l'évolution de la fonction $\theta = f(t)$.

Les diagrammes TRCS des deux matériaux, réalisés à l'Institut de Soudure, sont présentés sur les planches 3.1 et 3.2.

Des essais de dilatométrie, à différentes vitesses de refroidissement, ont été réalisés sur des éprouvettes prélevées dans le métal de base et dans le métal d'apport. Nous présentons, sur les planches 3.3 et 3.4, des résultats d'essais à un temps de refroidissement entre 800°C et 500°C de 31 secondes du matériau de base et du matériau d'apport utilisés.

Après avoir modélisé le diagramme de transformation de phases dans SYSWELD, nous pouvons visualiser, pour différentes vitesses (de chauffage ou de refroidissement), les évolutions de proportion des différentes phases en fonction de la température. Les planches 3.5 à 3.9 présentent des exemples d'évolution de proportion de phase, à différentes vitesses, en fonction de la température, à partir du diagramme TRCS modélisé.

Pour la transformation austénitique des deux matériaux, les valeurs de AC1 et AC3 (début et fin de transformation au chauffage), dépendent de la vitesse de chauffage. Les planches 3.5 et 3.6 présentent l'évolution de la proportion de phase austénitique pour, respectivement le métal d'apport et le métal de base, en fonction de la température et pour plusieurs vitesses de chauffage.

Les planches 3.7 et 3.8 présentent l'évolution de la proportion de phase bainitique pour, respectivement le métal d'apport et le métal de base, en fonction de la température et pour plusieurs vitesses de chauffage.

La planche 3.9 présente l'évolution de la proportion de phase martensitique du métal de base en fonction de la température et pour plusieurs vitesses de chauffage.

3.2.3 Caractéristiques mécaniques [16]

Le métal de base et le métal d'apport utilisés pour les simulations numériques, possèdent un comportement élastoplastique. Les caractéristiques mécaniques, dépendantes de la température, nécessaires au calcul des contraintes résiduelles, sont les suivantes :

- les déformations thermiques des phases ferritiques et austénitiques,
- les limites d'élasticité des phases modélisées,
- l'évolution du module d'Young, en fonction de la température, est identique pour le matériau de base et le matériau d'apport,
- l'écroutissage du matériau de base et du matériau d'apport.

Le coefficient de Poisson est pris constant et est égal à 0,3 pour le matériau de base et le matériau d'apport.

a) Déformations thermiques

Nous distinguons deux types de déformations thermiques : celle de la phase γ (austénite) et celle des phases α (ferrite, bainite et martensite). Les valeurs sont issues de la littérature [40] et des essais de dilatométrie. La figure 3.4 présente les déformations thermiques pour le métal de base. La figure 3.5 présente les déformations thermiques pour le métal d'apport.

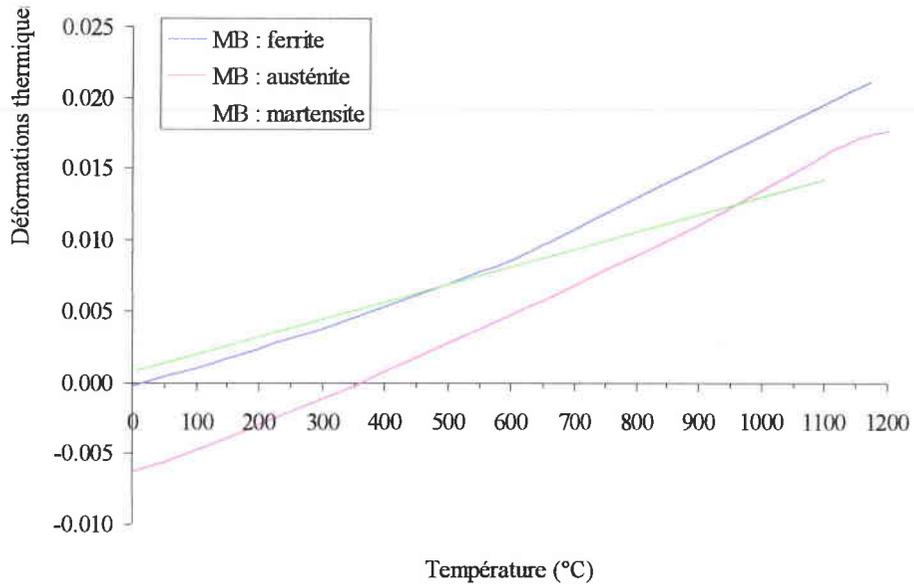


Figure 3.4 : Déformations thermiques pour le métal de base

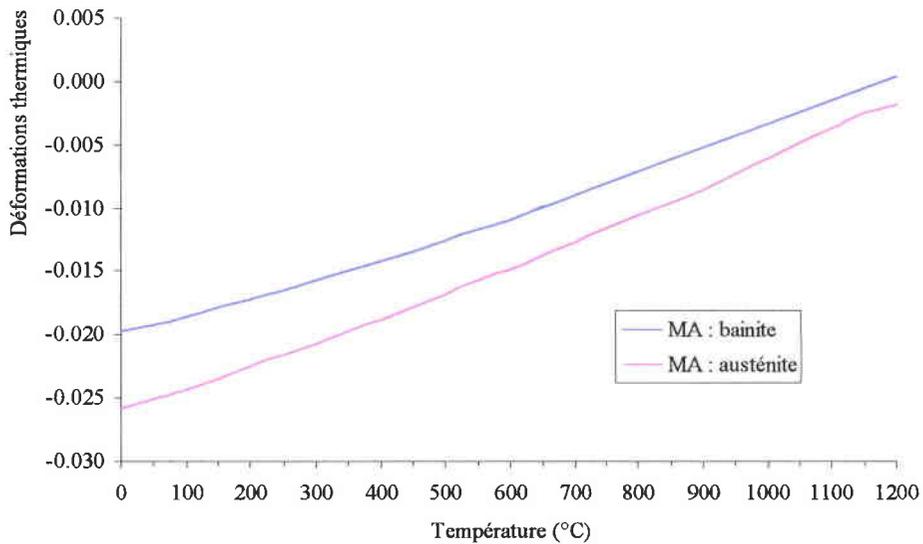


Figure 3.5 : Déformations thermiques pour le métal d'apport

b) Limites d'élasticité

Des essais de traction dans le métal de base, dans la ZAT et dans la zone fondue, ont permis de déterminer les valeurs de la vraie limite d'élasticité des différentes phases des deux matériaux (ferrite, bainite, martensite pour le métal de base et bainite pour le métal d'apport).

Les températures d'essais sont les suivantes :

- 20°C, 200°C et 500°C pour le métal de base,
- entre 20°C et 500°C pour la zone fondue.

La limite d'élasticité de l'austénite étant difficile à déterminer expérimentalement, nous avons pris celle de l'austénite de l'A533 qui est comparable à celle de nos deux matériaux [43]. L'acier A533 utilisé pour déterminer la limite d'élasticité, a la composition chimique suivante :

C	Mn	Si	Mo	Cr	Ni
0,182	1,55	0,22	0,492	0,18	0,73

La figure 3.6 présente l'évolution de la limite d'élasticité des différentes phases en fonction de la température pour le métal de base et le métal d'apport.

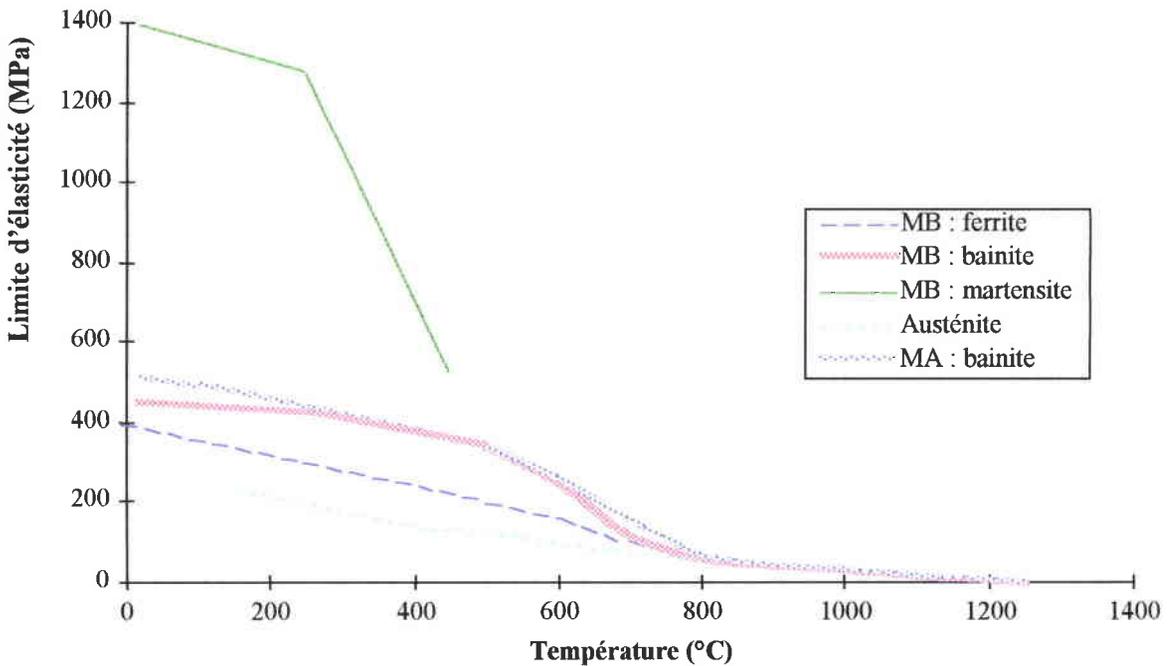


Figure 3.6 : Evolution de la limite d'élasticité des phases du matériau de base et du matériau d'apport

c) Module d'élasticité ou module d'Young

Les travaux en simulation numérique étant entrepris dans le cas du soudage homogène d'un acier C-Mn, nous admettons que toutes les phases des matériaux en présence ont le même module d'élasticité.

A partir des essais de traction, nous avons déterminé la pente des courbes des différentes phases. Après avoir moyenné les différentes pentes trouvées, sachant que le module d'Young est faible à partir de 800°C et prenant comme courbe de tendance le comportement de la limite d'élasticité de la phase bainitique du métal de base, nous avons déterminé l'évolution du module d'Young.

Cette évolution, en fonction de la température, est donnée sur la figure 3.7.

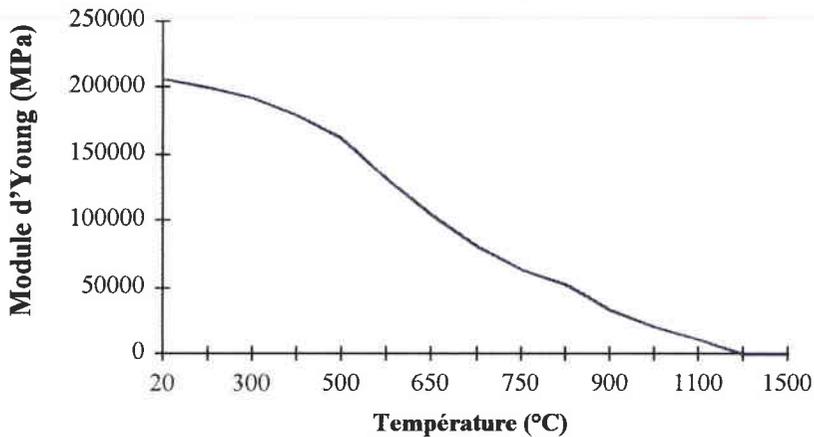


Figure 3.7 : Evolution du module d'Young du matériau de base et du matériau d'apport

d) Ecroissage des différentes phases

L'écroissage des matériaux pris en compte dans ces modélisations, est déterminé à partir des essais mécaniques de traction rationnelle réalisés en métal de base, ZAT et zone fondue, aux températures indiquées au paragraphe b. Les écroissages pour des températures supérieures ou intermédiaires sont le résultat d'extrapolation. Les écroissages sont rentrés dans SYSWELD, sous forme de table pour différents pourcentages de déformations et pour différentes températures. Pour le matériau de base et le matériau d'apport, nous avons pris l'écroissage pour :

- Les phases ferritiques des deux matériaux à 0.5, 1, 2, 3, 4, 5, 7, 10 et 15 % de déformations,
- La phase austénitique à 5 % de déformation.

La planche 3.10 représente un essai de traction du métal de base à la température de 200°C et permet de voir l'écroissage important que subit le matériau.

3.3 Simulation numérique de l'effet thermique de soudage

La partie déterminante de la modélisation numérique du soudage est le calage de l'apport de chaleur utilisé dans la procédure de soudage. En effet, les résultats thermiques, métallurgiques et mécaniques dépendent implicitement de la quantité d'énergie simulée.

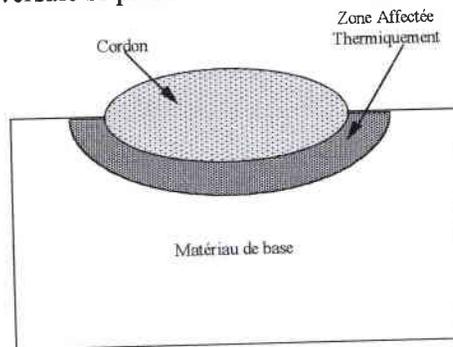
Pour cette étude, les calculs numériques ont été réalisés en considérant un modèle bidimensionnel. Dans ce cas, nous modélisons une section transversale de l'assemblage, c'est à dire perpendiculaire à la direction du soudage. De par ces hypothèses, l'effet de la vitesse de chauffage n'est pas directement pris en compte dans ces travaux de modélisation.

Nous avons la possibilité de modéliser l'apport de chaleur de deux façons :

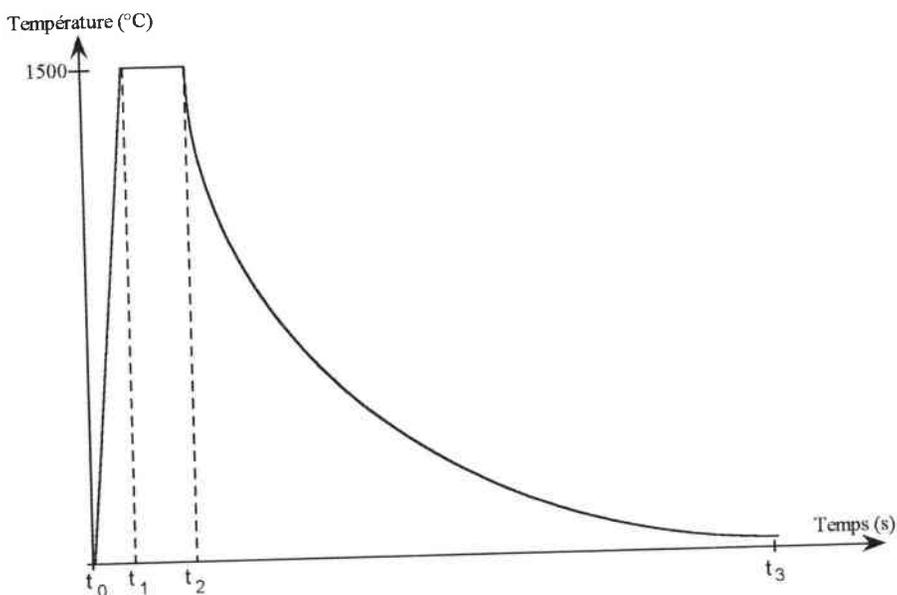
- Avec une description des températures dans la zone fondue : nous imposons une température de fusion pendant un certain temps à la matière qui compose le cordon de soudure,
- Avec une source de chaleur : introduction d'une quantité de chaleur liée à l'énergie de soudage qui est très délicate à déterminer.

Nous avons choisi la première méthode pour sa simplicité et pour la bonne maîtrise de l'apport de chaleur qu'elle procure. Cette méthode a été précédemment éprouvée [16] à [21]. Nous imposons dans l'espace de la zone fondue qui est une donnée initiale du calcul, un apport de chaleur qui doit être ajusté pour que le calcul reproduise la ZAT révélée par la macrographie et les différents cycles thermiques expérimentaux enregistrés au cours du soudage. Ainsi cette énergie apportée ne doit pas être confondue avec l'énergie conventionnelle de soudage qui caractérise l'apport total de chaleur nécessaire au processus complet, en impliquant la formation du bain fondu.

La modélisation d'une section transversale se présente selon sur la figure suivante :



L'apport de chaleur consiste à imposer la température de fusion de 1500°C pendant un certain temps au volume qui compose la zone fondue. Il est conduit en trois temps, suivant le schéma ci-dessous :



- t_0 à t_1 : correspond à une montée en température jusqu'à la température de fusion (1500°C). La température initiale dans notre cas, est celle de la pièce ($t_0 = 20^\circ\text{C}$). Le cordon possède des caractéristiques mécaniques faibles, c'est à dire que l'on suppose que le cordon est déposé à l'état pâteux. Le reste de la structure possède ses caractéristiques mécaniques propres. Nous pouvons ajouter une température de préchauffage selon le procédé utilisé.
- t_1 à t_2 : correspond à un maintien en température à 1500°C de la zone fondue (on se trouve dans la phase liquide). Le cordon commence à diffuser en température, donc à apparaître. Il possède alors ses caractéristiques mécaniques à haute température. Les caractéristiques du reste de la structure restent les mêmes.
- t_2 à t_3 : correspond à un refroidissement de l'assemblage. Les trois zones de l'assemblage ont leurs caractéristiques mécaniques réelles.

Nous avons choisi comme temps t_3 , un temps de 200 secondes qui correspond au temps réel de soudage.

Les temps t_1 et t_2 sont des paramètres ajustables qui dépendent du procédé de soudage et de l'énergie déployée.

D'un point de vue pratique, le code aux éléments finis SYSWELD ne possède pas d'option directe pour prédire la forme et la taille de chaque passe de soudage en zone fondue. Cependant, il est important de connaître ces dimensions pour pouvoir apporter la "bonne énergie de soudage" dans les différentes passes (c'est à dire un bon rapport entre le volume déposé et l'énergie apportée en rapport avec le mode opératoire de soudage utilisé). Ces données dépendent en effet, des paramètres de soudage, de la position des dépôts, de la géométrie des assemblages... De ce fait, le volume, la forme et la taille du matériau déposé doivent être estimés expérimentalement à la fin du soudage et employés comme données d'entrée à la modélisation. C'est un travail long et indispensable servant à la création du maillage.

Pour ajuster les paramètres géométriques de la simulation numérique, nous nous sommes basés sur des données expérimentales dont la macrographie de la soudure (visible pour des aciers à transformation métallurgique) qui est la première donnée du calcul.

La macrographie, résultant d'une attaque chimique de la soudure, permet de déterminer :

- la taille et la forme de la Zone Fondue (ZF). Nous pouvons alors déterminer la forme et la taille de tous les dépôts réalisés au cours du soudage.
- la taille de la Zone Affectée Thermiquement (ZAT) : les plus hautes températures se situent entre la zone de liaison et la courbe de température AC_1 (début de la transformation austénitique au chauffage). Cette limite est montrée par une macrographie.
- les zones de recouvrement pour le soudage multipasse. Cela correspond aux zones des dépôts qui sont refondues par les passes suivantes. Cela permet d'estimer la taille réelle de la zone fondue pour chaque passe.

Des relevés de cycles thermiques mesurés en différents points de la ZAT, sur la semelle ou l'âme de l'assemblage, ont ensuite permis de caler l'énergie de soudage. Ces cycles thermiques relevés par des thermocouples au cours du soudage, ont permis de déterminer pour chaque point de mesure :

- la température maximale atteinte lors du soudage,
- le temps de refroidissement (TR) entre 800°C et 500°C ou entre 700°C et 300°C.

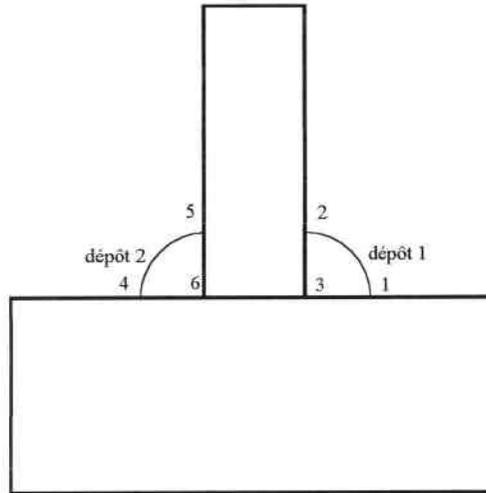
Différentes étapes successives peuvent ensuite être employées pour valider le modèle. A ce stade de la modélisation, la validation peut donc être réalisée à l'aide de cycles thermiques complémentaires sur l'assemblage, de la morphologie du bain fondu et de la ZAT sur la macrographie. Enfin, la validation peut s'effectuer en réalisant des mesures de dureté dans différentes zones de la ZAT, puis en comparant ces mesures aux résultats numériques, en utilisant le module de post traitement inclus dans le logiciel SYSWELD.

3.4 Motivation et application industrielle

Comme nous l'avons précisé, cette étude porte sur les applications représentatives des secteurs de la construction et de la charpente métallique. Les assemblages les plus courants sont des assemblages soudés en angle (voir en croix). Dans ces secteurs industriels, il est important de maîtriser le mode opératoire de soudage afin de pouvoir minimiser les déformations et les contraintes résiduelles car ces applications sont plus orientées vers des conditions de service en fatigue. Le besoin des industriels est d'essayer de mieux comprendre et de mieux prédire le comportement des structures soudées, donc de rechercher les causes de rupture par fatigue dans les assemblages soudés.

Afin de minimiser les risques de fissuration, ces industriels s'appuient sur des documents tels que les recommandations du CECM qui donnent l'échelonnement d'aptitude à l'emploi suivant différents critères de classification dans le cas par exemple, d'assemblages soudés en angle. Dans ce cas, l'expérience nous montre que le soudage à pleine pénétration de section de gorge suffisante, a une meilleure résistance à la fatigue que le soudage non-pénétré. En effet, le soudage réalisé à pleine pénétration évite la rupture en racine de la soudure. Cependant, ce type de soudage a un coût élevé dû au fait qu'il nécessite une grande quantité de métal d'apport. Les industriels ont besoin d'améliorer le comportement en fatigue des assemblages soudés, sans augmenter considérablement le coût de réalisation du soudage. Pour cela, il est nécessaire de comprendre et d'analyser l'influence des paramètres se rapportant au soudage d'assemblages d'angle. Nous pouvons citer la qualité de la soudure, c'est à dire la dimension du rayon de raccordement en pied de cordon, le mode opératoire de soudage (séquence, température de préchauffage et entre passes, nombre de passes...), les conditions de soudage (bridage ou autobridage des pièces à assembler ...) etc. La simulation numérique permet d'étudier ces paramètres sans entreprendre une campagne d'essais de soudage complète qui serait coûteuse.

Dans le cas des soudures d'angle (soudage monopasse ou multipasse), les zones sensibles identifiées pour les applications statiques ou en fatigue, sont la racine et le pied de cordon de soudure. Le schéma ci-dessous présente les six zones sensibles à la fatigue :



Cette interprétation sera la même pour l'ensemble des modélisations et nous nous attacherons à présenter et à analyser les résultats numériques en termes :

- ↳ de contraintes transversales (contraintes mécaniques qui sont perpendiculaires au sens du soudage), soit σ_{xx} pour les zones 1-4, 3-6 et σ_{yy} pour les zones 2-5,
- ↳ de contraintes longitudinales σ_{zz} (contraintes mécaniques qui sont parallèles au sens du soudage),
- ↳ de contraintes principales : nous choisissons comme contrainte principale, la contrainte perpendiculaire à la direction de fissuration.

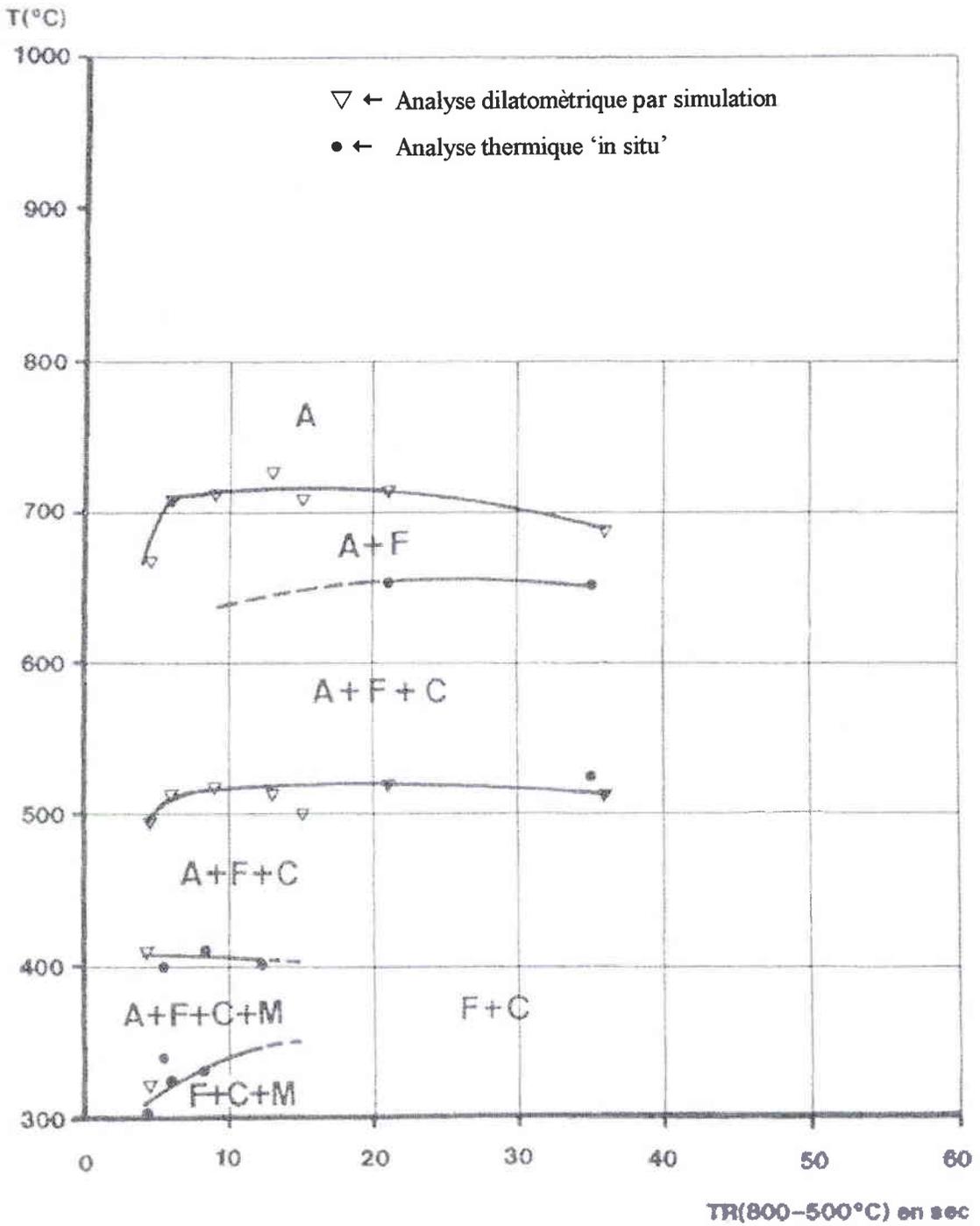


Planche 3.1 : Diagramme TRC du métal de base en conditions de soudage

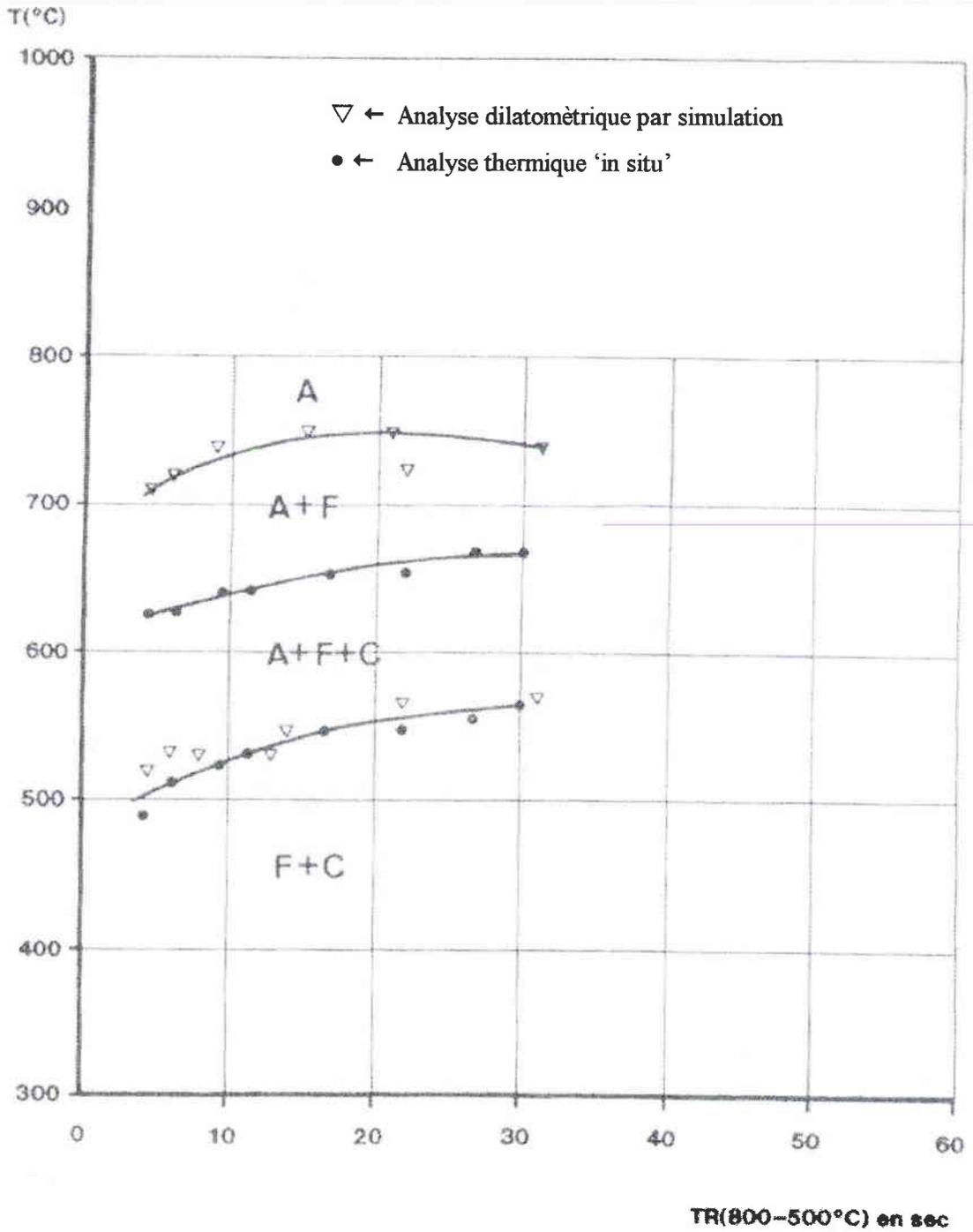


Planche 3.2 : Diagramme TRC du métal d'apport en conditions de soudage

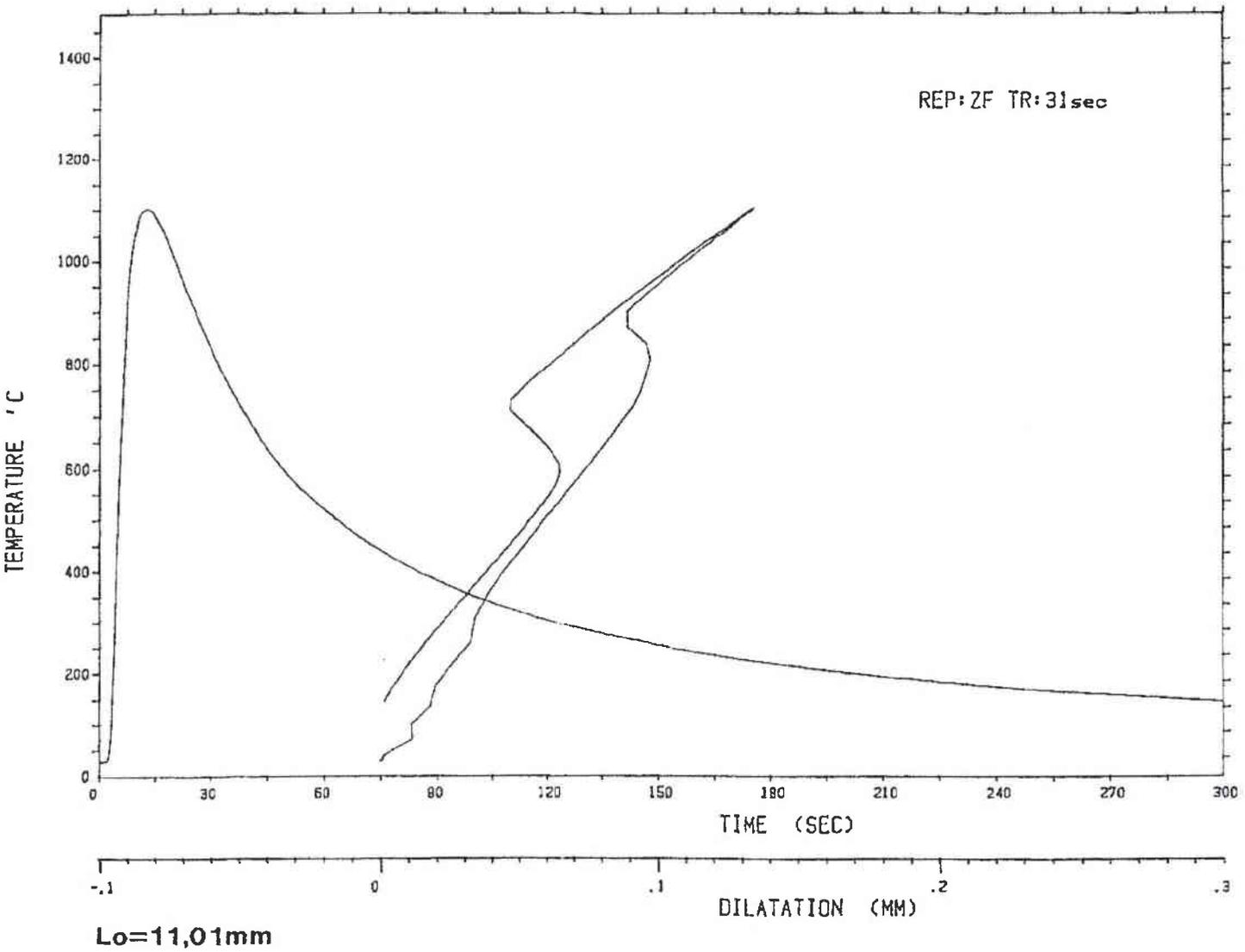


Planche 3.3 : Essai de dilatométrie libre sur métal d'apport pour un temps de refroidissement entre 800 et 500°C de 31 secondes

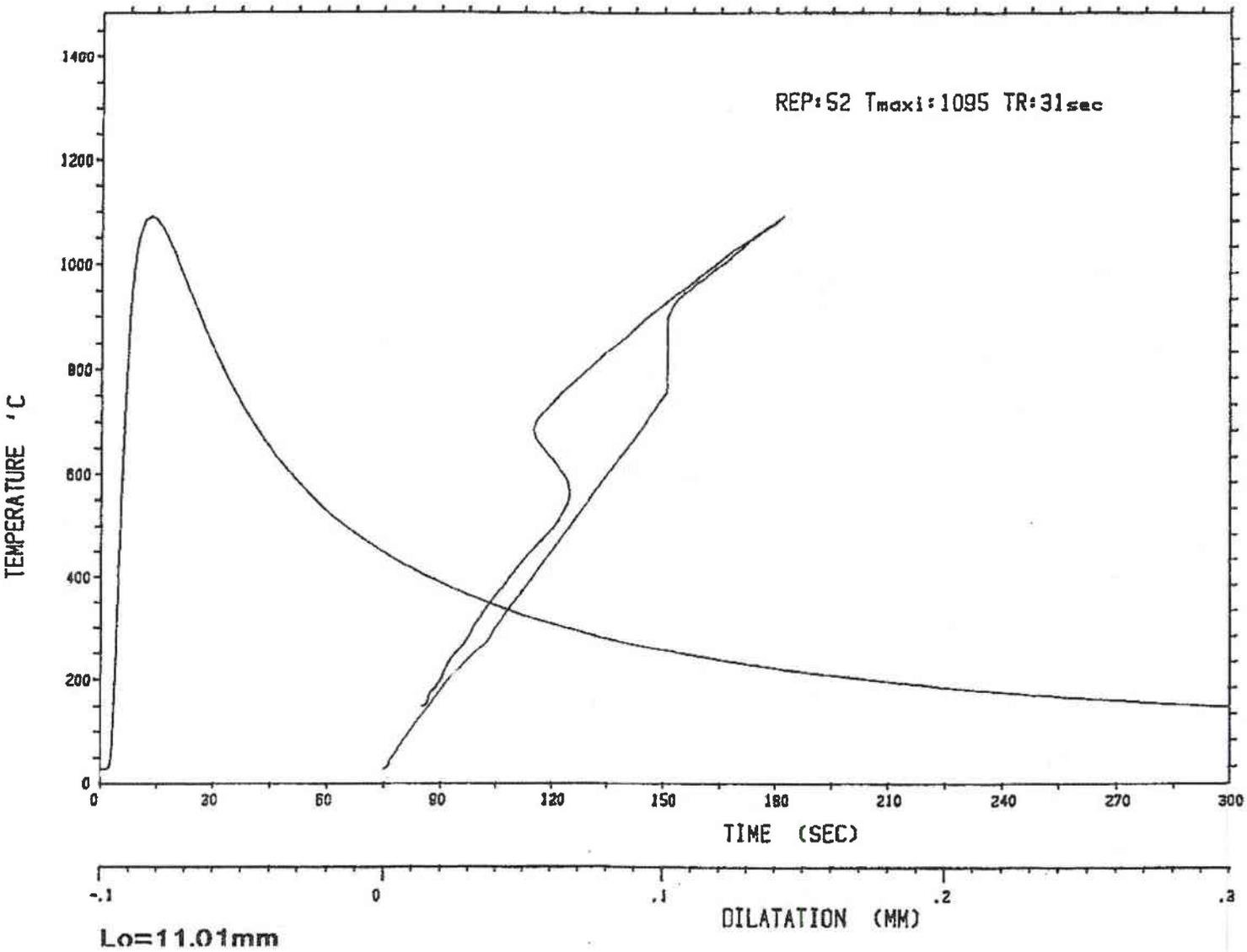


Planche 3.4 : Essai de dilatométrie libre sur métal de base pour un temps de refroidissement entre 800 et 500°C de 31 secondes

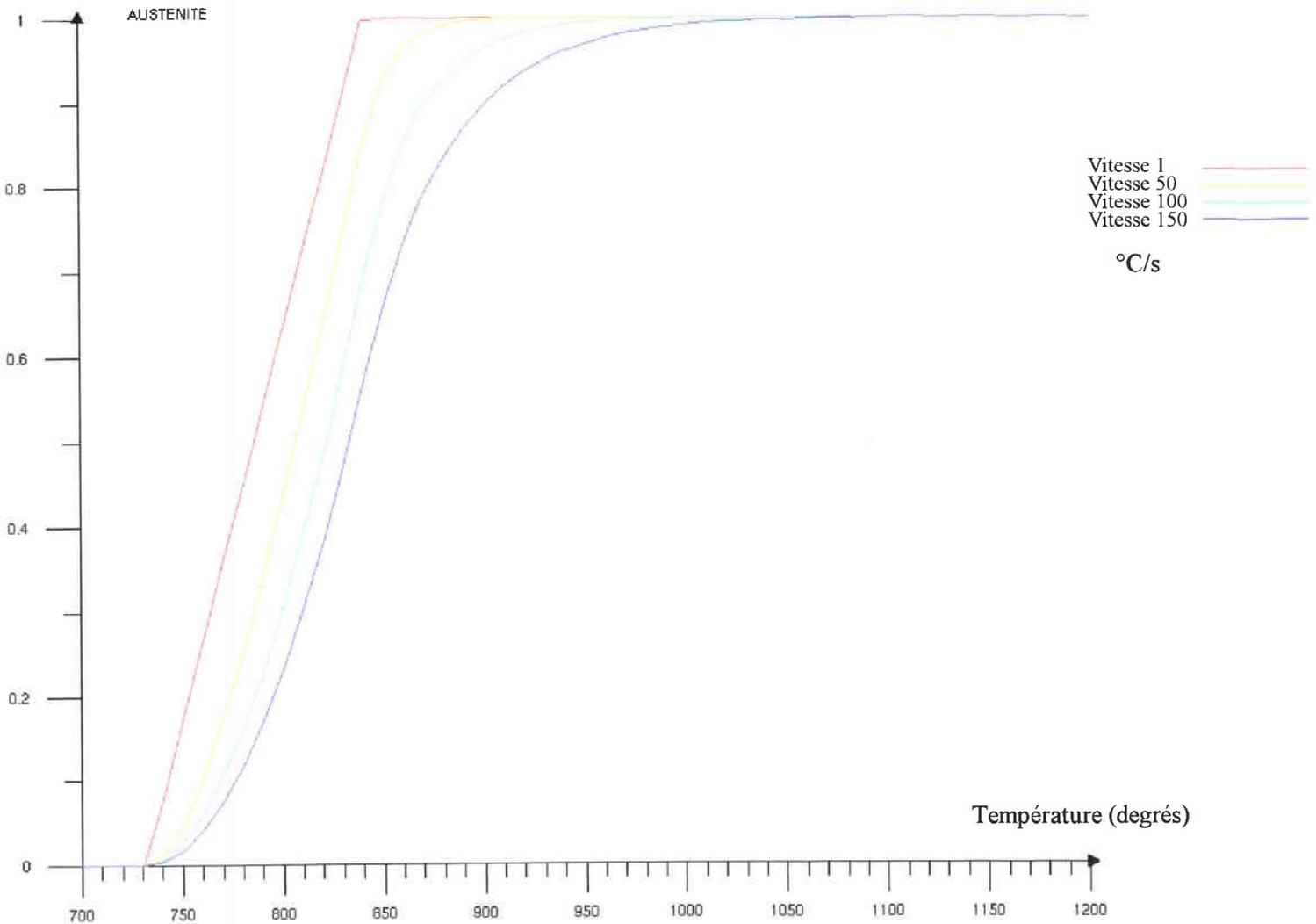


Planche 3.5 : Evolution de la proportion d'austénite pour le métal d'apport, en fonction de la température et pour plusieurs vitesses de chauffage

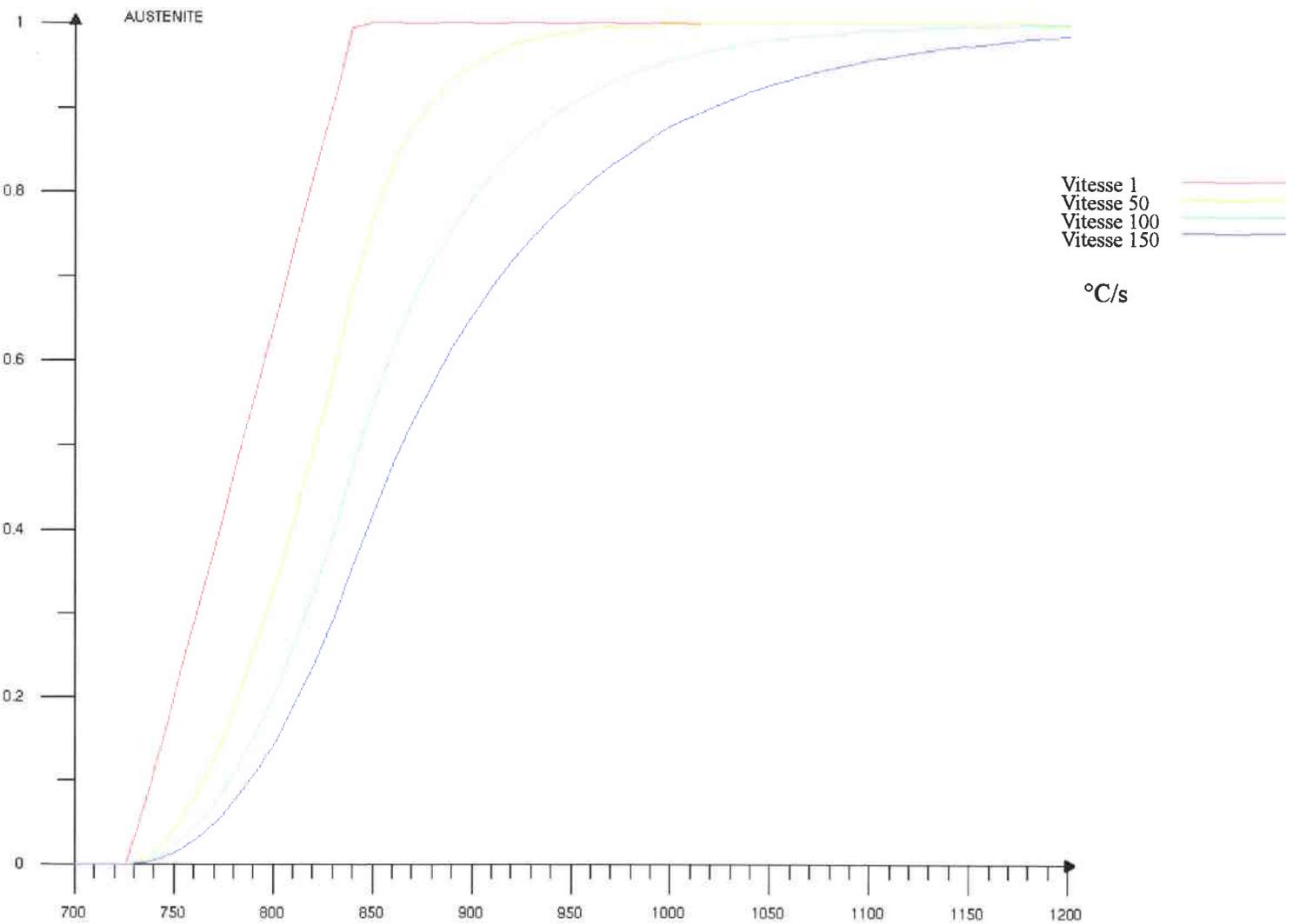


Planche 3.6 : Evolution de la proportion d'austénite pour le métal de base, en fonction de la température et pour plusieurs vitesses de chauffage

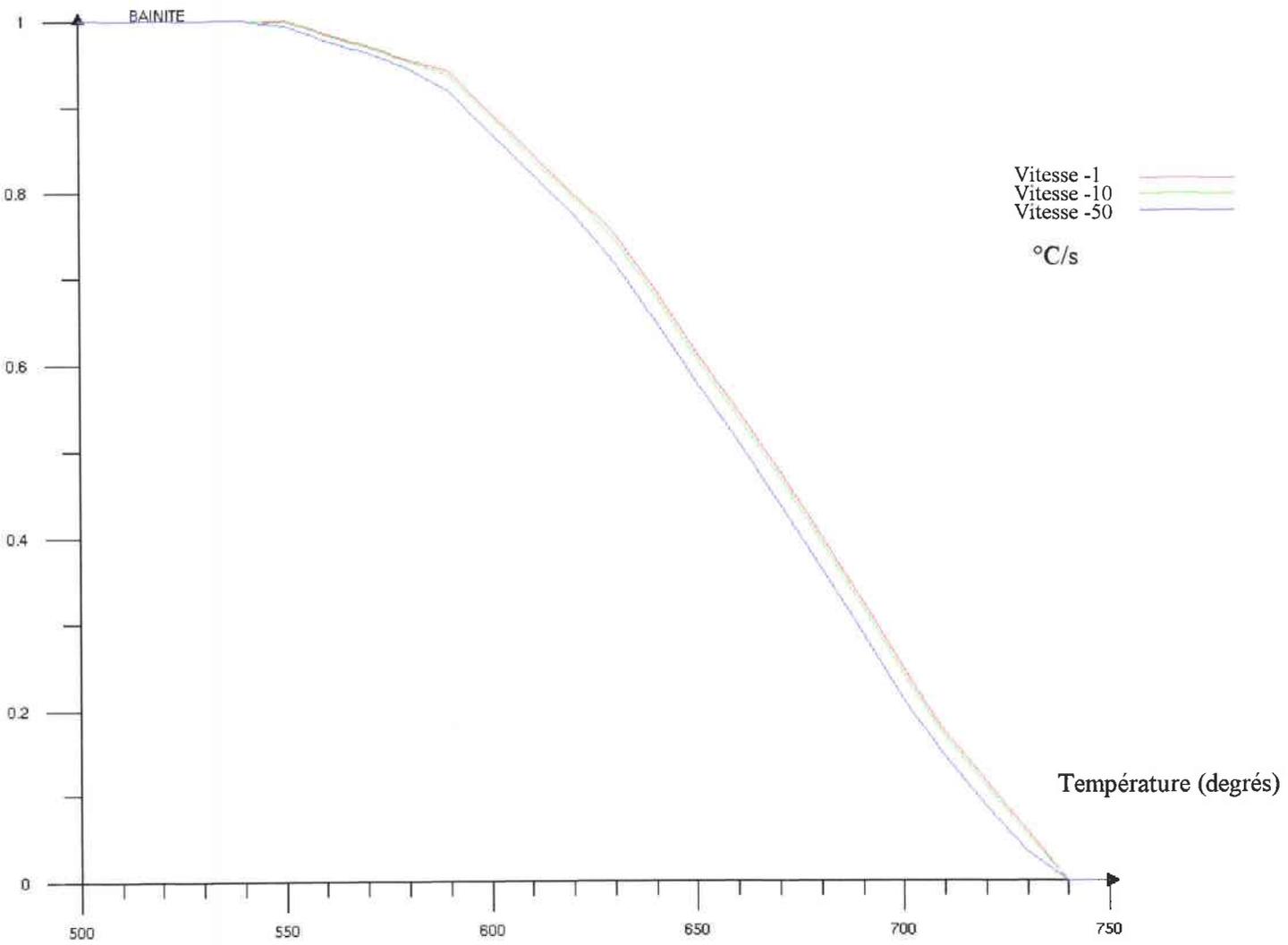


Planche 3.7 : Evolution de la proportion de bainite pour le métal d'apport, en fonction de la température et pour plusieurs vitesses de refroidissement

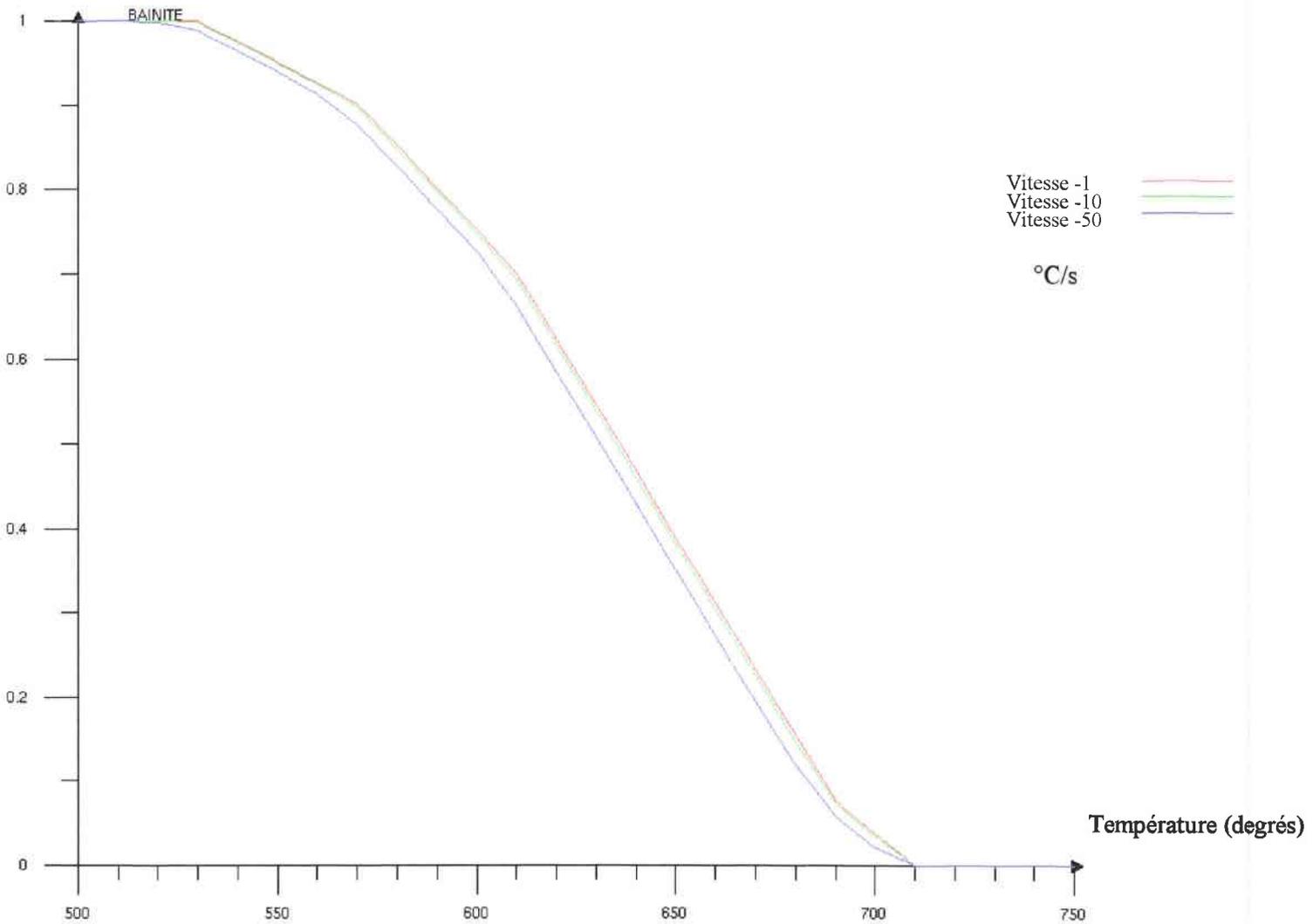


Planche 3.8 : Evolution de la proportion de bainite pour le métal de base, en fonction de la température et pour plusieurs vitesses de refroidissement

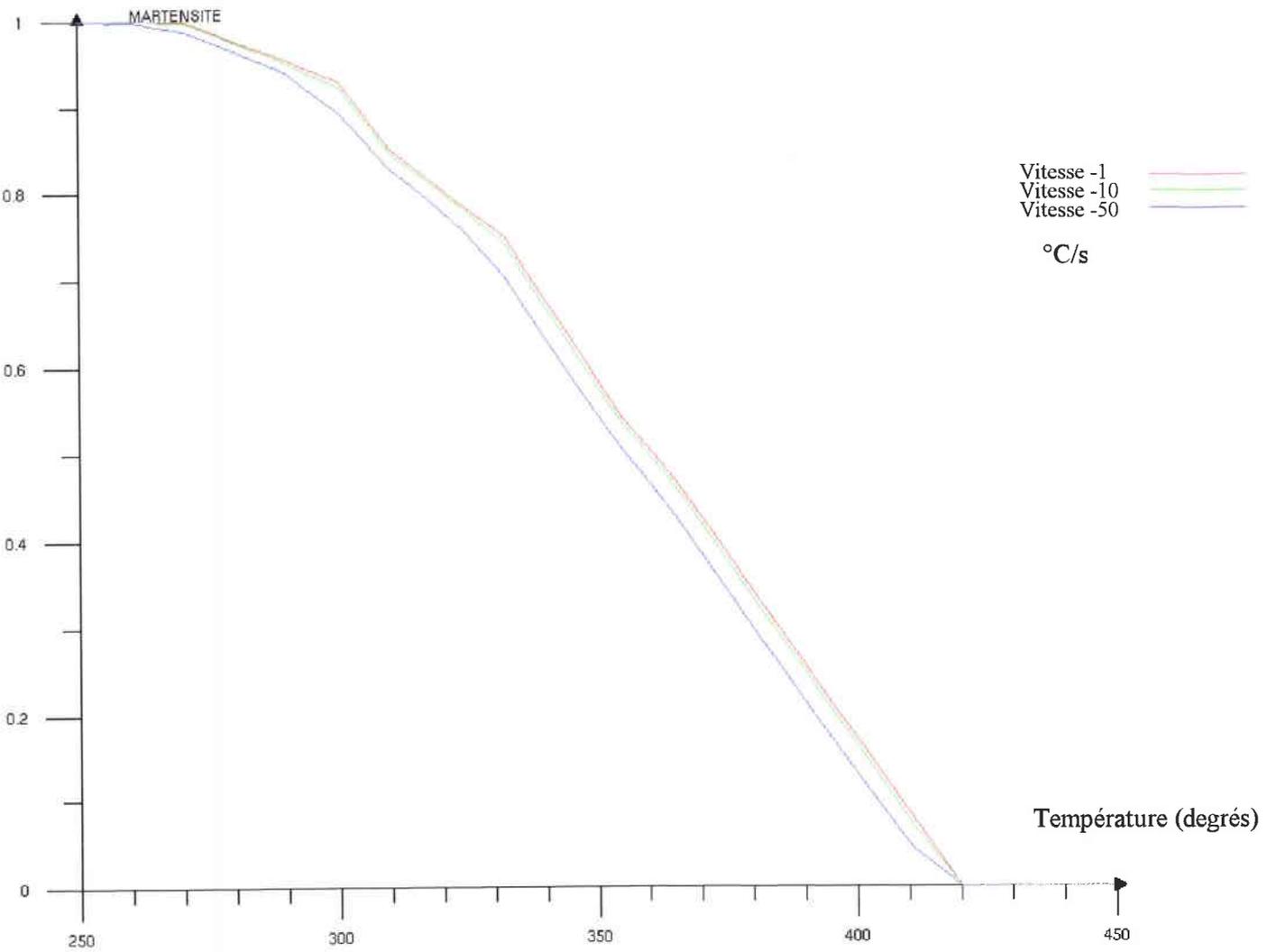


Planche 3.9 : Evolution de la proportion de martensite pour le métal de base, en fonction de la température et pour plusieurs vitesses de refroidissement

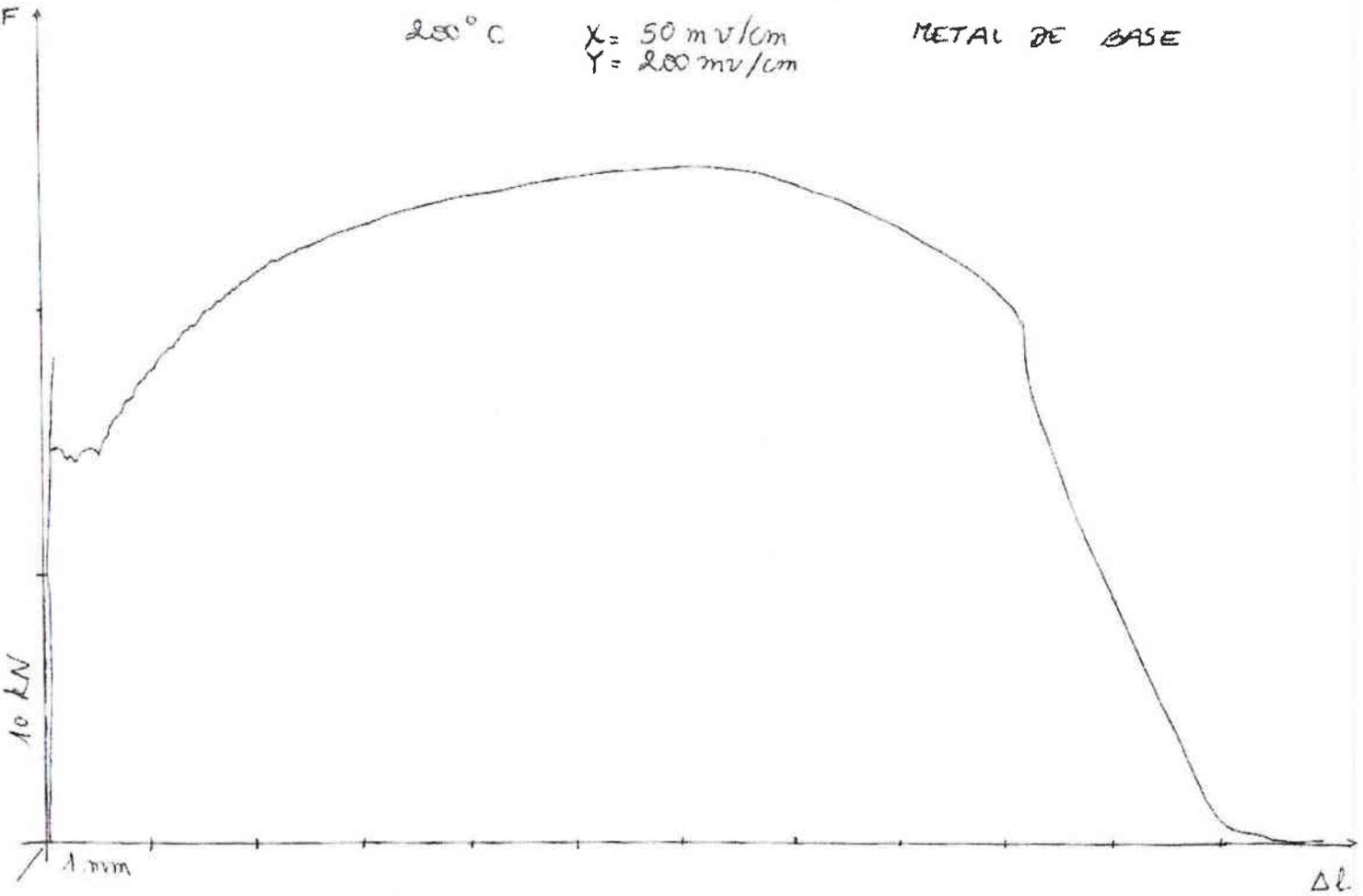


Planche 3.10 : Courbe de traction du métal de base à la température de 200°C (phase bainitique)

4 Le soudage monopasse [22]

4.1 Introduction

De façon à établir une méthodologie d'analyse progressive dans la modélisation des phénomènes liés au soudage, la première partie de la simulation numérique est réalisée dans le cas des soudures d'angle, comportant des cordons monopasse. Ces types d'assemblages correspondent avant tout, à des applications courantes de la construction métallique et du mécano-soudage léger, dans le cas d'applications en épaisseur moyenne, telles que les poutres-caissons reconstitués ou les raidisseurs [31].

Ces soudures d'angle étant les premières à être modélisées, nous avons réalisé un travail conséquent et nécessaire de calage et de validation du modèle numérique. Cette phase de validation de l'apport de chaleur est à la base de toutes nos investigations et est réalisée sur des assemblages monopasse et par la suite multipasse. Le dépôt multipasse est nécessaire pour produire des sections de soudure plus importantes.

4.2 Application au soudage monopasse

4.2.1 Définition et réalisation de l'assemblage de référence

Une première simulation est réalisée dans le cas d'un assemblage d'angle dont la plaque rapportée, de 10 mm d'épaisseur, est soudée en libre rotation sur la plaque continue (semelle), de 20 mm (assemblage 10/20). La déformation angulaire de la semelle est bridée par trois raidisseurs transversaux de 40 mm d'épaisseur et de 70 mm de hauteur. La hauteur de l'âme est de 120 mm et la largeur de la semelle est de 300 mm. Le rayon de raccordement en pied de cordon est de 0.5 mm. L'ensemble des caractéristiques thermiques, métallurgiques et mécaniques utilisées est présenté dans le chapitre 3. Les cordons de soudure, de 5 mm de hauteur de gorge apparente en moyenne, ont été déposés par électrode enrobée avec une électrode basique de diamètre 4 mm. L'énergie moyenne de soudage est de 17 kJ/cm. Il y a eu un refroidissement complet (retour à la température ambiante) entre l'exécution de la première passe et de la seconde passe.

L'assemblage est présenté sur la figure 4.1.

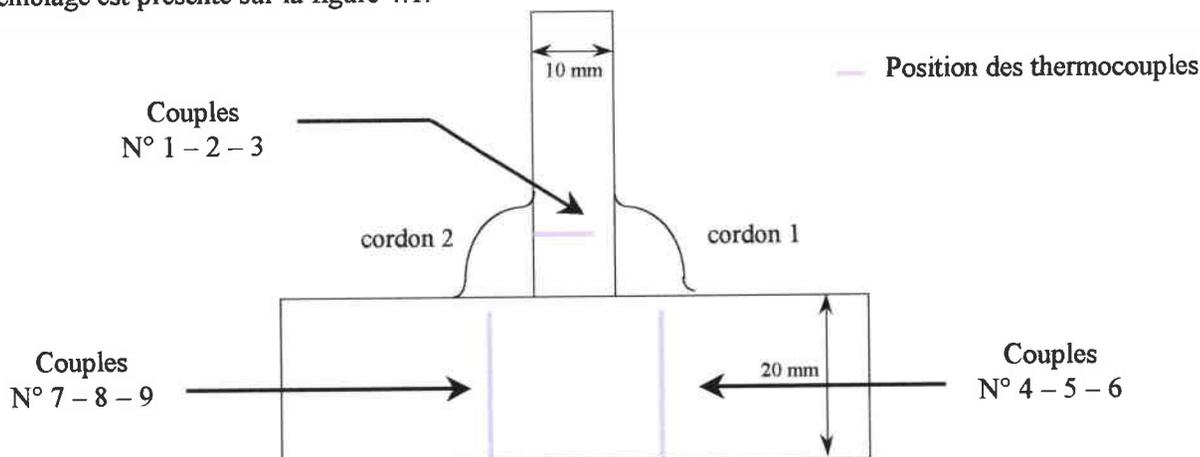


Figure 4.1 : Assemblage monopasse de référence

L'assemblage, de 400 mm de longueur, réalisé pour la détermination des données du calcul, a donné lieu à l'enregistrement de cycles thermiques au moyen de 9 thermocouples, positionnés dans la ZAT, et au relevé des déformations (rotation de plaque rapportée, pliage de la semelle). La position de ces 9 thermocouples est présentée sur la figure 4.2.

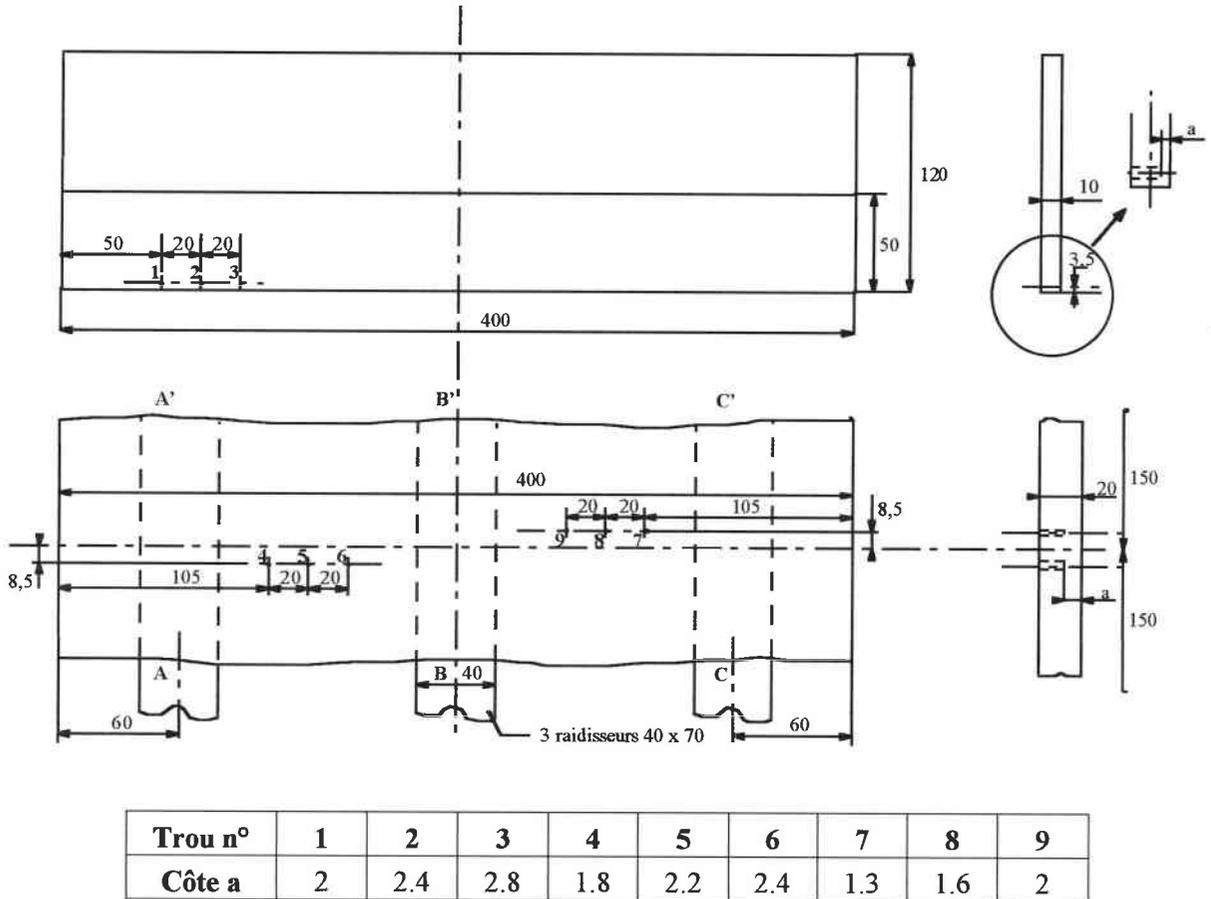


Figure 4.2 : Position des 9 thermocouples

Enfin, des mesures de contraintes résiduelles ont été effectuées par diffraction de rayons X sur la plaque de 20 mm, près du raccordement du cordon et jusqu'à une distance de 24 mm, à l'état brut de soudage et après enlèvement des raidisseurs.

Tous les assemblages expérimentaux ont été réalisés avec les mêmes paramètres de soudage. Nous avons donc calé une seule fois le modèle thermo-métallurgique. Ce modèle sera valable pour tous les autres calculs et sera validé par les résultats expérimentaux issus des macrographies des ZAT de différents assemblages modélisés en multipasse.

Au moyen des relevés thermiques, nous avons pu obtenir les températures maximales atteintes au cours du soudage ainsi que les temps de refroidissement 800-500°C. Ces temps de refroidissement sont de l'ordre de 9 s dans la ZAT de la plaque de 10 mm et de 5 s dans la plaque de 20 mm. Dans ces conditions et compte tenu des diagrammes TRCS présentés au paragraphe 3.2.2, la structure de la ZAT est fortement martensitique dans la tôle de 20 mm, tandis qu'elle demeure totalement bainitique, sans transformation martensitique en zone fondue.

Une action complémentaire de validation est par ailleurs engagée selon ces mêmes principes sur une configuration différente d'assemblage d'angle, dont les tôles soudées sont de 10 mm sur 10 mm (assemblage 10/10), sans aucun bridage de la semelle et de l'âme.

4.2.2 Discrétisation des modèles

La figure 4.1 précise l'ensemble des paramètres caractérisant le mode opératoire, ainsi que la position des 9 thermocouples qui ont permis d'enregistrer les cycles thermiques lors du soudage. La planche 4.1 montre des macrographies de la section de l'assemblage d'angle 10/20. Une attaque chimique de la surface polie permet de révéler les zones fondues ainsi que les zones affectées par la chaleur (ZAT), limitées par l'enveloppe maximum des isothermes à 720°C. A partir de ces données géométriques, nous avons discrétisé les structures en éléments finis (maillage) de façon à représenter les deux assemblages.

Pour l'assemblage 10/20, la structure est discrétisée en 725 éléments quadratiques, triangles et quadrangles. Le maillage de la structure est présenté sur la planche 4.2. Sur cette même planche, un agrandissement de la zone des deux dépôts, permet d'observer le rayon de raccordement en pied de cordon qui est de 0.5 mm.

Pour l'assemblage 10/10, la structure est discrétisée en 635 éléments quadratiques, triangles et quadrangles. Le maillage de la structure est présenté sur la planche 4.3, ainsi qu'un agrandissement de la zone des deux dépôts, permettant d'observer le rayon de raccordement en pied de cordon qui est de 1 mm.

4.2.3 Modélisation thermo-métallurgique

Nous avons déterminé les paramètres du modèle thermique à partir de l'assemblage 10/20.

Une importante série de calculs en faisant varier les différents paramètres nous a permis de déterminer les valeurs à prendre en compte dans la suite des calculs.

a) Modélisation thermique

Les paramètres t_1 et t_2 du modèle retenu, sont les suivants :

- ↪ Temps de montée de 20°C à 1500°C = 1 seconde,
- ↪ Temps de maintien du bain fondu à 1500°C = 6,5 secondes.

Ces paramètres seront identiques pour toutes les modélisations suivantes.

Dans le maillage, nous avons repéré 9 nœuds, correspondant aux 9 thermocouples utilisés pendant le soudage.

Les côtes expérimentales et numériques des 9 thermocouples sont présentées dans le tableau suivant :

Trou n°	1	2	3	4	5	6	7	8	9
Côte expérimentale	2	2.4	2.8	1.8	2.2	2.4	1.3	1.6	2
Côte numérique	1.5	2.32	3.14	1.5	2.1	2.6	1.2	1.5	2

Les figures suivantes présentent les cycles thermiques mesurés et calculés des thermocouples 1 et 7. La figure 4.3 présente les cycles thermiques mesurés pour les deux thermocouples. La figure 4.4 présente les cycles thermiques calculés pour les deux thermocouples.

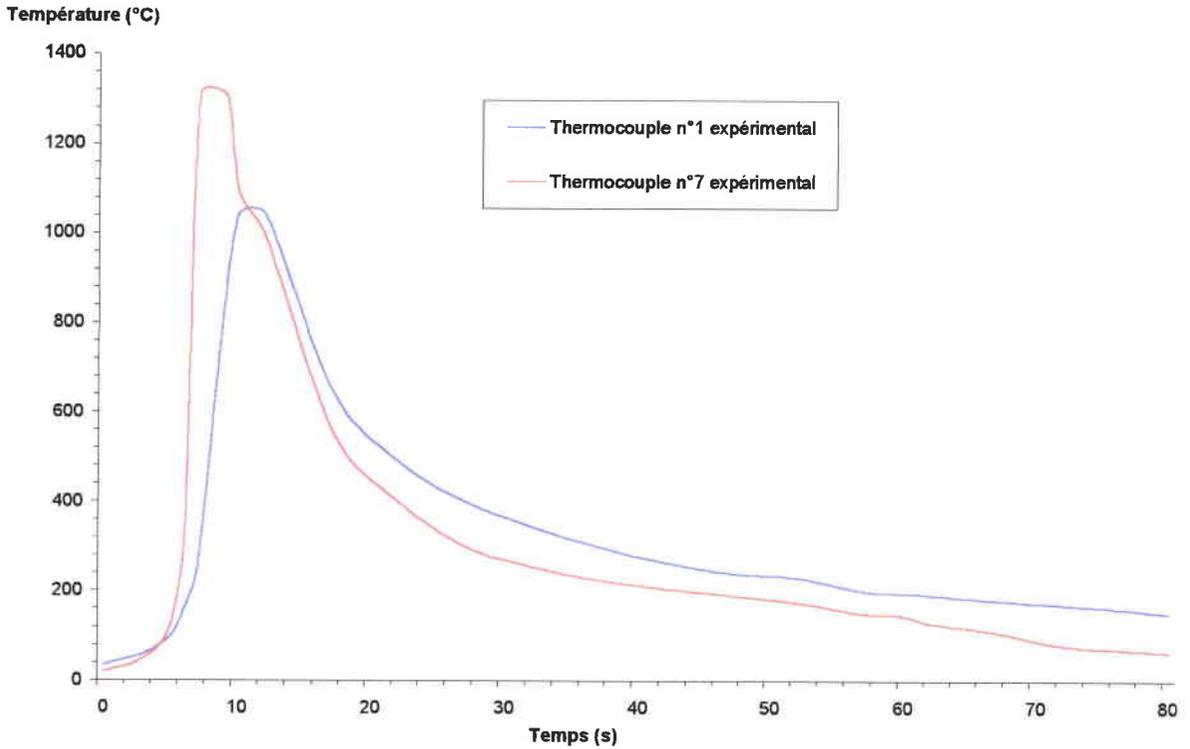


Figure 4.3 : Cycles thermiques mesurés pour les thermocouples 1 et 7

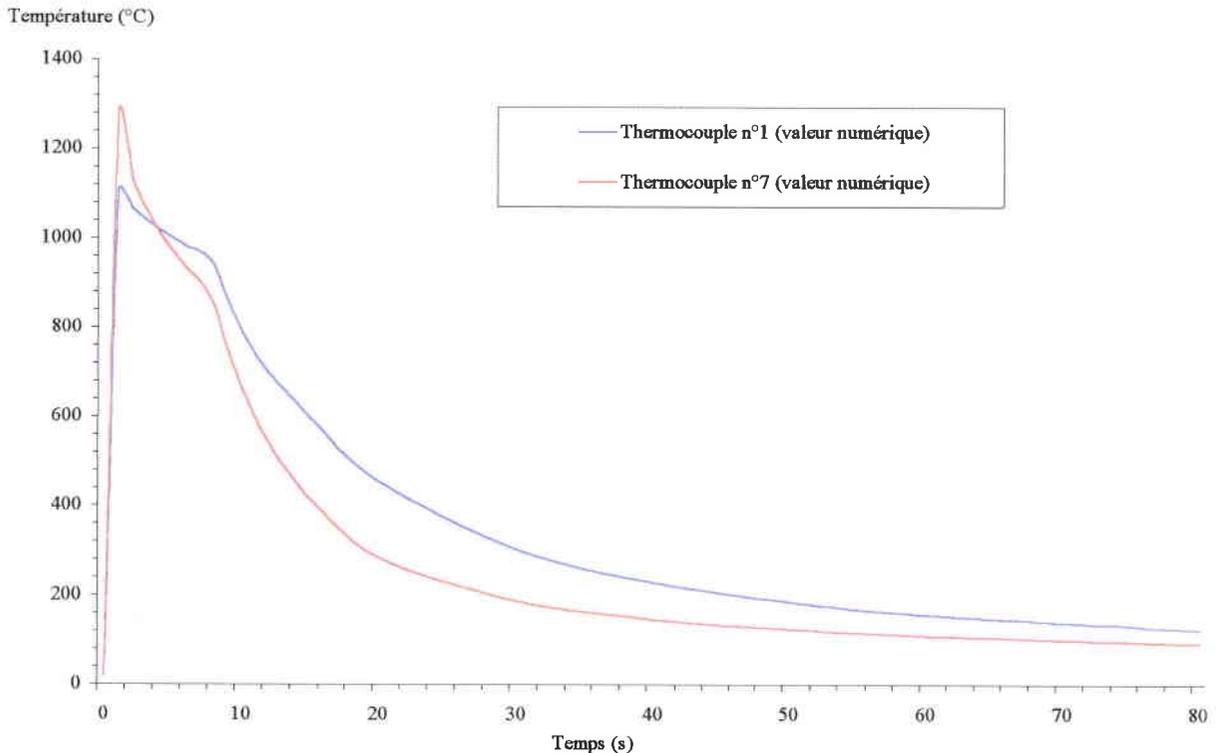


Figure 4.4 : Cycles thermiques calculés pour les thermocouples 1 et 7

Les deux cycles thermiques sont présentés sur le même graphique mais :

- Le thermocouple 1 a enregistré le cycle thermique pendant le soudage de la première passe,
- Le thermocouple 7 a enregistré le cycle thermique pendant le soudage de la seconde passe.

Remarque : Il est à noter que seuls la température maximale et le temps de refroidissement entre 800 et 500°C, sont considérés pour la simulation numérique du soudage et correspondent aux valeurs de comparaisons avec les mesures expérimentales.

Une comparaison plus précise des valeurs thermiques numériques et expérimentales est donnée ci-après :

	Température max. (degrés C)		TR 800 - 500 (secondes)	
	expérimentale	numérique	expérimental	numérique
<i>thermocouple 1</i>	1045	1109	8,65	8,5
<i>thermocouple 3</i>	732	778	--	--
<i>thermocouple 7</i>	> 1200	1275	4,9	5

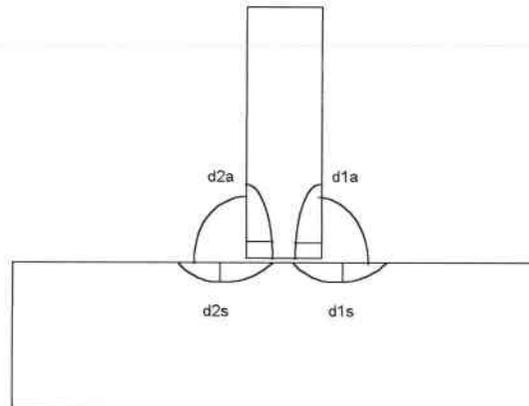
Remarque : L'expérience acquise montre que du fait du fort gradient thermique et de l'importance relative du diamètre du perçage, par rapport à la surface de la ZAT, les mesures obtenues par les thermocouples doivent être considérées avec une précision "relative" pour la comparaison des valeurs numériques et expérimentales. Cette comparaison est faite pour la température maximale atteinte et pour le temps de refroidissement entre 800°C et 500°C qui conditionne la transformation métallurgique finale.

Observation : Les faibles écarts de mesure de température entre les valeurs expérimentales et les résultats numériques, permettent d'en déduire que cette phase numérique est concluante et valide l'apport thermique qui sera utilisé pour la suite de l'étude.

b) Modélisation métallurgique

Le calcul métallurgique est quant à lui, validé par la comparaison des tailles et formes des zones affectées par la chaleur. Comme il a été précisé au paragraphe 3.1, les transformations au refroidissement sont pour le métal d'apport, bainitique et pour le métal de base, bainitique et martensitique.

Le schéma suivant présente les lieux de comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques, pour la taille et forme de la ZAT.



Les résultats du calage sont comparés aux résultats expérimentaux dans les tableaux suivants :

Profondeur maximale de la ZAT dans la semelle :

	<i>Expérimentale</i>	<i>Numérique</i>
<i>Dépôt 1 (d1s)</i>	3,03 mm	3,02 mm
<i>Dépôt 2 (d2s)</i>	2,53 mm	2,55 mm

Profondeur maximale de la ZAT dans l'âme :

	<i>Expérimentale</i>	<i>Numérique</i>
<i>Dépôt 1 (d1a)</i>	4,18 mm	3,95 mm
<i>Dépôt 2 (d2a)</i>	2,69 mm	3,02 mm

La planche 4.4 visualise les ZAT expérimentales, révélées par attaque chimique sur surfaces polies et numériques, issues de la modélisation.

Nous avons deux types de représentation métallurgique à la fin de la séquence de soudage, suivant que nous nous plaçons dans le métal de base ou la zone fondue. La zone fondue étant de structure bainitique au refroidissement, nous avons représenté la proportion de bainite dans le métal d'apport. Cette zone est rouge, ce qui signifie que l'on a plus de 95% de métal transformé (bainite). Pour la représentation du métal de base, nous avons choisi de représenter le pourcentage de martensite formée. L'échelle des couleurs est la suivante : le bleu signifie que l'on a moins de 5% de métal transformé et le rouge, plus de 95% de métal transformé. Nous avons considéré arbitrairement que la limite visible de la ZAT sur la macrographie, correspond à une quantité de métal transformé, proche de 5%. Ces deux types de représentation sont identiques pour tous les calculs.

Nous remarquons que la ZAT est dissymétrique dans l'âme de l'assemblage (elle est plus importante pour le dépôt 1 que pour le dépôt 2). Ceci s'explique par une variation de la diffusion de la température dans l'assemblage.

La figure 4.5 illustre ce phénomène.

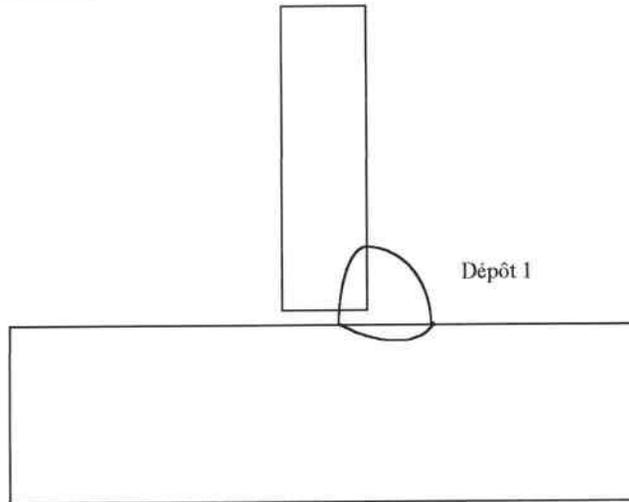


Figure 4.5 : Diffusion de température lors du premier dépôt

Lors du dépôt 1, la chaleur apportée par le soudage se diffuse à travers l'âme (10 mm), il y a donc une faible épaisseur d'acier face à la soudure, des vitesses de refroidissement lentes donc une ZAT large. Une fois refroidi à 20°C, nous procédons à la réalisation de la deuxième passe.

Pour le dépôt 2, la configuration a changé, comme le montre la figure 4.6.

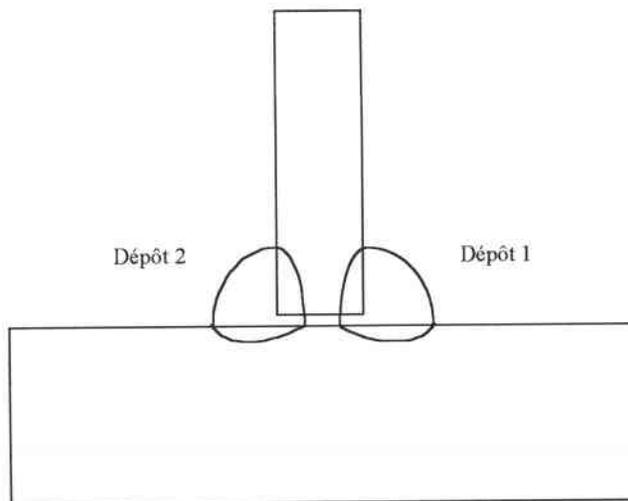
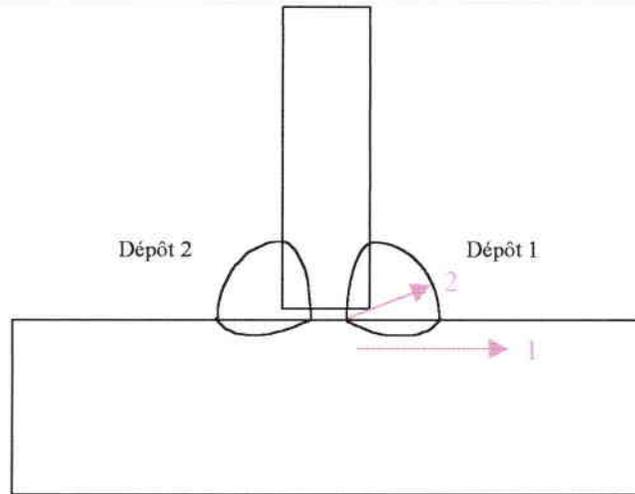


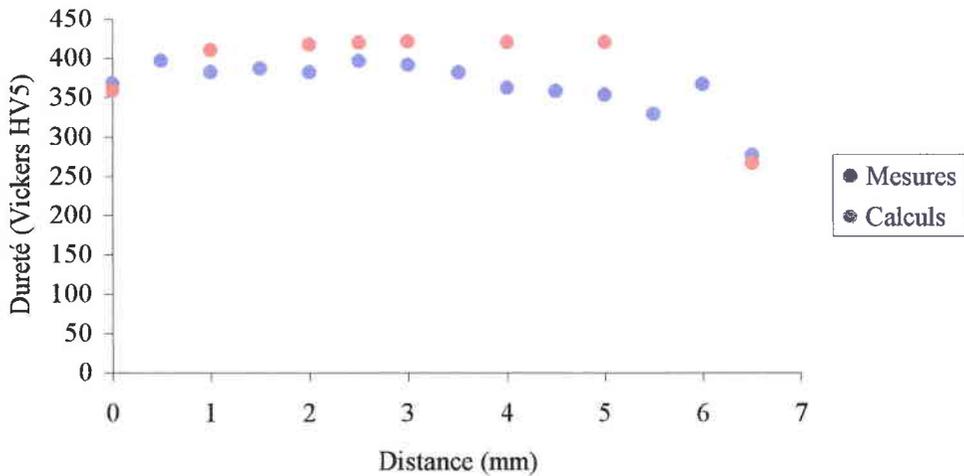
Figure 4.6 : Diffusion de température lors du deuxième dépôt

Face à la soudure, l'épaisseur de l'âme a augmenté (10 mm + 5 mm de soudure), les vitesses de refroidissement augmentent car il y a une plus grande quantité d'acier pour diffuser la même énergie. Nous obtenons donc une ZAT de dimension plus faible. En outre, la dissymétrie des ZAT dans l'âme par rapport à la semelle, est exacerbée numériquement du fait qu'aucun échange n'est prévu à l'interface âme-semelle. Dans la réalité, l'échange est variable selon la dimension du jeu à la racine de la soudure.

Afin de compléter la validation de notre modèle thermo-métallurgique, nous avons comparé les duretés mesurées et calculées. Les duretés sont en Vickers (HV5). Le schéma nous indique les directions de mesures des duretés :

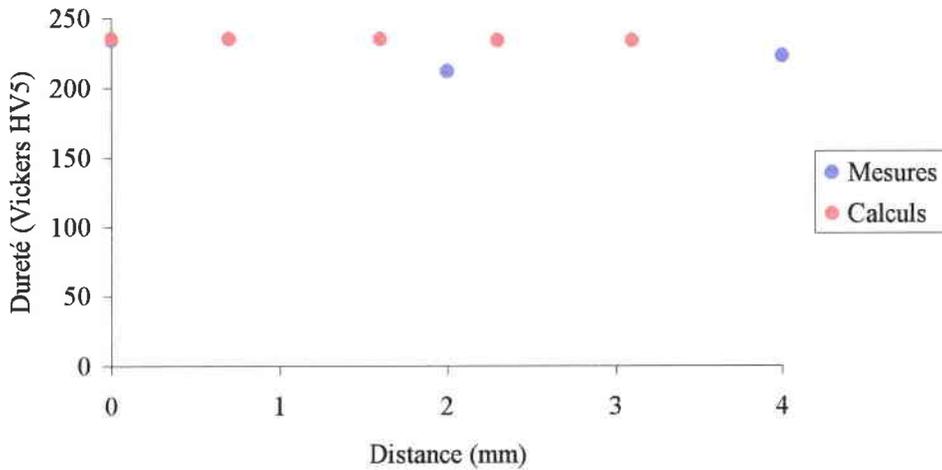


Les mesures ont été effectuées dans le métal de base suivant la direction 1 (métal de base et ZAT) et dans le métal d'apport suivant la direction 2. Les graphiques et tableaux suivants présentent les résultats dans les deux directions.



Direction 1 : Métal de base														
Distance (mm)	0	0.5	1	1.5	2	2.5	3	3.5	4	4.5	5	5.5	6	6.5
Mesures (HV5)	367	396	381	386	381	396	391	381	362	358	353	329	367	277
Calculs (HV5)	358	-	410	-	417	419	421	-	420	-	420	-	-	267

La comparaison des duretés mesurées et calculées, dans la direction 1, est correcte. Nous trouvons des valeurs inférieures à 300 Vickers qui caractérisent essentiellement la présence de bainite. Les valeurs supérieures à 350 Vickers caractérisent quant à elles la présence de martensite, nous sommes situés dans ce cas en ZAT.



	Direction 2 : Métal d'apport						
Distance (mm)	0	0.7	1.6	2	2.3	3.1	4
Mesures (HV5)	234	-	-	212	-	-	223
Calculs (HV5)	235	235	235	-	234	234	-

La comparaison des duretés mesurées et calculées, dans la direction 2, est elle aussi correcte. Le niveau des duretés est le même pour les mesures et les calculs. Les valeurs, comprises entre 210 et 240 Vickers, montrent bien que la zone fondue est bainitique.

La comparaison des duretés n'est effectuée que sur cet assemblage.

Observations : A ce stade, la métallurgie et les niveaux de duretés (Vickers) constituent la deuxième étape de validation du modèle. La comparaison expérimentation et numérique des données métallurgiques et des duretés, montre que l'apport d'énergie thermique est cohérent et sera donc retenu pour l'ensemble des calculs à venir, en soudage monopasse et multipasse.

4.2.4 Modélisation mécanique

La validation mécanique du modèle numérique est également réalisée sur les deux types d'assemblages d'angle, par des mesures de contraintes résiduelles réalisées en pied de cordon par diffraction des rayons X [22] :

- Un assemblage ayant une âme de 10 mm et une semelle de 20 mm. Cette semelle est bridée transversalement par trois raidisseurs, puis débridée (Assemblage 10/20, $\rho = 0.5$ mm),
- Un assemblage ayant une âme de 10 mm et une semelle de 10 mm. Cette semelle est totalement libre (Assemblage 10/10, $\rho = 1$ mm).

Nous n'avons pas effectué de mesures de contraintes avant soudage pour vérifier l'état initial des contraintes.

Observation : Le premier assemblage d'angle est réalisé avec un bridage extérieur afin de minimiser la déformation angulaire. La semelle est bridée par trois raidisseurs transversaux comme le montre la figure 4.7.

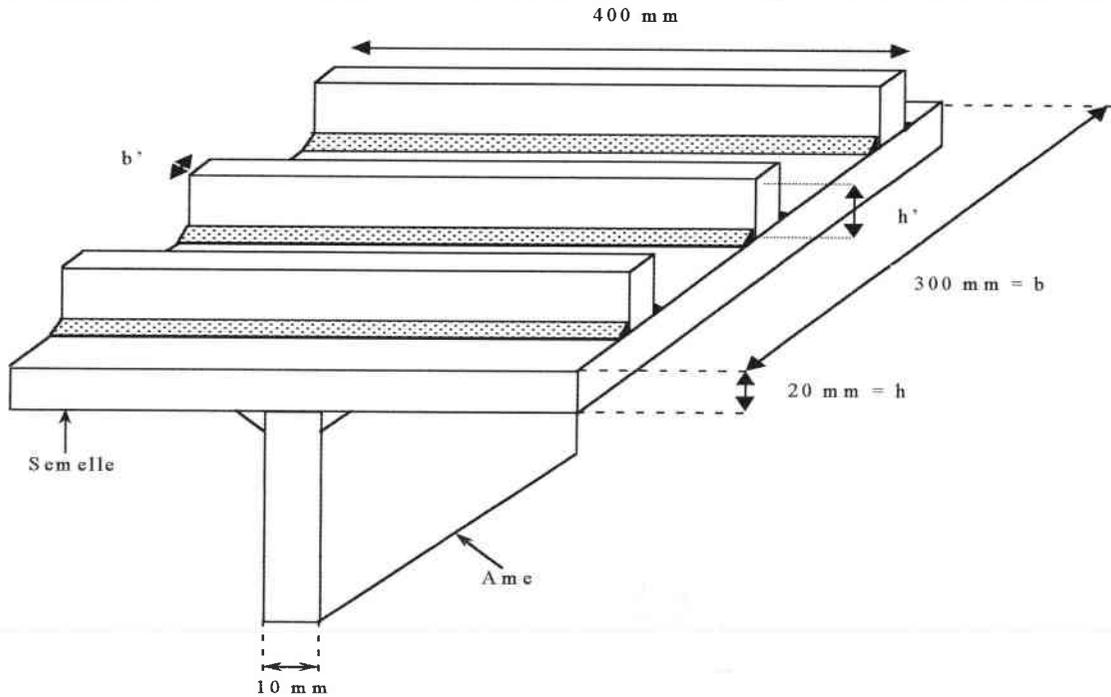


Figure 4.7 : Assemblage 10/20 bridé par trois raidisseurs

Pour représenter ce bridage tridimensionnel en simulation numérique du soudage, nous avons modélisé en option bidimensionnelle, un assemblage avec une inertie de la semelle équivalente à celle de l'assemblage réel (semelle d'épaisseur supérieure à 20 mm + les raidisseurs). C'est donc par itérations et calculs numériques que nous avons cherché à déterminer l'épaisseur de la semelle du nouvel assemblage.

Nous avons commencé par effectuer des calculs en mécanique linéaire 3D sur l'assemblage réel bridé par les trois raidisseurs. Pour ce calcul, nous avons utilisé arbitrairement l'option mécanique en appliquant un chargement extérieur en contrainte, dans l'âme, de 1 MPa. Les conditions limites, en vert, ainsi que le chargement appliqué, en rouge, sont indiqués sur la figure 4.8. Nous avons choisi comme conditions limites de bloquer selon la direction y , une droite de nœuds de part et d'autre de l'âme, située à environ 100 mm du pied de cordon. Les conditions limites sont les mêmes pour les trois configurations. Les isovaleurs de la contrainte σ_{xx} , présentées sur la figure 4.9, montrent un effet 3D des contraintes transversales car celles-ci varient le long du cordon. Cette variation est liée à la présence des raidisseurs.

Pour poursuivre ces travaux et dans l'optique de réaliser en 2D la simulation du soudage de cet assemblage, nous l'avons comparé à des modélisations tridimensionnelles d'assemblages en angle ayant une inertie croissante de la semelle. Ces nouvelles modélisations ont été effectuées avec les mêmes conditions limites et chargement mécanique que pour le calcul précédent. Les itérations successives nous ont permis de converger vers un assemblage ayant une épaisseur de semelle de 40 mm. Les isovaleurs de la contrainte σ_{xx} sont présentées sur la figure 4.10.

Remarque : Nous avons également réalisé le calcul RDM d'un assemblage ayant une inertie équivalente de la semelle à celle de l'assemblage bridé par trois raidisseurs, pour évaluer les écarts par rapport à la solution numérique.

Soit s l'épaisseur de la semelle du nouvel assemblage, nous obtenons par équivalence d'inertie, l'équation suivante à résoudre :

$$\frac{bh^2}{6} + 3\frac{b'h'^2}{6} = \frac{bs^2}{6}$$

Nous arrivons à la solution suivante : $s = 48,6 \text{ mm}$.

Les isovaleurs de la contrainte σ_{xx} pour cette épaisseur d'âme de 48,6 mm, sont présentées sur la figure 4.11. Ce calcul montre finalement que cette méthode simplifiée, sous-estime la distribution réelle des contraintes mécaniques en pied de cordon de soudure ou encore surestime légèrement l'inertie réelle 3D de la maquette utilisée pour le soudage de l'assemblage de référence.

Au vu des résultats, nous poursuivons donc la modélisation du soudage sur un assemblage avec une épaisseur équivalente de 40 mm. Nous n'avons pas besoin de recalculer l'apport de chaleur car selon les abaques, pour une énergie de 17kJ/cm, le temps de refroidissement, équivalent en modélisation à l'apport de chaleur, est le même pour une épaisseur de semelle de 20, 30, 40 ou 60 mm.

Le calcul des contraintes résiduelles de ce nouvel assemblage bidimensionnel, a été bien entendu, réalisé avec une semelle non bridée. Comme cela a été présenté précédemment, ce calcul est fait en tenant compte des évolutions des températures et des phases métallurgiques.

Dans le cas d'une modélisation bidimensionnelle en mécanique, deux hypothèses s'offrent à nous :

- Hypothèse de déformation plane : cela signifie que nous supposons un bridage parfait de la structure dans la direction perpendiculaire au plan modélisé,
- Hypothèse de déformations planes généralisées : la section modélisée, tout en restant plane, peut se déplacer librement et pivoter autour d'un ou deux axes situés dans le plan étudié.

Nous avons choisi la seconde hypothèse pour tenter de minimiser la non-prise en compte de l'effet tridimensionnel du soudage.

Les calculs sont réalisés en considérant un comportement élastoplastique, dans le cas d'un écrouissage isotrope des matériaux. Pour le calcul mécanique de l'opération de soudage, les conditions aux limites sont indiquées sur la planche 4.2.

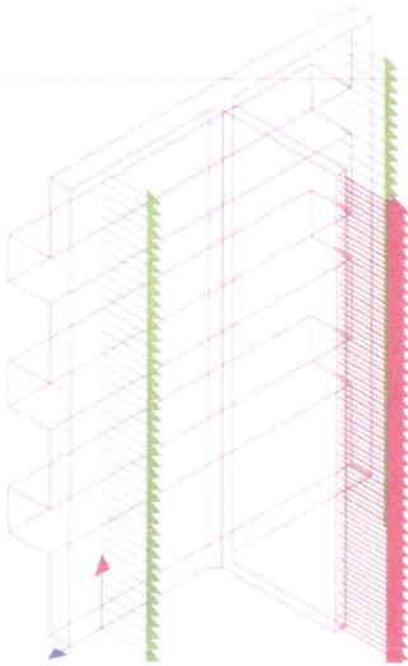


Figure 4.8 : Conditions limites et chargement

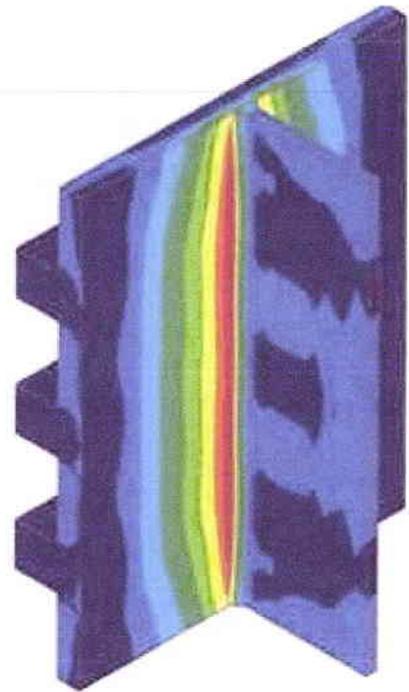


Figure 4.9 : Contrainte σ_{xx} pour l'assemblage ayant une semelle bridée par trois raidisseurs

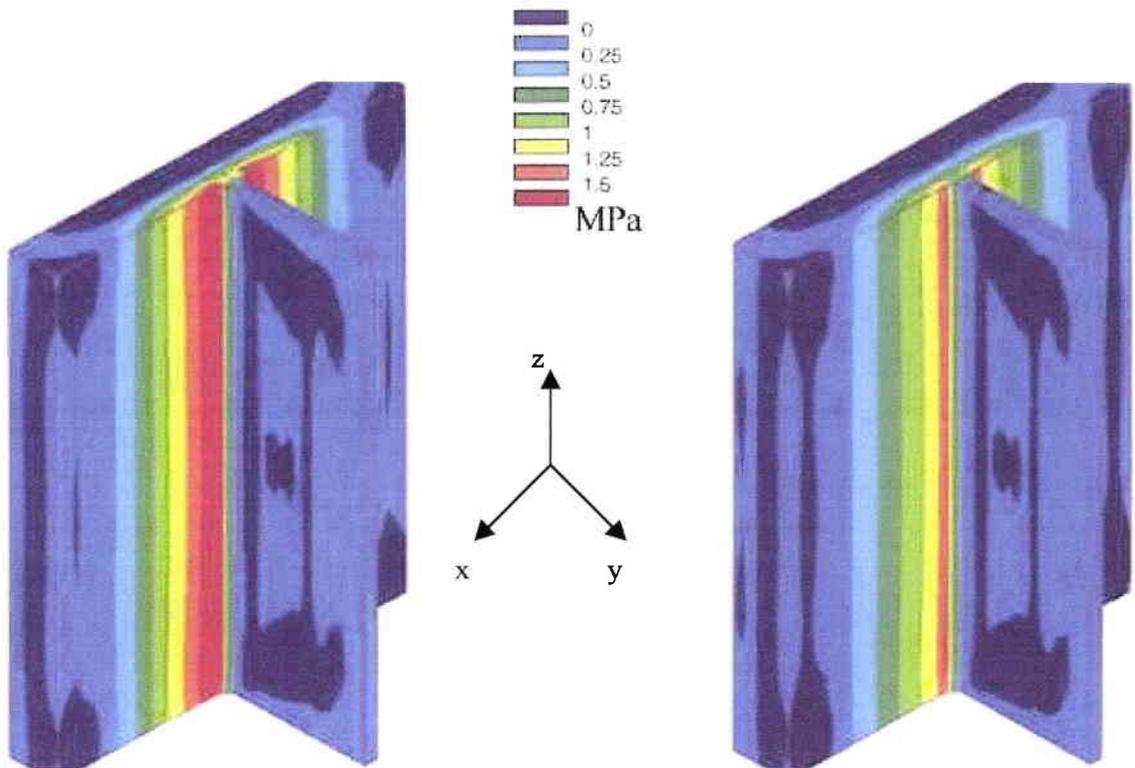


Figure 4.10 : Contrainte σ_{xx} pour l'assemblage ayant une épaisseur de semelle de 40 mm

Figure 4.11 : Contrainte σ_{xx} pour l'assemblage ayant une épaisseur de semelle de 48,6 mm

a) Modélisation des contraintes résiduelles dans les deux assemblages

i) Assemblage 10/20 - $\rho = 0.5 \text{ mm}$

La première étape du dépouillement mécanique consiste à évaluer les différentes phases de déformation globale des assemblages après chaque passe de soudage. Les figures de la planche 4.5, nous montrent la déformée de la structure (10/20 - modélisé-bridé), après le dépôt 1 puis après le dépôt 2 (l'amplitude des déformations affichée sur le dessin, est de 10). Lors du premier dépôt, il y a rotation de l'âme vers la semelle du côté du dépôt. Quand nous déposons le deuxième cordon, l'âme se redresse pratiquement à la verticale. D'un point de vue quantitatif, si nous prenons un point situé sur l'âme (repéré A sur la planche 4.5), les valeurs numériques de l'angle de déformation sont inférieures aux valeurs expérimentales, comme le montre le tableau suivant :

	Angle de déformation en degrés	
	Expérimental	Numérique
Après le cordon 1	2	1.2
Après le cordon 2	2	0.6

Observation : Ces résultats montrent donc, que d'un point de vue qualitatif, le modèle reproduit les schémas expérimentaux des déformations de l'assemblage.

La deuxième étape du dépouillement mécanique consiste à évaluer les contraintes transversales dans la semelle par les isovaleurs de la contrainte σ_{xx} et les contraintes transversales dans l'âme représentées par les isovaleurs de la contrainte σ_{yy} . Les contraintes résiduelles longitudinales dans l'assemblage, sont représentées quant à elles, par les isovaleurs de la contrainte σ_{zz} .

Observation : Un dépouillement des résultats sera également réalisé en contraintes principales (aux pieds de cordon ou à la racine de la soudure), pour une analyse plus spécifique, orientée pour l'étude du comportement en fatigue des assemblages soudés.

La planche 4.6 présente la distribution des contraintes résiduelles transversales dans la semelle (σ_{xx}) après la première passe puis après la seconde passe. A la fin de l'exécution de la première passe, une zone de traction apparaît en pied de cordon de soudure sur la semelle (entre 300 et 400 MPa). Une zone de compression se trouve sous le cordon déposé ainsi qu'à cœur de la semelle et à la racine de la soudure. Cette tendance s'accroît après l'apparition de la seconde passe. Cette fois, le phénomène est différent pour la seconde passe. Nous trouvons toujours une zone de compression sous cordon et à cœur de la semelle, due à l'apparition de martensite au refroidissement. Nous observons la formation d'une zone de traction en pied de cordon sur la semelle de la seconde passe alors que la zone de traction du pied de cordon de la première passe s'est accentuée. La racine de la soudure est très dissymétrique : en compression du côté de la première passe et en traction du côté de la deuxième passe. Cette dissymétrie est due à la séquence de soudage.

Observations : *Différentes études [28, 31] ont permis de mettre en évidence une dissymétrie des vitesses de fissuration dans les assemblage en angle et en croix lorsque la propagation en fatigue se produit depuis la racine de la soudure. L'effet des contraintes résiduelles (traction-compression) étant connu sur les vitesses de propagation en fatigue [5], ces phénomènes peuvent être justifiés par un état différent des contraintes résiduelles de part et d'autre du manque de pénétration comme le montrent ces simulations.*

La planche 4.7 présente la distribution des contraintes résiduelles transversales dans l'âme (σ_{yy}) après la première passe puis après la seconde passe. Nous obtenons une zone de compression sous cordon à la fin de la première passe. Le niveau des contraintes résiduelles en pied de cordon sur l'âme est pratiquement nul. A la fin de la deuxième passe, nous retrouvons la même configuration que pour la première passe. Il faut noter que l'âme est soudée en libre rotation d'où une symétrie des valeurs et un faible niveau des contraintes.

La planche 4.8 présente la distribution des contraintes résiduelles longitudinales dans le sens du soudage (σ_{zz}) après chaque passe. Après l'exécution de la première passe, toute la zone fondue est en traction (entre 450 et 600 MPa). A la racine et sous cordon dans la semelle, nous observons une zone de traction plus faible (entre 150 et 300 MPa). Nous constatons que le pied de cordon est une zone de très forte traction avec des valeurs de contraintes résiduelles locales supérieures à 600 MPa. A la fin du soudage, nous avons le même phénomène pour le deuxième cordon. La traction subsiste dans le premier cordon. Nous notons la dissymétrie des résultats en racine : de la traction du côté du deuxième cordon et de la compression de côté du premier cordon.

Observation : *Pour des raisons évidentes de facilité d'interprétation des résultats, nous utiliserons le même découpage d'isovaleurs pour l'ensemble des modélisations suivantes.*

ii) Assemblage 10/10 - $\rho = 1$ mm

La planche 4.9 présente la distribution des contraintes résiduelles dans l'assemblage à la fin du soudage, dans les trois directions.

La première figure présente la distribution des contraintes résiduelles transversales dans la semelle (σ_{xx}) à la fin de l'exécution du soudage. Nous obtenons la même configuration que pour l'assemblage précédent. La présence de compression sous cordon est également due à la transformation martensitique du matériau de base. Cette compression est plus faible que dans le cas de l'assemblage 10/20, car le pourcentage de martensite est plus faible (la vitesse de refroidissement entre 800 et 500°C est nettement plus faible). Nous observons sous cette zone de compression, deux zones de traction faible (≈ 100 MPa). La compression à cœur de la semelle est visible aussi dans la modélisation de cet assemblage. La racine est dissymétrique comme pour l'assemblage précédent avec une zone de traction plus faible en intensité car la semelle est libre et oppose moins d'inertie.

La seconde figure présente la distribution des contraintes résiduelles transversales dans l'âme (σ_{yy}) à la fin de l'exécution du soudage. Nous obtenons des contraintes résiduelles en pied de cordon sur l'âme de faible intensité comme pour l'assemblage 10/20.

Enfin, la troisième figure présente la distribution des contraintes résiduelles longitudinales dans le sens du soudage (σ_{zz}) à la fin du soudage, celles-ci sont en traction avec toujours une dissymétrie au niveau de la racine de la soudure.

b) Comparaison entre les mesures des contraintes résiduelles et les modèles numériques

i) Mesures par diffraction des rayons X

Les mesures par la méthode de diffraction des rayons X ont été réalisées au département Soudage de l'Institut de Soudure. La méthode par diffraction des rayons X non destructive, permet d'évaluer les contraintes en surface.

L'appareil de mesure est le Strainflex Rigaku. Les conditions expérimentales sont les suivantes :

- L'anticathode est le chrome. La longueur d'onde de son rayonnement K_α est égale à 2.2897 Å
- La tension U est égale à 30 kV
- L'intensité I est égale à 9 mV
- La surface irradiée est une fenêtre de 2 mm x 4 mm
- L'acquisition est réalisée pour 8 angles ψ : 0° - 5° - 10° - 20° - 30° - 35° - 40° - 45°

Avant mesure, il a été procédé, à l'emplacement des points de mesure, à une attaque électrochimique, de façon à éliminer les contraintes résiduelles superficielles induites par les précédentes opérations de préparation de surface (brossage de la soudure, polissage ...). La profondeur de cette attaque a été de 0.2 mm pour toutes les éprouvettes.

Les mesures ont été effectuées sur la surface supérieure des éprouvettes, dans le sens transversal (σ_{xx}) et dans le sens longitudinal (σ_{zz}), comme le montre la figure 4.12, avec comme exemple un assemblage bout à bout.

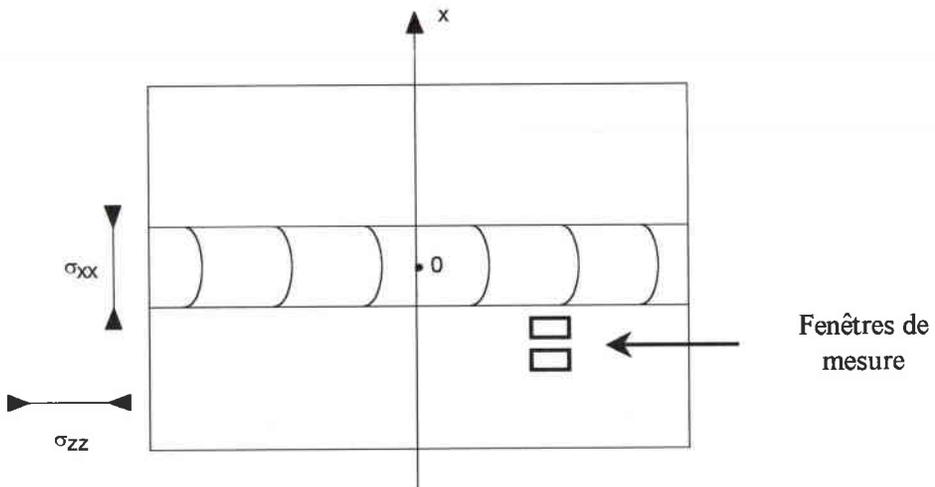


Figure 4.12 : Mesures des contraintes résiduelles par rayons X

ii) Assemblage 10/20 - $\rho = 0.5 \text{ mm}$

A l'issue du soudage, les contraintes (transversales et longitudinales) ont été mesurées par diffraction de rayons X en surface supérieure de l'assemblage bridé. D'autres mesures ont été effectuées après enlèvement des trois raidisseurs. Nous avons déterminé aussi les contraintes transversales (σ_{xx}) et longitudinales (σ_{zz}) sur l'assemblage modélisé bridé puis débridé.

Pour simuler l'enlèvement des trois raidisseurs, nous avons simulé l'enlèvement de matière sur la semelle de 40 mm de façon à n'avoir plus qu'une semelle d'épaisseur de 20 mm (diminution progressive des caractéristiques mécaniques du matériau).

Le profil des contraintes résiduelles transversales et longitudinales, calculées et mesurées, est présenté respectivement sur les figures 4.13 et 4.14.

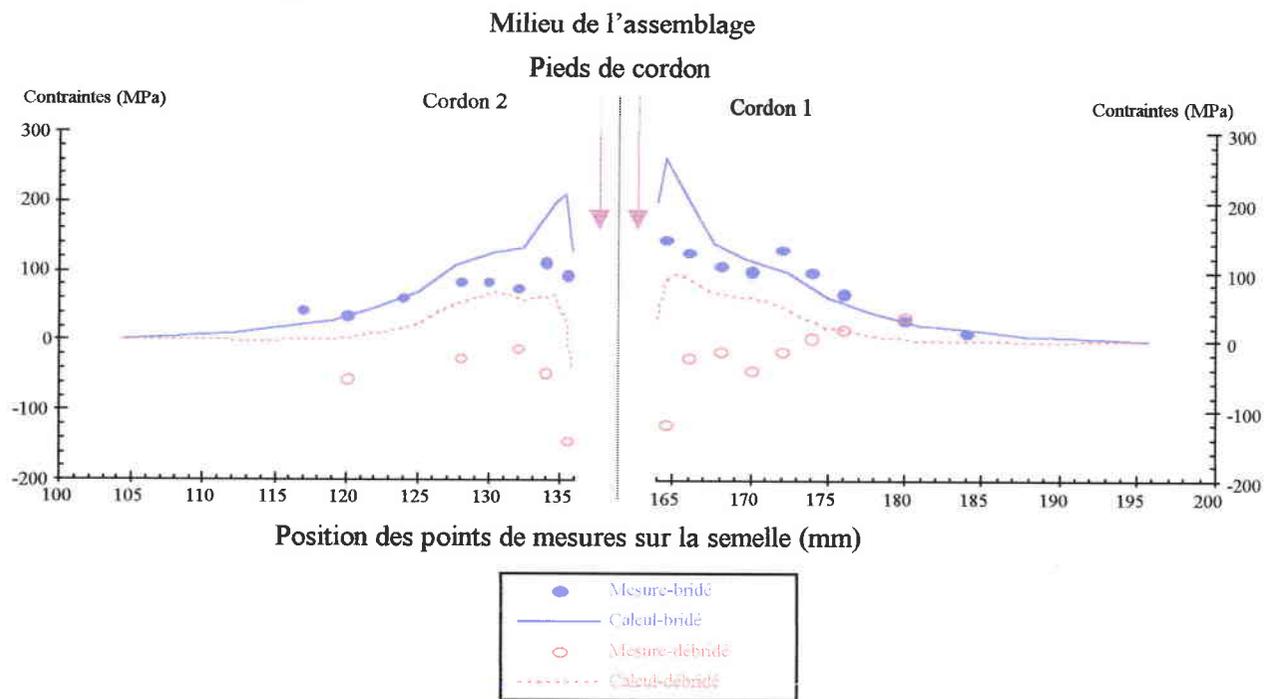


Figure 4.13 : Profil des contraintes transversales - Assemblage 10/20 - $\rho = 0.5 \text{ mm}$ - Bridé

La figure 4.13 présente les contraintes transversales avant et après débridage de la semelle du côté du cordon 2 et du côté du cordon 1. Les résultats du calcul et les mesures montrent une relaxation des contraintes transversales lors du débridage de la semelle (ou plutôt une diminution au sens algébrique des contraintes). Le profil des contraintes mesurées est bien retrouvé par le calcul. Le décalage entre les mesures et les contraintes s'explique par la difficulté à modéliser un bridage 3D de l'assemblage avec des raidisseurs transversaux (notamment l'existence d'une fluctuation des contraintes résiduelles le long du cordon, liée au soudage discontinu des raidisseurs et à l'augmentation localisée de l'inertie de la semelle par les raidisseurs). Le niveau des contraintes observées en pied de cordon de la première passe est légèrement plus élevé que celui en pied de cordon de la seconde passe (cordon 1 : maximum à 260 MPa, cordon 2 : maximum à 210 MPa). Cela avait été également montré par les isovaleurs de contraintes.

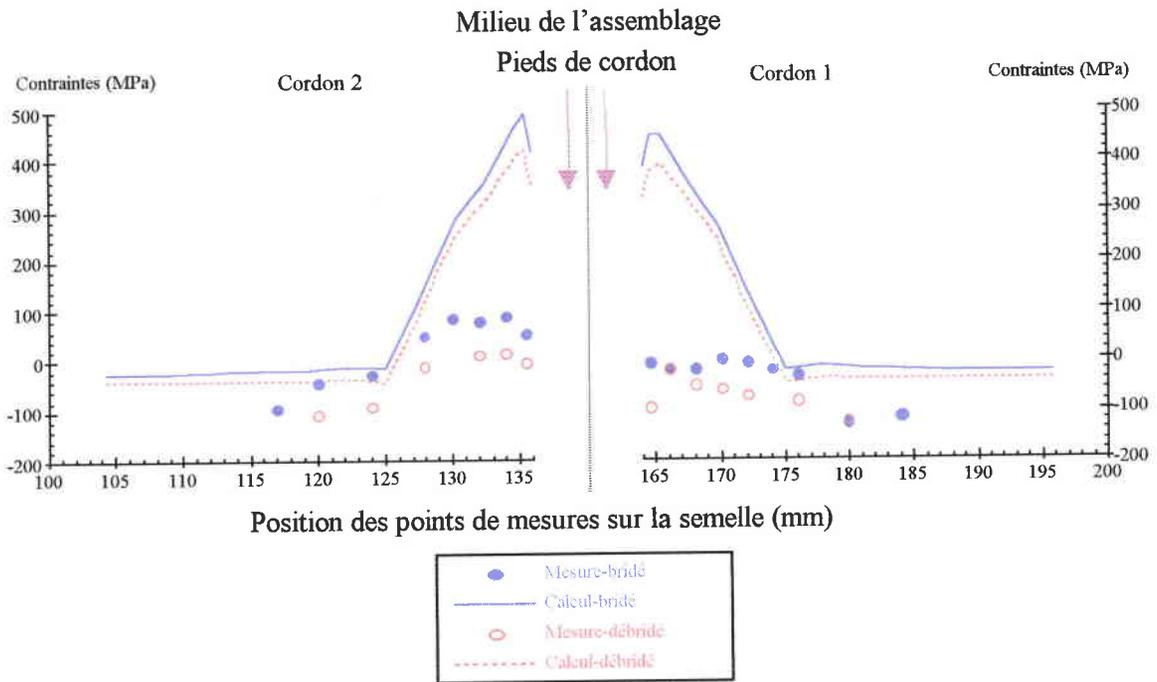


Figure 4.13 : Profil des contraintes longitudinales - Assemblage 10/20 - $\rho = 0.5$ mm - Bridé

La figure 4.13 montre l'évolution des contraintes résiduelles longitudinales (normales au plan de la modélisation ou dans le sens du soudage) dans l'assemblage. Comme précédemment, nous pouvons noter que la relaxation des contraintes résiduelles après débridage, est comparable entre le calcul et l'expérience. Cependant, le calcul surestime la contrainte normale au plan de modélisation du fait de l'hypothèse bidimensionnelle du modèle.

Observations : Nous obtenons une bonne estimation qualitative des contraintes résiduelles transversales calculées par rapport à celles mesurées dans le cas de l'assemblage bridé. L'influence du débridage de la semelle sur les contraintes résiduelles transversales est retrouvé, aussi bien expérimentalement que numériquement. Cependant, cette tendance obtenue de façon qualitative, montre la difficulté de modéliser un bridage réel 3D par un modèle simplifié en 2D. La seconde étape de la validation sur un assemblage non bridé, confirmera cette situation.

iii) Assemblage 10/10 - $\rho = 1 \text{ mm}$

Pour s'affranchir de tout effet des conditions de bridage sur les contraintes résiduelles de soudage, nous avons réalisé la comparaison des résultats des mesures et des calculs pour l'assemblage 10/10, non bridé (libre) et ce pour les contraintes transversales (figure 4.14) et longitudinales (figure 4.15).

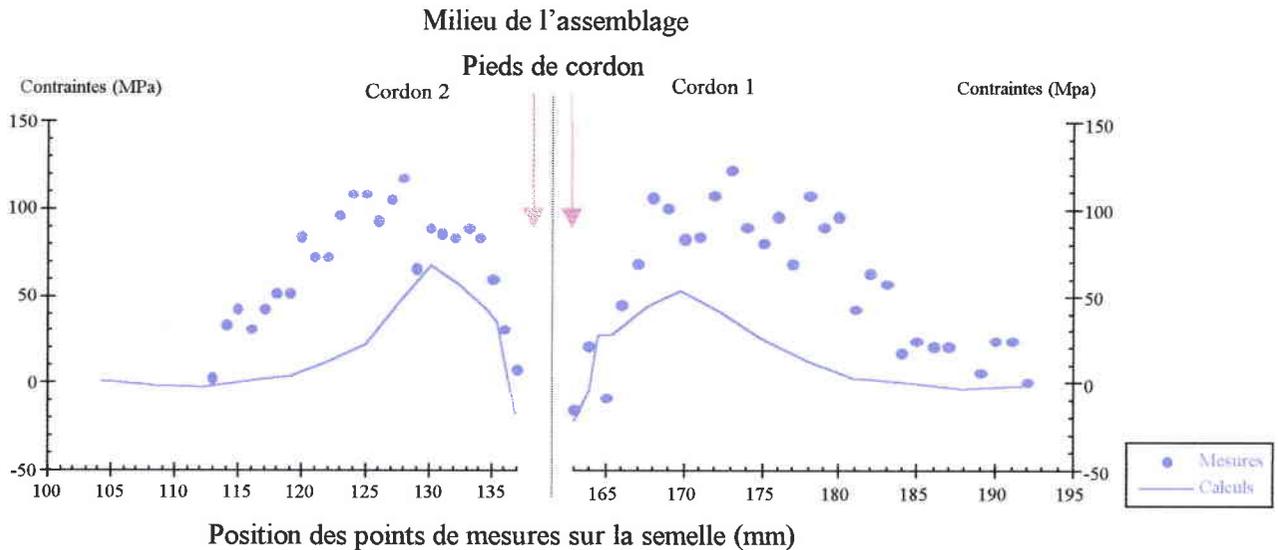


Figure 4.14 : Profil des contraintes transversales - Assemblage 10/10 - $\rho = 1 \text{ mm}$ - Libre

La figure 4.14 montre la distribution des contraintes résiduelles transversales sur la surface de la semelle. Nous remarquons un niveau de contraintes plus faible par rapport au cas d'étude précédent. Le maximum observé dans ce cas est de 120 MPa alors que pour le cas précédent, nous obtenions des valeurs maximales entre 210 et 260 MPa. Nous observons une symétrie des résultats comme pour les isovaleurs présentées précédemment. A proximité des pieds de cordon, la corrélation avec l'expérimentation est parfaite, jusqu'à une distance de 5 mm du rayon de raccordement. Lorsque nous nous éloignons des pieds de cordon, les contraintes mesurées sont supérieures à celles qui sont modélisées.

Observation : L'écart observé à la surface des plaques, peut s'expliquer par l'état de contraintes résiduelles initial dans les tôles qui n'est certainement pas "vierge" et où subsistent des contraintes résiduelles de traction dues au laminage des tôles. En conséquence, la précaution de relaxer thermiquement la plaque sera prise pour la suite de ces travaux, dans le cas des applications du soudage multipasse.

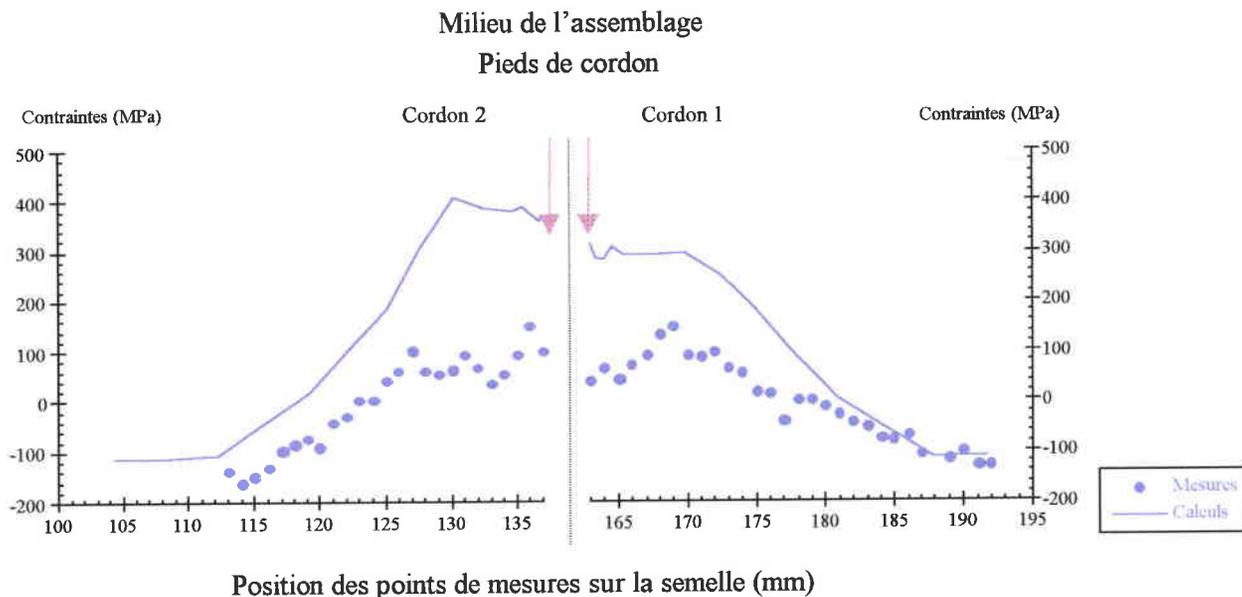


Figure 4.15 : Profil des contraintes longitudinales - Assemblage 10/10 - $\rho = 1$ mm - Libre

La figure 4.15 montre la distribution des contraintes résiduelles longitudinales sur la surface de la semelle de l'assemblage 10/10. Les profils des contraintes mesurées et calculées, sont sensiblement identiques mais différent en intensité. L'hypothèse de calcul 2D surestime systématiquement la contrainte longitudinale comme pour l'assemblage 10/20, ayant une semelle bridée.

Cette seconde application a également permis de mettre en évidence, l'influence de l'état initial des tôles soudées pour valider le modèle.

Observations : Les corrélations successives, obtenues dans cette phase de l'étude, entre les modélisations et les mesures des contraintes résiduelles, nous ont permis d'identifier les difficultés pour mettre en œuvre des moyens rationnels et optimisés pour réaliser une comparaison rigoureuse entre théorie et expérimentation. Mode de bridage 3D et état initial des tôles avant soudage sont des paramètres non négligeables pour valider une modélisation de soudage. Cependant, les bonnes corrélations obtenues au voisinage du rayon de raccordement de soudure nous permettent maintenant, de considérer que le modèle numérique est une fois de plus validé (pour la quatrième fois) pour poursuivre l'étude, notamment pour mettre en évidence les paramètres d'influence qui conditionnent l'état des contraintes résiduelles dans les assemblages soudés en angle.

4.3 Influence de différents paramètres

4.3.1 Présentation des cas étudiés

Les modes opératoires de soudage, couramment pratiqués, bénéficient déjà d'une certaine optimisation éprouvée par l'expérience, mais bon nombre de questions subsistent quant à l'influence propre des différents facteurs.

Dans ce contexte, la suite de l'étude a pour objectif d'identifier les paramètres d'influence qui conditionnent l'état des contraintes résiduelles de soudage et de mettre en évidence les plus prépondérants, en fonction des applications industrielles.

Dans la suite de ce chapitre, nous nous attacherons à déterminer l'influence des paramètres macro et micro géométriques qui caractérisent l'assemblage, sur le niveau des contraintes résiduelles situées dans les zones naturelles d'amorçage des fissures de fatigue dans les cordons d'angle (en pied et à la racine de la soudure).

Les paramètres étudiés à l'aide de la simulation numérique seront donc :

- l'effet du débridage de la semelle d'un assemblage soudé bridé,
- l'influence de l'épaisseur de la semelle,
- l'effet de différentes conditions de bridage de la plaque (la rotation de l'âme restant libre),
- l'influence du rayon de raccordement en pied de cordon,
- l'influence du préchauffage des plaques,
- l'influence de la séquence de soudage.

Hypothèses de calcul :

Dans cette étude paramétrique, nous supposons que le procédé et l'énergie de soudage sont identiques et constants pour toutes les applications considérées. Ainsi, la zone fondue des soudures d'angle est la même, quels que soit l'épaisseur de la semelle, le rayon de raccordement et les conditions de bridage de la semelle. D'un point de vue pratique, nous considérons une même discrétisation de l'assemblage pour représenter les trois cas d'assemblages de base (semelle de 10, 20 et 30 mm d'épaisseur). Les éléments non utilisés lors de la simulation de l'assemblage 10/10 par exemple, auront alors des caractéristiques thermiques, métallurgiques et mécaniques "nulles".

Méthodologie développée dans ce chapitre:

Dans un premier temps, nous étudierons l'effet du débridage de la semelle dans l'application de l'assemblage 10/20. Nous partirons d'un bridage théorique et total des déformations de la semelle, jusqu'à un débridage complet.

Dans un second temps, l'effet d'épaisseur est quant à lui, mis en évidence sur trois configurations d'assemblages 10/10, 10/20 et 10/30. La qualité de la soudure est définie par un rayon de raccordement en pied de cordon de 1 mm. Afin d'éviter tout effet secondaire, la modélisation du soudage de l'assemblage est réalisée sans aucun bridage extérieur de la semelle.

L'effet du bridage et du débridage progressif sera par ailleurs étudié dans le cas de l'assemblage 10/10. Dans ce cas, nous avons imposé quatre intensités de bridage, allant de la plaque libre jusqu'au bridage théorique total. Le rayon de raccordement en pied de cordon pour ces assemblages est de 0.5 mm.

Une étude particulière sera également réalisée pour observer l'influence de la qualité d'une soudure (au travers de l'évolution du rayon de raccordement) sur le niveau des contraintes résiduelles. Nous avons pris en compte trois valeurs de rayon de raccordement : 0.5, 1 et 2 mm. Ces valeurs traduisent des qualités représentatives de ce que l'on peut trouver dans les applications industrielles. La zone d'étude sera centrée au niveau des pieds de cordon sur la semelle de l'assemblage (zones 1 et 4). L'influence de la qualité est étudiée sur les trois épaisseurs de semelle à chaque fois (10, 20 et 30 mm) pour une âme de 10 mm d'épaisseur. Le soudage a été réalisé sans bridage.

Pour poursuivre l'étude des paramètres d'influence, nous nous sommes intéressés à l'évolution des conditions du mode opératoire de soudage en introduisant l'effet du préchauffage du métal de base sur les contraintes résiduelles. Pour cela, nous avons modélisé un assemblage ayant une épaisseur d'âme de 10 mm et une épaisseur de semelle de 30 mm. Le rayon de raccordement en pied de cordon sur la semelle et sur l'âme est de 1 mm. Le soudage est modélisé sans bridage de la semelle et de l'âme. Nous avons choisi trois températures de préchauffage : 80, 150 et 200°C. La température entre les deux passes est égale à la température de préchauffage pour chacun des cas.

Enfin et pour compléter l'action précédente, nous avons étudié l'influence de la séquence de soudage dans le cas d'un soudage simultané des deux passes. Nous avons modélisé un assemblage ayant une épaisseur d'âme de 10 mm et une épaisseur de semelle de 30 mm. Le rayon de raccordement en pied de cordon sur la semelle et sur l'âme est de 0.5 mm. Le soudage est réalisé sans bridage de la semelle et de l'âme.

4.3.2 Influence du débridage de l'assemblage 10/20 - $\rho = 1$ mm

Le soudage de l'assemblage 10/20 est simulé avec un bridage total de la semelle. La planche 4.10 présente le maillage pour cet assemblage. Tous les nœuds de la face inférieure de la semelle sont bloqués (en u_x et u_y), comme représentés sur la planche 4.17. Puis, nous simulons numériquement un débridage en débloquent progressivement les nœuds de la surface inférieure de la semelle.

La planche 4.11 présente les isovaleurs correspondantes aux contraintes résiduelles transversales dans la semelle (σ_{xx}) pour l'assemblage 10/20 ayant la semelle bridée puis débridée. Nous pouvons ainsi observer l'effet du débridage de la semelle sur le champ des contraintes résiduelles. L'assemblage présente de la traction dans la semelle (valeurs supérieures à 400 MPa) ainsi que dans les cordons dans le cas où la semelle de l'assemblage est totalement bridée. Nous notons l'apparition de zones de compression sous les deux cordons du fait de la structure martensitique (en ZAT) en fin de transformation au refroidissement. Après le débridage de la semelle, les contraintes résiduelles diminuent fortement, nous passons alors à des valeurs inférieures à 200 MPa. Nous notons l'apparition de zones de compression au cœur de la semelle après le débridage de la semelle. Les pieds de cordon sur la semelle deviennent en compression à l'opposé des valeurs prises dans le cas où la semelle est bridée. Les zones de compression sous cordon augmentent elles aussi. La racine de la soudure garde

la même configuration pour les deux assemblages : compression en première passe et traction en deuxième passe. La zone de compression augmente lors du débridage de la semelle alors que la zone de traction diminue.

La planche 4.12 présente les isovaleurs correspondantes aux contraintes résiduelles transversales dans l'âme (σ_{yy}) pour l'assemblage 10/20 ayant la semelle bridée puis débridée. La configuration dans le cas des deux assemblages est la même. Toutefois, l'étendue des zones est plus petite après le débridage de la semelle. Nous observons toujours de la compression sous cordon dans les deux cas due à la présence de martensite après refroidissement.

La planche 4.13 présente les isovaleurs correspondantes aux contraintes résiduelles longitudinales (σ_{zz}) au sens du soudage, pour l'assemblage 10/20 ayant la semelle bridée puis débridée. Nous remarquons une diminution des contraintes résiduelles après le débridage de la semelle. Les pieds de cordons sur la semelle (en ZAT) ont des valeurs de contraintes supérieures à 600 MPa pour l'assemblage bridé et des valeurs diminuant à 450 MPa après le débridage de la semelle.

Nous avons analysé les contraintes résiduelles dans les zones critiques du point de vue de la fatigue. La figure 4.17 présente les valeurs des contraintes principales dans les 6 zones critiques de l'assemblage, avant et après débridage.

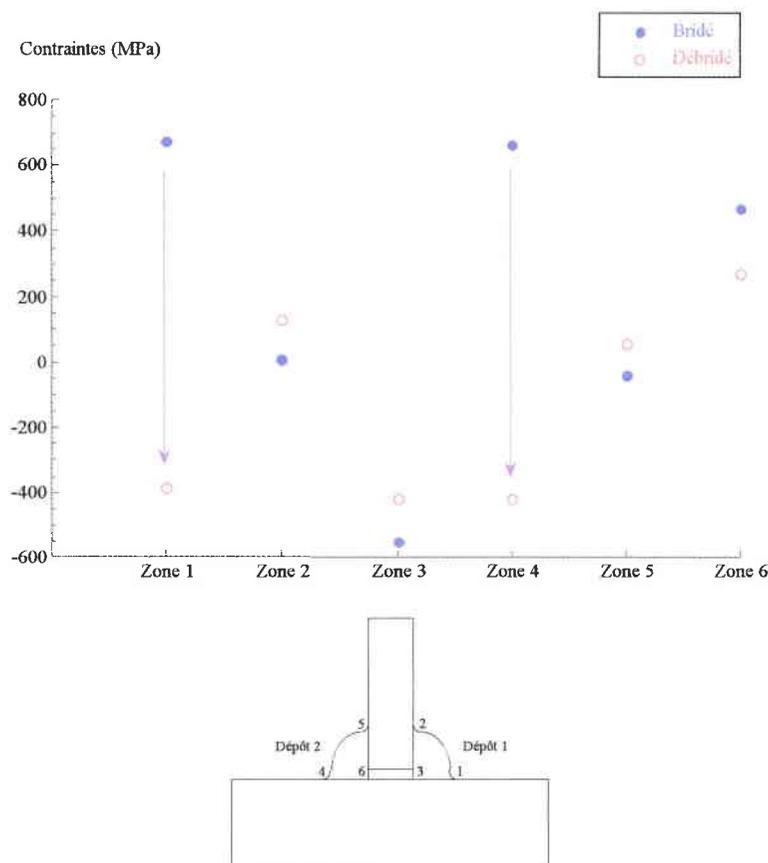


Figure 4.17 : Contraintes principales avant et après débridage - Assemblage 10/20 - $\rho = 1$ mm

Nous remarquons que seules les zones 1 et 4 (pieds de cordon sur la semelle) sont affectées par le débridage de la semelle. En effet, les contraintes passent de +680 MPa à -400 MPa, l'effet est considérable. Dans les autres zones, le débridage est moins sensible. Nous notons que pour les zones 2 et 5 (pieds de cordon sur l'âme), le fait de débrider la semelle augmente légèrement la valeur des contraintes. Nous passons de -80 MPa à 50 MPa pour la zone 5 et de zéro à 100 MPa pour la zone 2. Ce phénomène s'observe aussi sur la zone 3 qui reste en compression (passage de -550 à -400 MPa). La zone 6 est en traction et diminue de 450 MPa à 250 MPa. Nous observons une symétrie des valeurs pour les zones 1-4 et 2-5 alors qu'apparaît une grande dissymétrie pour les zones 3 et 6.

Observations : Il est évident que le bridage total, tel qu'il est ici modélisé, conduit à une évaluation numérique très importante mais non excessive, car dans la pratique, ce cas d'étude peut être représentatif du soudage d'une attache sur une tôle de forte épaisseur (100 mm). Il représente, en tout cas, une situation extrême.

4.3.3 Influence du bridage de la semelle de l'assemblage 10/10

L'intensité du bridage est une grandeur difficile à quantifier. Nous avons choisi d'étudier cette grandeur sur les assemblages d'angle 10/10. Nous avons classé les quatre types de bridage suivant un ordre croissant de rigidité.

Le soudage de l'assemblage sans bridage est dit "libre". Le bridage "long" correspond à l'utilisation de brides de maintien de la semelle au loin de la zone de liaison âme/semelle. Ce bridage laisse une certaine "souplesse" à l'assemblage au voisinage des soudures. Lorsque nous rapprochons les brides des soudures, nous obtenons un bridage plus important (bridage "court"). Enfin, le bridage "total" est celui où la semelle est complètement bloquée sur toute sa longueur, nous empêchons ainsi toute déformation de la semelle, c'est le bridage "extrême".

Les schémas de la figure 4.18 illustrent les types de bridage utilisés. Nous avons regardé l'évolution des contraintes principales dans les zones caractéristiques des assemblages (pieds de cordon et racine des soudures), les semelles étant bridées, puis débridées.

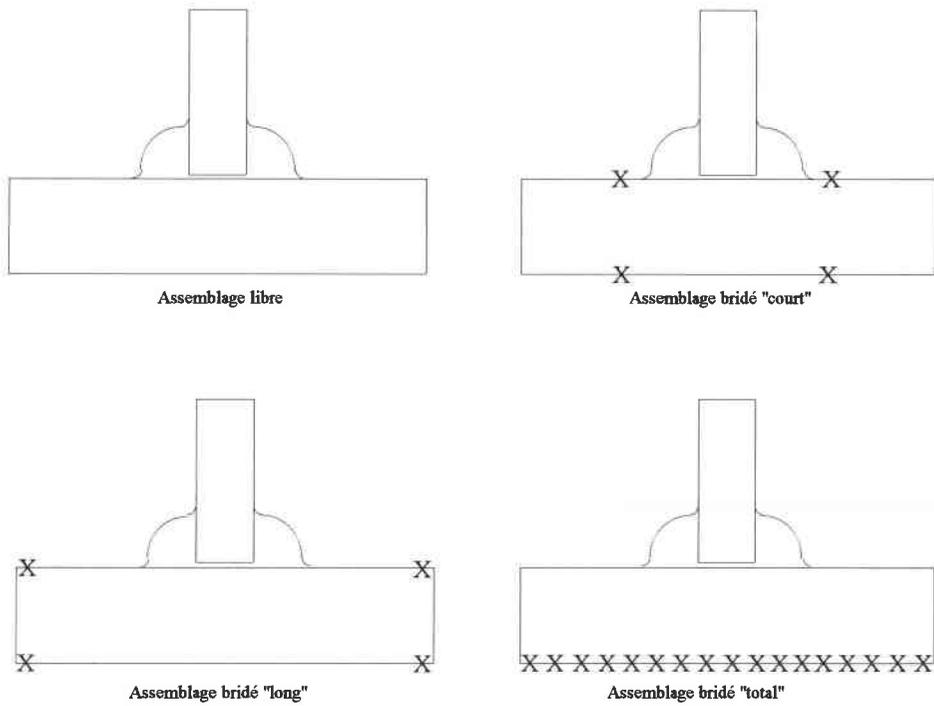


Figure 4.18 : Types de bridage utilisés pour l'assemblage 10/10 - $\rho = 0.5$ mm

a) Assemblages soudés bridés

La figure 4.19 présente l'évolution des contraintes principales en fonction de l'intensité du bridage.

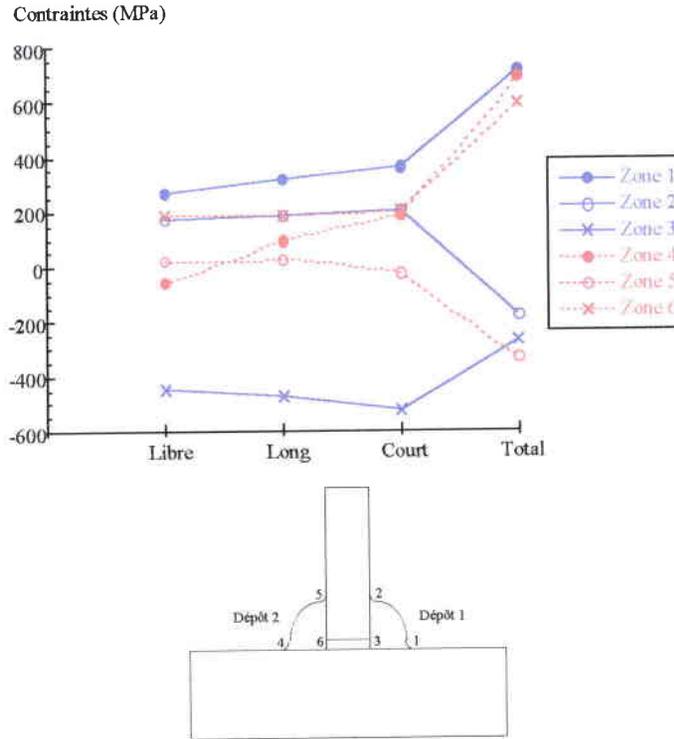


Figure 4.19 : Contraintes principales en fonction de l'intensité du bridage
Assemblage 10/10 - $\rho = 0.5 \text{ mm}$ - Bridé

Nous remarquons que les contraintes aux pieds de cordon sur la semelle des assemblages (zones 1 et 4) augmentent sensiblement avec l'intensité du bridage alors que respectivement les contraintes en pied de cordon sur l'âme (zones 2 et 5) diminuent légèrement.

Observations : Ces résultats de simulation démontrent que l'intensité de bridage de tôles fines et moyennes épaisseurs inférieures à 10 mm, n'a pas d'influence significative sur l'état des contraintes résiduelles de soudage des assemblages bridés ou surtout "autobridés". Seul le cas théorique du bridage total (mais non réaliste pour ces applications) montre un effet significatif sur l'évolution des contraintes résiduelles dans la soudure.

Nous le constatons en suivant l'évolution des contraintes en racine des soudures où nous avons toujours des valeurs constantes :

- ↳ zone 3 : -250 MPa pour le cas du bridage total et -500 MPa pour les trois autres cas,
- ↳ zone 6 : +600 MPa pour le cas du bridage total et +200 MPa pour les trois autres cas.

Tout comme pour l'étude de l'influence du débridage (paragraphe 4.3.2), plus la semelle est bridée, plus les contraintes résiduelles sont importantes (tension) dans la semelle au niveau des pieds de cordon.

b) Assemblages soudés bridés, puis débridés

La figure 4.20 montre l'évolution des contraintes principales en fonction de l'intensité du bridage, après avoir relâché le bridage de la semelle.

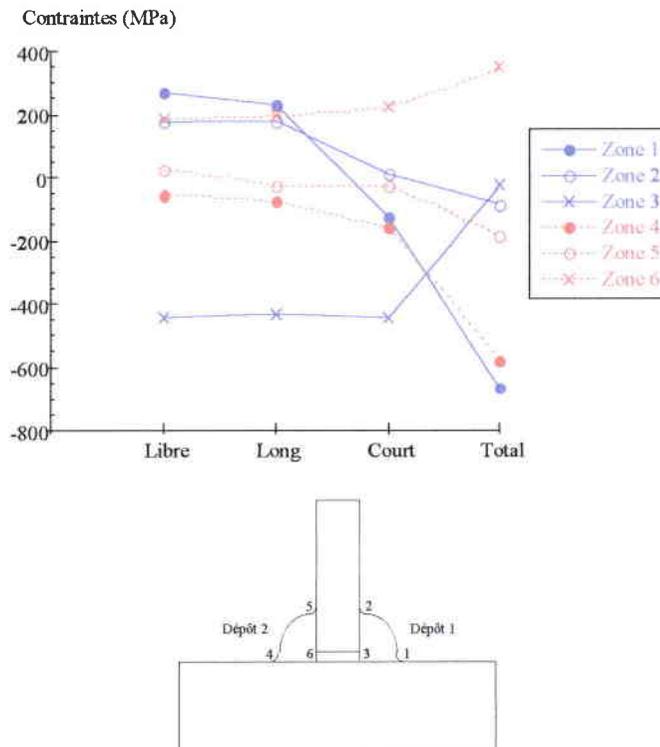


Figure 4.20 : Contraintes principales en fonction de l'intensité du bridage
Assemblage 10/10 - $\rho = 0.5 \text{ mm}$ - Débridé

Comme nous l'avons remarqué dans le paragraphe 4.3.2, le débridage de la semelle a pour effet d'inverser le champ de contraintes dans la semelle, sans modifier sensiblement l'état des contraintes dans les autres zones critiques de l'assemblage. Nous remarquons que les contraintes en zones 1 et 4 diminuent en fonction de l'intensité du bridage initial. Plus nous avons des contraintes élevées (tension) en zones 1 et 4 avant débridage, plus nous aurons de la compression après débridage ("retour élastique"). Dans les zones 2, 3, 5 et 6, nous ne remarquons pas une évolution très sensible des contraintes résiduelles. Comme pour les résultats avant débridage, nous remarquons que le bridage "total" est différent des autres.

Observations : Ces travaux démontrent donc que si l'intensité du bridage mécanique extérieur n'a pas d'influence sur les assemblages soudés (en fine et moyenne épaisseur inférieure à 10 mm), il n'en est pas de même lorsque nous supprimons les brides mécaniques, surtout lorsque le bridage est court. En effet, dans ce dernier cas, si nous avons de la traction avant débridage de la semelle en pieds de cordon, nous obtenons de la compression dans ces mêmes zones après débridage de la semelle. Au regard du comportement en fatigue, ce paramètre peut donc apparaître au premier plan sur les facteurs d'influence extérieurs qui conditionnent l'intégrité en service des structures soudées. Par ailleurs, cette analyse contribue à justifier nombre de dispersions observées sur les résultats d'essais de fatigue, conduits sur des assemblages qui sont souvent soudés sans connaître les précautions particulières de bridage à imposer

(pour fabriquer les assemblages). Cette analyse permet de maîtriser l'état initial des contraintes résiduelles et d'évaluer leur incidence sur la durée de vie en fatigue des assemblages soudés en angle, ce qui sera développé dans le chapitre 6.

4.3.4 Influence de l'épaisseur de la semelle

Pour étudier l'influence de l'épaisseur de la semelle sur les contraintes résiduelles dans les zones caractéristiques de l'assemblage d'angle, nous réalisons des calculs sur des assemblages soudés, ne subissant aucun bridage. Trois épaisseurs de semelle sont prises en compte (10, 20 et 30 mm) pour une épaisseur d'âme constante (10 mm). Nous rappelons que le rayon de raccordement est de 1 mm.

Le maillage global de ces assemblages est présenté planche 4.14. Un agrandissement au niveau des cordons de soudure a déjà été présenté planche 4.3. Le maillage global (modélisation de l'assemblage 10/30) comporte 807 mailles (quadrangles et triangles, maillage quadratique) correspondant à 2457 nœuds. Les assemblages 10/10 et 10/20 ont respectivement 635 et 749 mailles.

La planche 4.15 montre la distribution des contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx}) pour les trois assemblages. Nous remarquons une augmentation du niveau de cette contrainte en pied de cordon sur la semelle lorsque nous augmentons l'épaisseur de celle-ci. Une zone de compression se forme à cœur de la semelle au fur et à mesure que l'épaisseur de la semelle augmente. La racine de la soudure est dissymétrique : côté de la première passe en compression, côté de la deuxième passe en traction. Cette zone de traction augmente quand l'épaisseur de la semelle s'accroît. Nous observons une zone de compression sous cordon toujours due à la transformation martensitique au refroidissement du métal de base. Cette zone augmente lorsque l'épaisseur passe de 10 à 20 mm. Elle se stabilise au passage de 20 à 30 mm, selon la notion d'épaisseur limite bien connue des soudeurs.

La planche 4.16 montre la distribution des contraintes transversales dans l'âme (σ_{yy}) pour les trois assemblages. Pour l'assemblage de 10/20, nous remarquons l'apparition d'une zone de compression sous les deux cordons due à la présence de martensite dans la ZAT. Cette zone augmente quand l'épaisseur de la semelle passe à 30 mm. Nous observons peu d'évolution des contraintes résiduelles au niveau des pieds de cordon sur l'âme.

La planche 4.17 montre la distribution des contraintes longitudinales (σ_{zz}) pour les trois assemblages. L'augmentation de l'épaisseur influence la valeur des contraintes résiduelles dans les pieds de cordons de la soudure, aussi bien sur la semelle que sur l'âme. Nous observons une augmentation de la taille de la zone de traction en fonction de l'épaisseur. Nous notons une diminution des contraintes résiduelles à la racine de la soudure au fur et à mesure que l'épaisseur augmente. Cette remarque est valable pour les contraintes dans la semelle, où nous passons de contraintes de traction (entre 300 et 450 MPa) pour l'assemblage 10/10 à des contraintes de compression pour l'assemblage 10/30.

Toutes ces remarques sont confirmées par l'analyse de l'évolution des contraintes principales maximales dans les 6 zones caractéristiques. L'évolution des contraintes principales est présentée sur la figure 4.21.

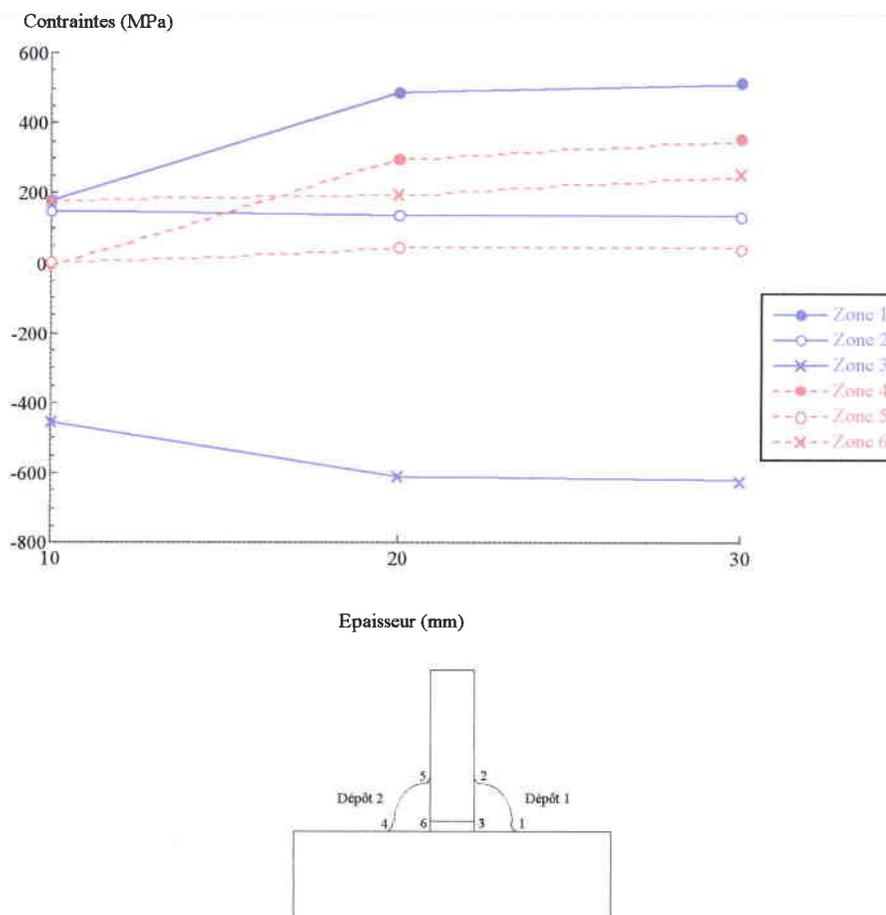


Figure 4.21 : Contraintes principales en fonction de l'épaisseur de la semelle - $\rho = 1 \text{ mm}$ - Libre

Les contraintes principales en zones 1 et 4 (pieds de cordon sur la semelle) augmentent sensiblement avec l'épaisseur de la semelle alors que les contraintes en zone 2 et 5 (pied de cordon sur l'âme) diminuent légèrement.

Observations : L'analyse mécanique montre donc que l'augmentation de l'épaisseur de la semelle revient à accroître l'intensité de "l'auto-bridage" de l'assemblage et par conséquent à élever l'intensité des contraintes résiduelles en pied de cordon de soudure, au niveau de la semelle. Cette étude paramétrique nous permet d'introduire ce que nous appelons communément "l'influence de l'épaisseur sur le comportement en fatigue des assemblages soudés". C'est à dire : plus l'épaisseur augmente, plus la limite d'endurance diminue. Dans les recommandations existantes en fatigue [38, 39], l'effet d'épaisseur est intégré à partir d'une valeur critique de 25 mm. Cette même valeur correspond également à une zone de transition significative sur l'évolution des valeurs de contraintes résiduelles dans ce type d'assemblage. A l'inverse, nous comprenons pourquoi ces règles sont déficientes pour les faibles épaisseurs (inférieures à 8 mm).

Du point de vue métallurgique, nous pouvons également apprécier l'effet d'épaisseur, car l'augmentation de cette dernière accélère les vitesses de refroidissement entre 800 et 500°C, ce qui favorise l'apparition de martensite. Pour ces configurations, en augmentant la proportion de martensite, nous produisons alors une diminution du niveau des contraintes résiduelles sous cordon.

Ces deux phénomènes physiques (l'un métallurgique et l'autre mécanique) produisent des conséquences opposées. Néanmoins, pour cette application précise, nous augmentons globalement le niveau des contraintes résiduelles dans les pieds de cordon de la soudure.

4.3.5 Influence du rayon de raccordement

Les développements entrepris par l'Institut de Soudure et le CETIM, ont permis de montrer que la qualité du rayon de raccordement en pied de cordon (sur la semelle ou sur l'âme) jouait un rôle essentiel sur la tenue en fatigue des soudures d'angle (notamment sur le niveau des contraintes mécaniques locales) [28, 29, 30]. Pour compléter ces travaux, nous nous proposons d'étudier, par le biais du rayon de raccordement, si la qualité des soudures a également une influence sur le niveau initial des contraintes résiduelles locales en pied de cordon de soudures.

Afin d'étudier cette influence, nous avons modélisé différents assemblages. Les valeurs du rayon de raccordement que nous avons prises vont d'une "qualité mauvaise" (0.5 mm) vers des rayons de très bonne qualité de soudage (1 et 2 mm). La planche 4.18 présente les trois rayons de raccordement modélisés. Le soudage est réalisé sans bridage de la semelle. Nous nous sommes attachés à regarder l'évolution des contraintes résiduelles en pied de cordon sur la semelle et sur l'âme. Nous avons observé l'influence du rayon de raccordement en pied de cordon pour tous les cas, c'est à dire les assemblages ayant une épaisseur de semelle de 10, 20 et 30 mm. Nous présentons seulement les isovaleurs pour un seul type d'assemblage ayant une épaisseur d'âme de 10 mm et une épaisseur de semelle de 30 mm.

La planche 4.19 présente les contraintes résiduelles transversales (σ_{xx}) sur la semelle pour les trois assemblages modélisés. Nous constatons une diminution de la valeur des contraintes résiduelles en fonction de la valeur du rayon de raccordement. Quand le rayon de raccordement augmente, la zone de traction observée en pied de cordon du côté de la première passe se déplace vers l'intérieur du cordon de soudure. Ce phénomène s'observe aussi du côté de la deuxième passe mais pour une zone de traction d'intensité plus faible. Nous remarquons que la racine est dissymétrique dans les trois cas, comme nous l'avons observé précédemment.

La planche 4.20 présente les contraintes résiduelles transversales (σ_{yy}) sur l'âme pour les trois assemblages modélisés. Nous remarquons peu d'influence du rayon de raccordement sur la valeur des contraintes résiduelles en pied de cordon de soudure sur l'âme (le niveau des valeurs des contraintes résiduelles est globalement faible).

La planche 4.21 présente les contraintes résiduelles longitudinales (σ_{zz}) au sens du soudage pour les trois assemblages modélisés. La configuration est la même pour les trois assemblages. Nous notons toutefois une diminution des contraintes résiduelles sous cordon, dans l'âme et dans la semelle, quand le rayon de raccordement s'accroît.

Pour ces applications, nous avons dépouillé les résultats en contraintes transversales pour les zones sensibles en pied de cordon sur la semelle (zones 1 et 4). Cette fois, nous avons dépouillé les résultats pour les trois assemblages modélisés.

La figure 4.22 présente l'évolution des contraintes résiduelles transversales aux zones 1 et 4 pour les trois assemblages.

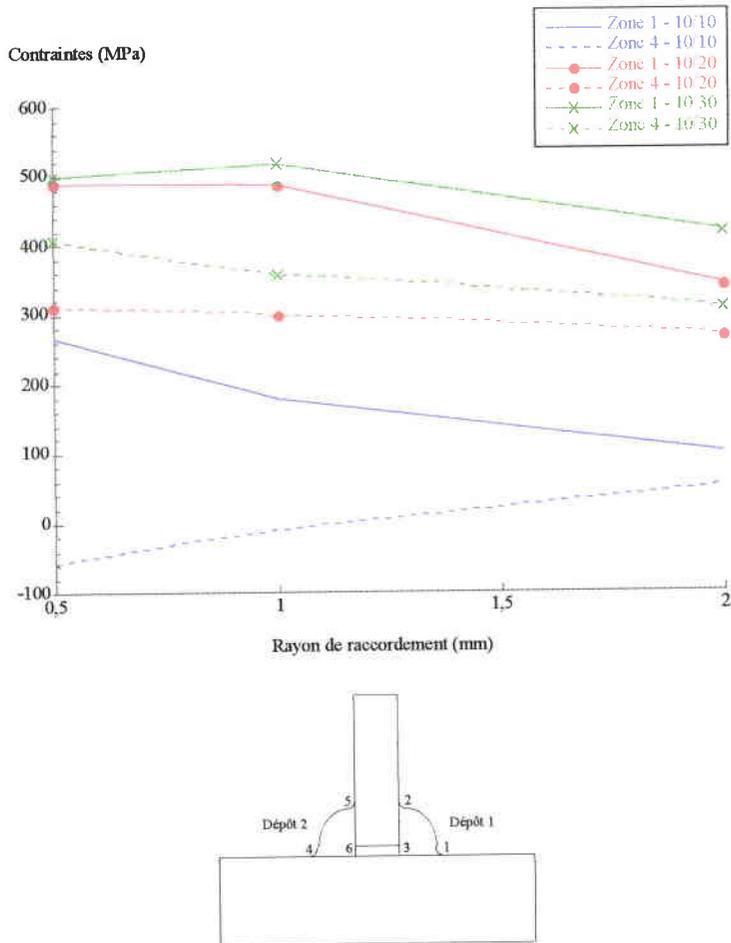


Figure 4.22 : Contraintes transversales en fonction du rayon de raccordement
Assemblages 10/10, 10/20 et 10/30 - Libre

Les résultats sont les suivants :

- ↪ Pour l'assemblage 10/10 : les contraintes résiduelles baissent en zone 1 passant de 250 MPa à 100 MPa et pour la zone 4, le phénomène est inverse : les contraintes augmentent passant de la compression (-50 MPa) à la traction (50 MPa) pour un rayon de 2 mm.
- ↪ Pour l'assemblage 10/20 : nous constatons globalement une légère diminution des valeurs des contraintes résiduelles dans les deux zones étudiées :
 - ★ zone 1 : de 490 MPa à 345 MPa (baisse de 30%),
 - ★ zone 4 : de 310 MPa à 275 MPa (baisse de 12%).
- ↪ Pour l'assemblage 10/30 : nous observons le même phénomène que précédemment, avec les mêmes proportions.

Observations : Ces résultats démontrent qu'en règle générale, les contraintes résiduelles transversales diminuent (environ 30 %) en pied de cordon lorsque la valeur du rayon de raccordement augmente. Le rayon de raccordement peut donc être considéré, tout comme pour l'analyse mécanique, comme une perturbation géométrique de l'assemblage qui induit localement une acuité d'entaille plus ou moins importante, qui modifie également le niveau des contraintes résiduelles de soudage. Une bonne qualité de cordon (c'est à dire un grand rayon de raccordement) diminue donc les étendues de contraintes mécaniques locales ($\Delta\sigma_{local}$) en fatigue et l'intensité des contraintes résiduelles de soudage (σ_{moyen}), ce qui produit par conséquent, un phénomène conjugué favorable à la tenue à la fatigue des structures soudées.

4.3.6 Influence du préchauffage

Un des paramètres de soudage, appliqué pour "contrer" les problèmes de fissuration à froid, est le préchauffage. Cette pratique étroitement liée aux impératifs imposés par le mode opératoire de soudage, n'a cependant jamais été analysé pour évaluer son incidence sur l'état mécanique de l'assemblage, notamment sur les contraintes résiduelles. Dans ce but, nous avons considéré dans ce chapitre, trois températures de préchauffage (80, 150 et 200 degrés) pour l'assemblage 10/30.

La planche 4.22 présente le pourcentage de matériau de base transformé en fin de soudage pour les trois cas proposés. Nous rappelons que le rouge représente plus de 95% de matériau transformé aussi bien pour le métal de base (martensite) que pour le métal d'apport (bainite). Nous constatons une diminution du pourcentage de martensite dans le matériau de base quand la température de préchauffage augmente. Cette diminution s'observe sous les deux cordons dans la semelle et dans l'âme. Elle est plus forte sous cordon dans la semelle. Nous constatons que l'influence du préchauffage est plus importante dans la semelle du second cordon soudé : le pourcentage de martensite sous cordon à cœur, est compris entre 75 et 95 % pour le premier cordon et entre 25 et 50 % pour le second cordon. Quand le pourcentage de martensite est plus faible, le pourcentage de bainite est plus important.

Nous n'avons visualisé les isovaleurs que pour les contraintes transversales (σ_{xx}) sur la semelle et longitudinales (σ_{zz}) de l'assemblage considéré.

La planche 4.23 présente l'évolution des contraintes transversales (σ_{xx}) sur la semelle pour les trois cas étudiés. Nous observons une configuration identique pour les trois cas avec notamment une zone de compression sous les deux cordons. Sous cette zone de compression, nous trouvons une zone de traction. Ces zones de traction diminuent en intensité pour le deuxième cordon quand la température de préchauffage augmente. Nous avons des difficultés à observer ce qui se passe en pied de cordon sur la semelle. Cependant, nous remarquons peu d'évolution des contraintes résiduelles en pied de cordon du côté de la première passe. Par contre, nous constatons une diminution des contraintes résiduelles en pied de cordon et en racine du côté de la deuxième passe (en pied de cordon : un maximum supérieur à 200 MPa avec un préchauffage de 80°C et un maximum compris entre 150 et 200 MPa pour un préchauffage de 200°C).

La planche 4.24 présente l'évolution des contraintes longitudinales (σ_{zz}) dans les trois assemblages. Dans l'âme, nous constatons une diminution des contraintes résiduelles sous les deux cordons. Le préchauffage a peu d'influence dans l'âme sous cordon de la première passe car nous ne voyons pas d'évolution des contraintes résiduelles. Par contre, dans l'âme sous cordon de la deuxième passe, nous constatons une diminution des contraintes résiduelles passant de valeurs inférieures à 600 MPa à des valeurs comprises entre 400 et 500 MPa (zone sous cordon). Dans la semelle, le préchauffage n'a pas d'influence sur les contraintes résiduelles de la première passe. Directement sous le cordon de la deuxième passe, nous observons une augmentation des contraintes résiduelles passant de 200 MPa pour un préchauffage de 80°C à des valeurs supérieures à 400 MPa pour un préchauffage de 200°C.

Afin de mieux observer ce qui se passe dans les six zones préférentielles à la fatigue, nous avons dépouillé les résultats en contraintes transversales et longitudinales sur la semelle. La figure 4.23 présente l'évolution de ces contraintes résiduelles pour l'assemblage sans préchauffage et les trois assemblages avec préchauffage.

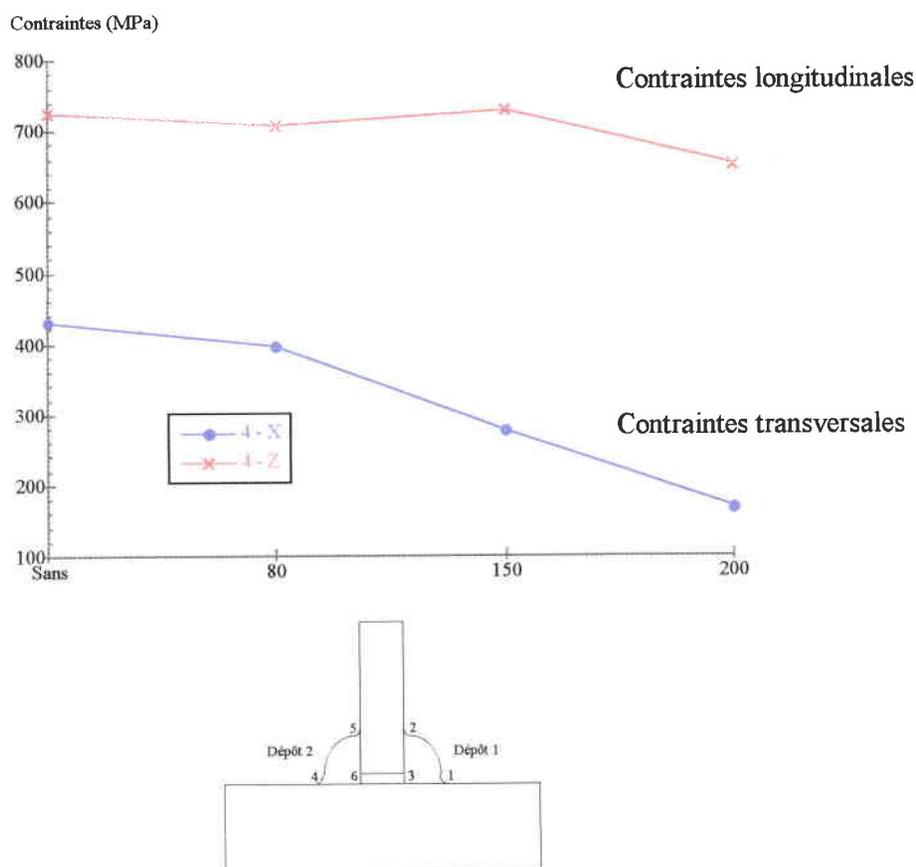


Figure 4.23 : Influence du préchauffage sur la distribution des contraintes transversales et longitudinales en pied de cordon sur la semelle (zone 4)
Assemblage 10/30 - $\rho = 1$ mm - Libre

Comme nous l'avons constaté sur les isovaleurs, le préchauffage a une influence sur les contraintes résiduelles en pied de cordon. Nous observons une diminution de plus de la moitié de la valeur des contraintes résiduelles transversales : de 420 MPa pour un assemblage sans préchauffage à 180 MPa pour un assemblage préchauffé à 200°C. En effet, lorsque le soudage est réalisé avec un préchauffage, la vitesse de refroidissement diminue donc le temps de refroidissement augmente, ce qui entraîne une diminution des contraintes résiduelles. Comme la modélisation est réalisée en bidimensionnel, l'effet est moindre pour les contraintes résiduelles longitudinales.

Observations : Pour cette application réalisée sur les soudures d'angle, la température de préchauffage affecte préférentiellement la relaxation des contraintes résiduelles transversales dans le cordon. Ces travaux montrent finalement, que cette pratique en soudage, pourrait être considéré comme un "moyen" supplémentaire mis à la disposition des mécaniciens pour optimiser le comportement en fatigue des structures soudées.

4.3.7 Influence de la séquence de soudage : soudage simultané des cordons

Pour compléter ces travaux, nous nous sommes intéressés à l'application spécifique du soudage simultané des deux cordons de l'assemblage symétrique. Cette pratique industrielle est généralement employée dans la fabrication de longs panneaux raidisseurs des ouvrages d'art ainsi que dans la construction navale. Elle permet outre les gains de production, de minimiser la déformation angulaire de l'attache soudée. L'assemblage modélisé a une épaisseur d'âme de 10 mm et une épaisseur de semelle de 30 mm. Le rayon de raccordement en pied de cordon est de 0.5 mm. Le soudage est réalisé sans bridage extérieur de la semelle. Le maillage de cet assemblage est présenté planche 4.25. Le maillage comporte 817 mailles quadratiques et 2495 nœuds.

Les deux cordons sont déposés simultanément avec la même énergie de soudage que pour les différents cas précédents. La planche 4.26 présente les résultats du calcul thermo-métallurgique pour cette modélisation ainsi que pour la simulation numérique du soudage séquentiel.

Sur cette planche, est présentée la proportion de matériau transformé après soudage :

- Bainite pour la zone fondue,
- Martensite pour le métal de base.

Pour le soudage simultané, nous observons une symétrie parfaite de la proportion de martensite dans le métal de base, contrairement au soudage séquentiel. Cependant, nous nous apercevons que ce pourcentage est faible.

La planche 4.27 présente les contraintes transversales dans la semelle σ_{xx} calculées pour les deux modélisations. Nous observons une symétrie complète du niveau des contraintes résiduelles pour le soudage simultané, en opposition avec la dissymétrie des résultats du soudage séquentiel. La compression sous cordon, due à la présence de martensite, est plus faible dans le cas du soudage simultané. En effet, l'énergie équivalente est plus élevée que dans le cas du soudage monopasse séquentiel. Nous remarquons une diminution du niveau de contraintes résiduelles en pied de cordon sur la semelle. La racine de l'assemblage, réalisée par un soudage simultané, est symétrique et en compression.

La planche 4.28 présente les contraintes transversales dans l'âme σ_{yy} calculées pour les deux modélisations. La symétrie des résultats est identique pour ces contraintes. Nous observons une importante diminution des contraintes dans l'assemblage.

La planche 4.29 présente les contraintes longitudinales σ_{zz} calculées pour les deux modélisations. La symétrie des contraintes est aussi visible dans cette direction. Nous notons toutefois, une légère diminution du niveau de contraintes dans la zone des cordons due à la séquence de soudage.

Afin d'étudier plus en détail les résultats dans les zones proches des cordons de soudure, nous avons dépouillé les résultats en contraintes principales. La figure 4.24 présente les résultats pour les deux cas de soudage, dans les zones habituellement étudiées.

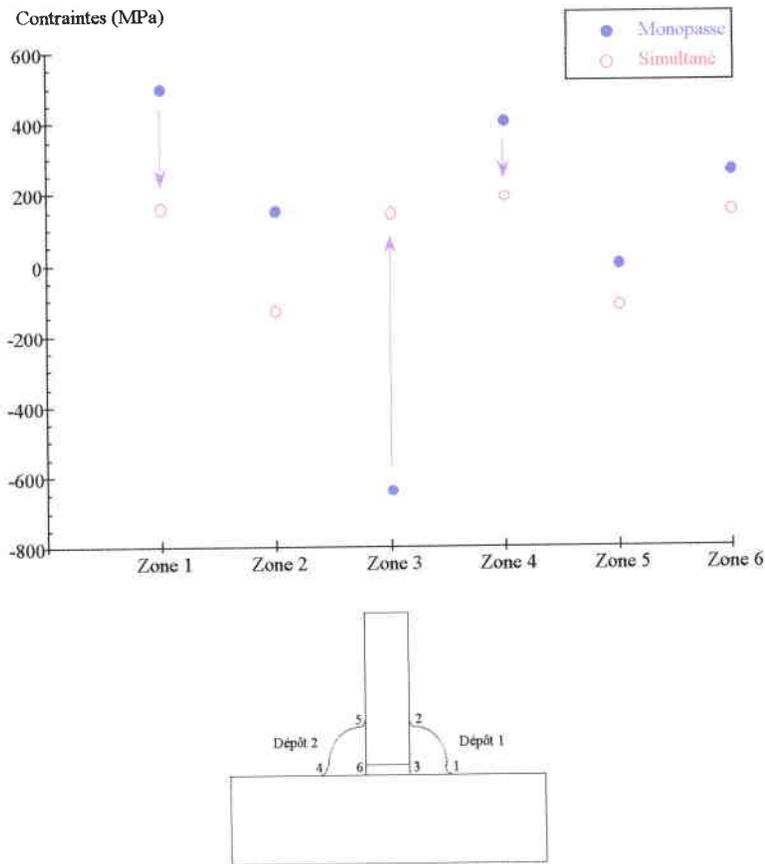


Figure 4.24 : Contraintes principales pour les soudages séquentiel et simultané
Assemblage 10/30 - $\rho = 0.5$ mm - Libre

Nous constatons une diminution globale des contraintes résiduelles principales pour toutes les zones sauf pour la zone 3, où nous observons une augmentation de la contrainte (de -650 à 200 MPa). Nous remarquons une symétrie des contraintes pour le soudage simultané, notamment pour la racine qui est dissymétrique dans le cas du soudage séquentiel. Nous retrouvons les mêmes résultats précédemment observés pour le soudage séquentiel, à savoir : zones 1 et 4 en traction, zones 2 et 5 en faible traction, zone 3 en compression et zone 6 en traction.

Observations : Ces travaux montrent qu'en soudant simultanément les deux cordons, nous diminuons fortement et globalement (50%) les contraintes résiduelles dans les deux cordons. En effet, lorsque le soudage est réalisé simultanément sur les deux cordons, l'énergie est doublée donc les gradients thermiques diminuent.

4.4 Application des résultats numériques dans le logiciel L.A.C.A.S

Dans le but de mieux prédire le comportement en fatigue des assemblages soudés, l'Institut de Soudure développe depuis quelques années, un Logiciel d'Aide à la Conception des Assemblages Soudés (L.A.C.A.S) [37]. Ce logiciel permet d'estimer la tenue en fatigue des assemblages suivant le type de matériau utilisé, le type d'assemblages, le mode opératoire de soudage, les conditions limites et le type de sollicitations. L.A.C.A.S est destiné aux bureaux d'études afin de les aider dans leur démarche de conception d'assemblages soudés.

Un des modules de ce logiciel consiste à prendre en compte les contraintes résiduelles de soudage dans l'estimation de la tenue en fatigue. Ce module, "contraintes résiduelles", a été créé à partir de résultats numériques et d'essais de fatigue, ce qui constitue une retombée directe de ces travaux de thèse. A ce jour, les résultats numériques utilisés ont été choisis parmi les cas présentés dans ce chapitre. Ils sont basés sur le soudage monopasse d'assemblages d'angle. L'objectif de ce module est d'établir des équations analytiques simples permettant de déterminer les contraintes résiduelles dans les zones sensibles du cordon de soudure en fonction de différents paramètres.

Les assemblages utilisés ont une épaisseur d'âme de 10 mm. L'épaisseur de la semelle varie : 10, 20 et 30 mm. Ce module étant en phase de développement, le rayon en pied de cordon sur la semelle et sur l'âme est fixe et égal à 0.5 mm. Deux types de bridages sont considérés : libre et débridé (après bridage complet de la semelle).

Les résultats numériques ont été analysés et dépouillés sur EXCEL afin d'obtenir les équations souhaitées. Ces équations ont été déterminées en calculant le polynôme d'interpolation de degré 2 des contraintes résiduelles en fonction de l'épaisseur de la semelle (T) aux points 10, 20 et 30 de chaque zone. Nous obtenons les équations du second degré du type suivant :

$$\text{Zone } i : \sigma_{\text{resi}} = f_i(t, T, \rho) \quad \forall i = 1, \dots, 6$$

La figure 4.25 présente les valeurs des contraintes résiduelles principales dans L.A.C.A.S, pour un assemblage 10/20 soudé bridé puis débridé. Ces contraintes résiduelles font parties de la base de données existantes dans le logiciel mais peuvent être changées ou entrées manuellement.

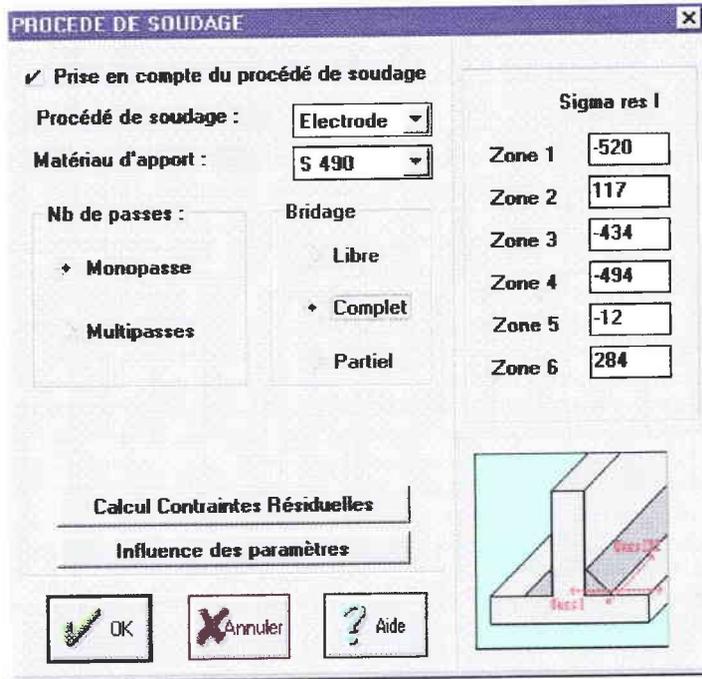


Figure 4.25 : Contraintes résiduelles principales dans les 6 zones d'un assemblage 10/20 soudé bridé puis débridé

Nous pouvons aussi dans ce logiciel, suivre l'évolution de la trace des contraintes résiduelles en fonction de l'épaisseur de la semelle de l'assemblage (figure 4.26) ou en fonction du rayon de raccordement en pied de cordon (figure 4.27). La valeur de la contrainte résiduelle longitudinale est prise constante et égale à 200 MPa.

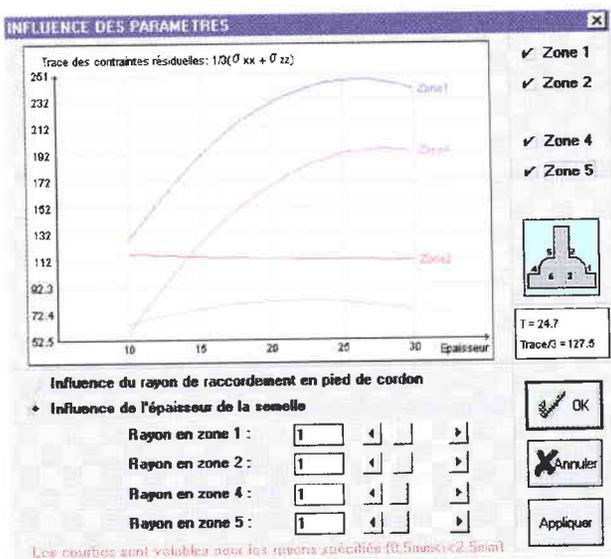


Figure 4.26 : Influence de l'épaisseur

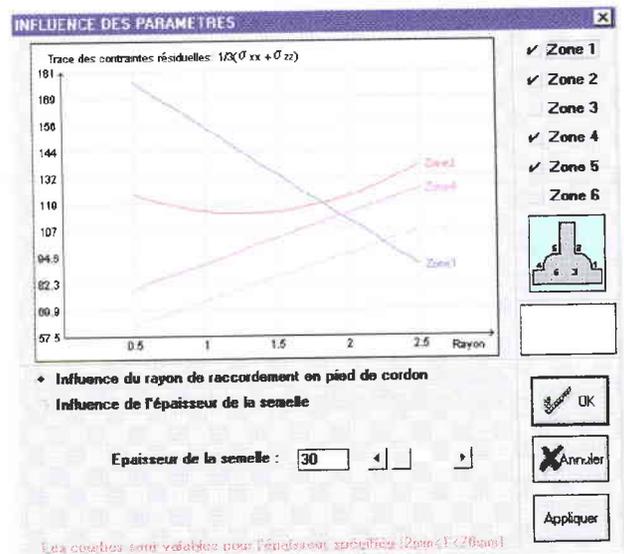


Figure 4.27 : Influence du rayon de raccordement

La base de données du module "contraintes résiduelles" doit être complétée par les résultats des modélisations présentées dans les paragraphes précédents et dans le chapitre suivant. Une fois terminé, ce logiciel permettra de prédire "facilement" le comportement en fatigue ou en rupture des assemblages soudés. Il sera d'une aide précieuse pour l'optimisation de la dimension d'assemblages avec la prise en compte de la qualité de fabrication des cordons de soudure.

Observations : Le logiciel L.A.C.A.S, actuellement en développement à l'Institut de Soudure représente, au delà de la nécessité de réactualiser les résultats des travaux de recherche menés dans les domaines de la simulation numérique ou de la fatigue au sein de l'Institut de Soudure, les besoins actuels présentés par l'industrie pour définir et valider de nouveaux outils d'aide au dimensionnement des structures soudées. Ces besoins sont évidents pour améliorer la conception (donc le poids des structures) et également, pour garantir l'intégrité des matériels en service. Cet aspect sera particulièrement développé ultérieurement dans ces travaux, notamment avec les propriétés démontrées de fatigue "locale".

4.5 Conclusions.

Pour la phase de validation de notre modèle numérique, nous avons obtenu une bonne estimation des contraintes résiduelles transversales calculées par rapport à celles mesurées dans les deux assemblages modélisés (assemblage 10/20 bridé transversalement et assemblage 10/10 libre). Cependant, nous pouvons noter le fait qu'il est difficile de modéliser un bridage 3D par un modèle en 2D. Par ailleurs, nous ne pouvons qu'admettre l'existence de l'incertitude de la méthode par diffraction des rayons X, pour apprécier de façon plus réaliste, le degré d'exactitude des résultats numériques. Cette première phase de calcul nous a donc appris qu'il est préférable de détensionner les tôles avant soudage et qu'il est judicieux de réaliser un soudage avec des conditions libres de bridage.

Les résultats mécaniques issus de cette phase de validation, valable pour les deux assemblages, sont les suivants :

- Traction en zones 1 et 4,
- Compression en zones 2 et 5,
- Dissymétrie de la racine : côté dépôt 1 en compression et côté dépôt 2 en traction,
- La présence de martensite au refroidissement fait apparaître une zone de compression sous cordon.

Les travaux réalisés sur l'influence des paramètres, nous permettent de conclure que :

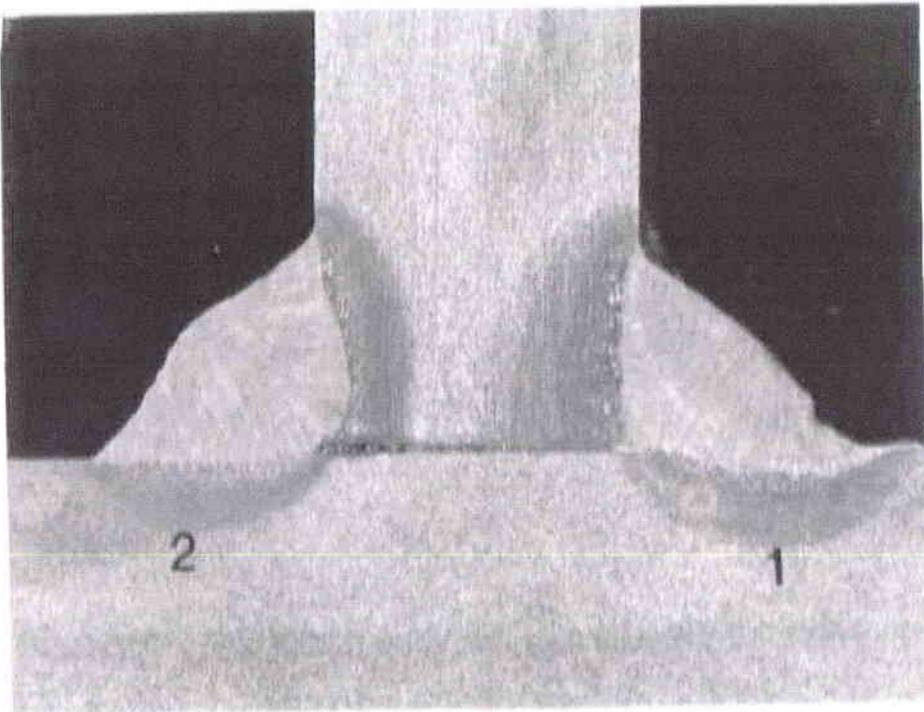
- ↳ Un bridage total (assemblage 10/20 soudé bridé puis débridé) conduit à une génération très importante des contraintes résiduelles, mais ce cas peut être représentatif du soudage d'une attache sur une tôle de forte épaisseur (100 mm),
- ↳ Le mode de bridage (d'auto-bridage) des assemblages conditionne directement le niveau des contraintes résiduelles dans les zones sensibles de la soudure. Si nous avons de la traction avant débridage de la semelle en pieds de cordon, nous obtenons de la compression dans ces mêmes zones après débridage de la semelle. Au regard du comportement en fatigue, ce paramètre apparaît donc au premier plan sur les facteurs d'influence extérieurs qui conditionnent l'intégrité des structures soudées,

- ↳ Augmenter l'épaisseur de la semelle revient à augmenter l'intensité de l'auto-bridage de la semelle. Par ailleurs, l'augmentation de l'épaisseur accélère les vitesses de refroidissement entre 800 et 500°C, ce qui favorise dans notre cas, l'apparition de martensite qui en augmentant, agit sur la diminution des contraintes résiduelles de soudage dans les tôles sous cordon,
- ↳ Les contraintes résiduelles transversales en pied de cordon sur la semelle diminuent lorsque la qualité de la soudure augmente. Le rayon de raccordement est donc, tout comme pour l'analyse mécanique, une perturbation géométrique de l'assemblage qui modifie le niveau des contraintes locales et l'intensité des contraintes résiduelles. Une bonne qualité de cordon diminue le niveau d'endommagement mécanique local, ce qui est favorable à une meilleure tenue à la fatigue,
- ↳ La température de préchauffage affecte préférentiellement les contraintes transversales que les contraintes longitudinales. Rappelons que lorsque le soudage est réalisé avec un préchauffage, la vitesse de refroidissement diminue donc le temps de refroidissement augmente, ce qui entraîne une diminution des contraintes résiduelles. Comme la modélisation est réalisée en bidimensionnelle, l'effet est moindre pour les contraintes résiduelles longitudinales. Le préchauffage peut être considéré comme un "moyen" complémentaire mis à la disposition des mécaniciens pour prédire et optimiser le comportement en fatigue des structures soudées,
- ↳ En soudant simultanément les deux cordons, nous diminuons fortement et globalement les contraintes résiduelles de soudage dans l'assemblage. De plus, nous observons la symétrie de ces contraintes résiduelles.

À la vue des résultats numériques encourageants, nous avons poursuivi l'étude vers des applications de plus fortes épaisseurs qui nécessitent un soudage multipasse.

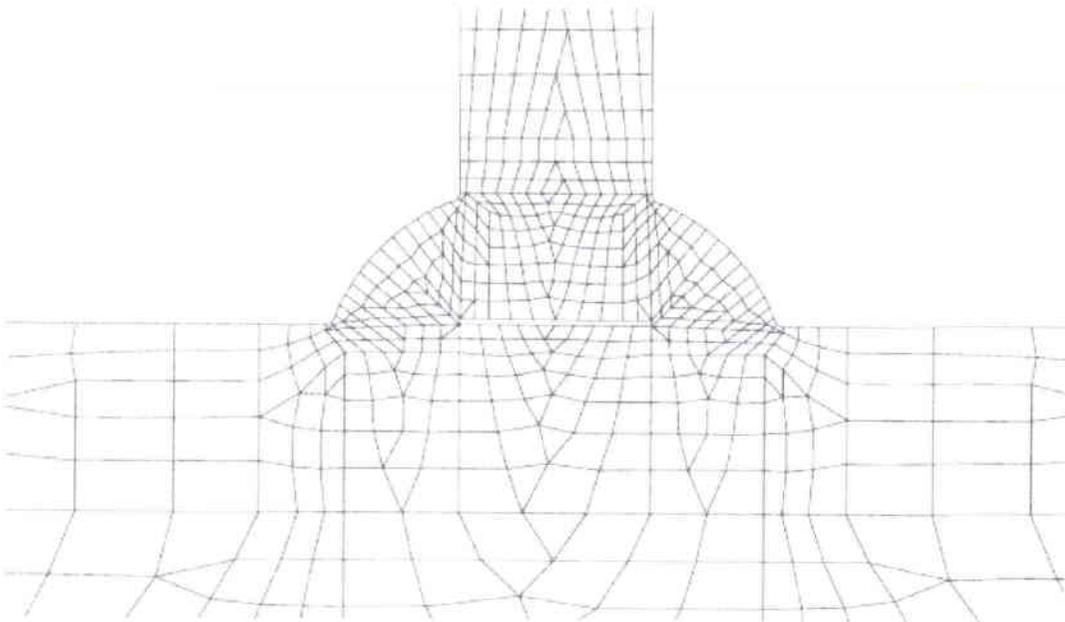
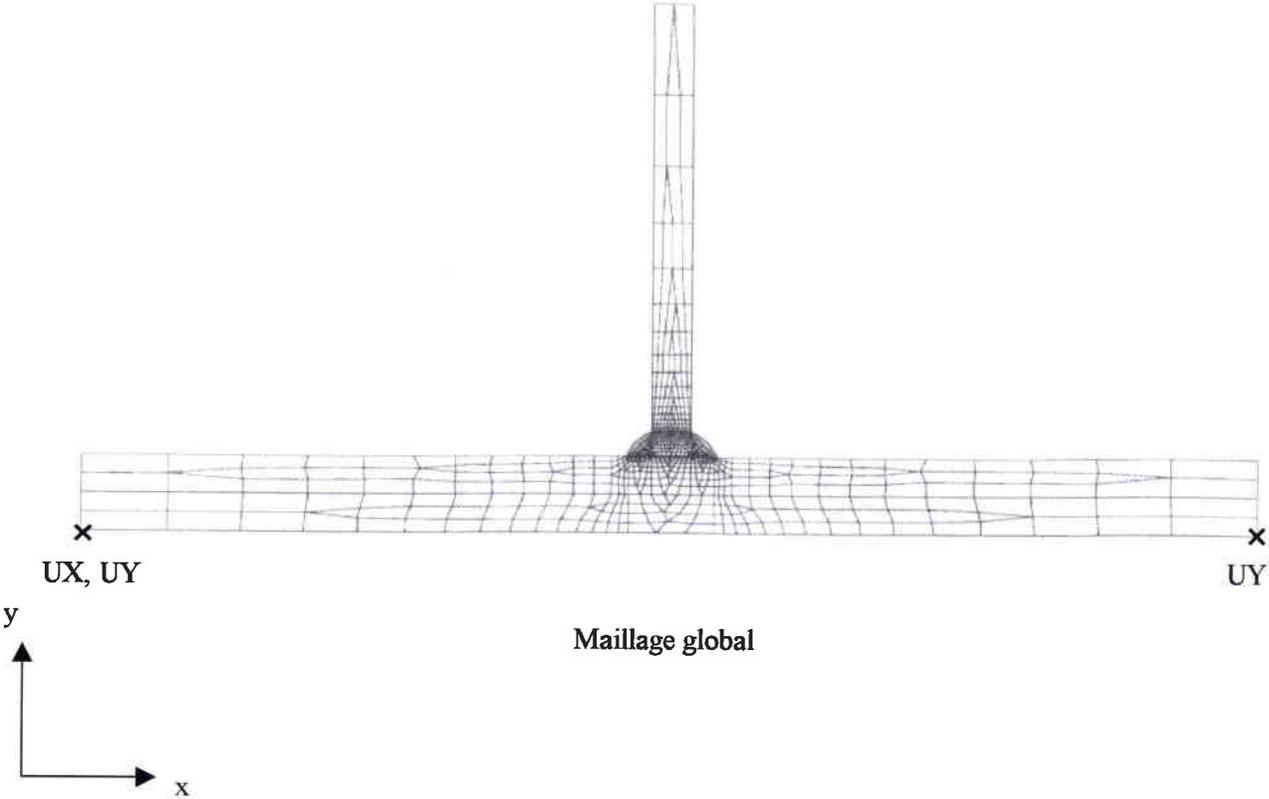
Observation : Dans la réalité des fabrications, l'âme est plus ou moins entravée dans sa rotation et peut aussi être bridée transversalement. Or, le bridage de la rotation n'a pas encore été envisagé dans les présents calculs.





x 4,4

Planche 4.1 : Macrographies de l'assemblage monopasse de référence



Agrandissement au niveau de la soudure

Planche 4.2 : Maillage de l'assemblage 10/20 de rayon 0.5 mm

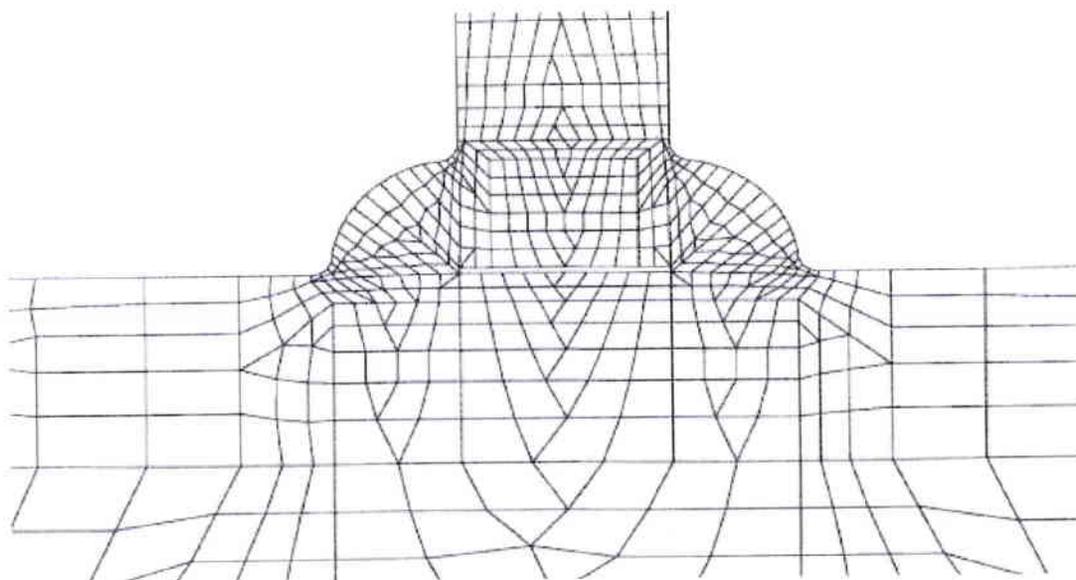
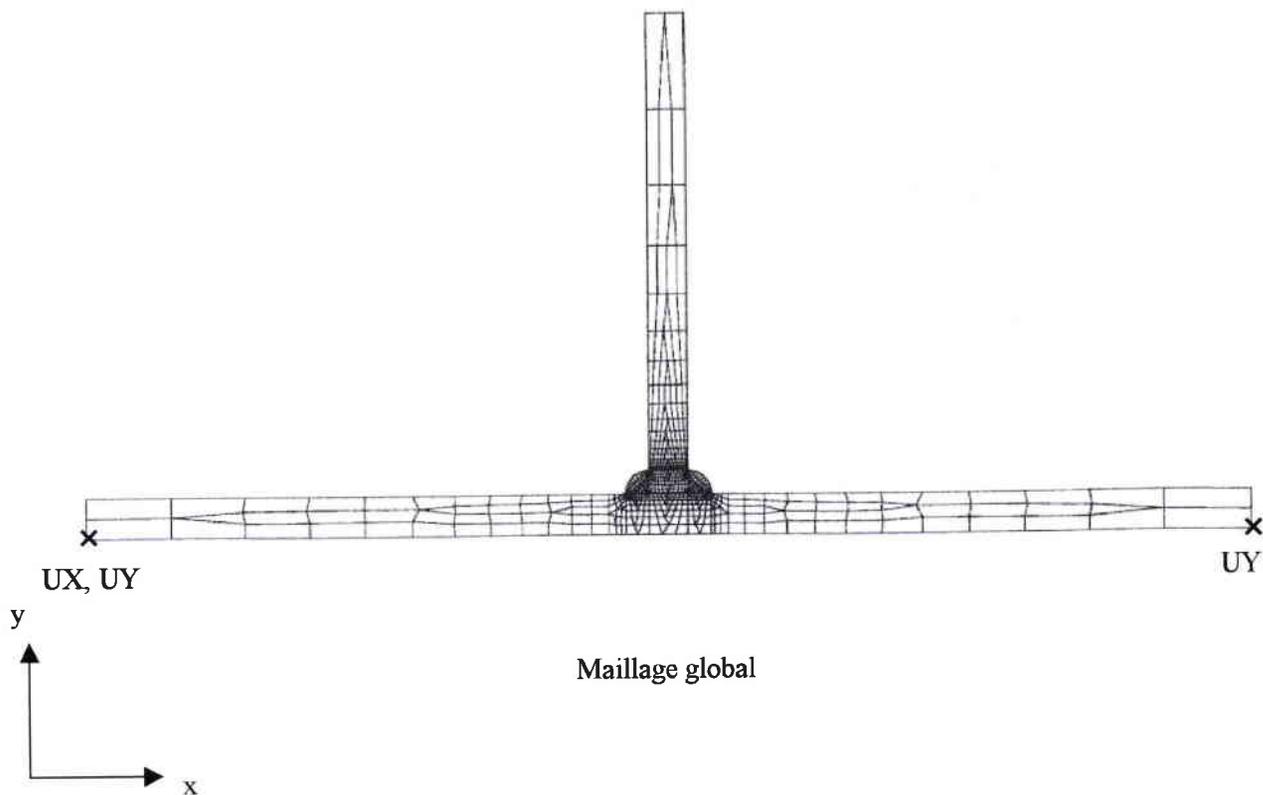
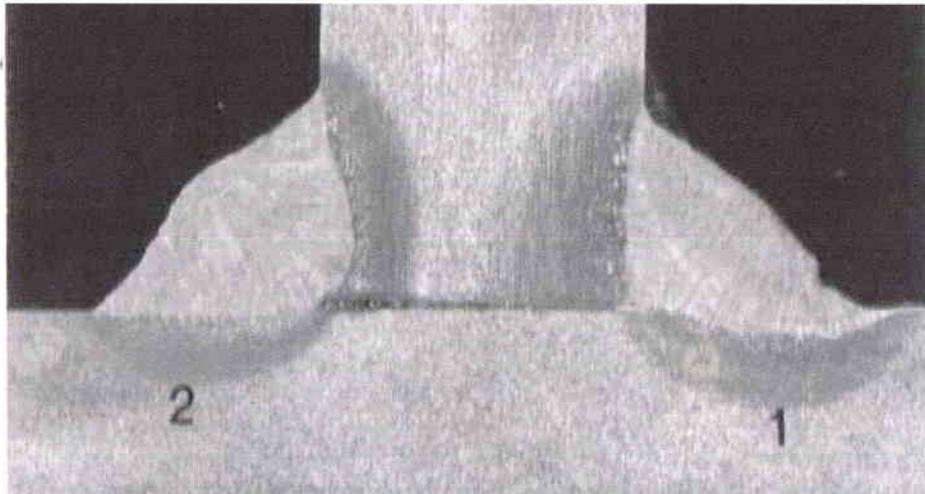
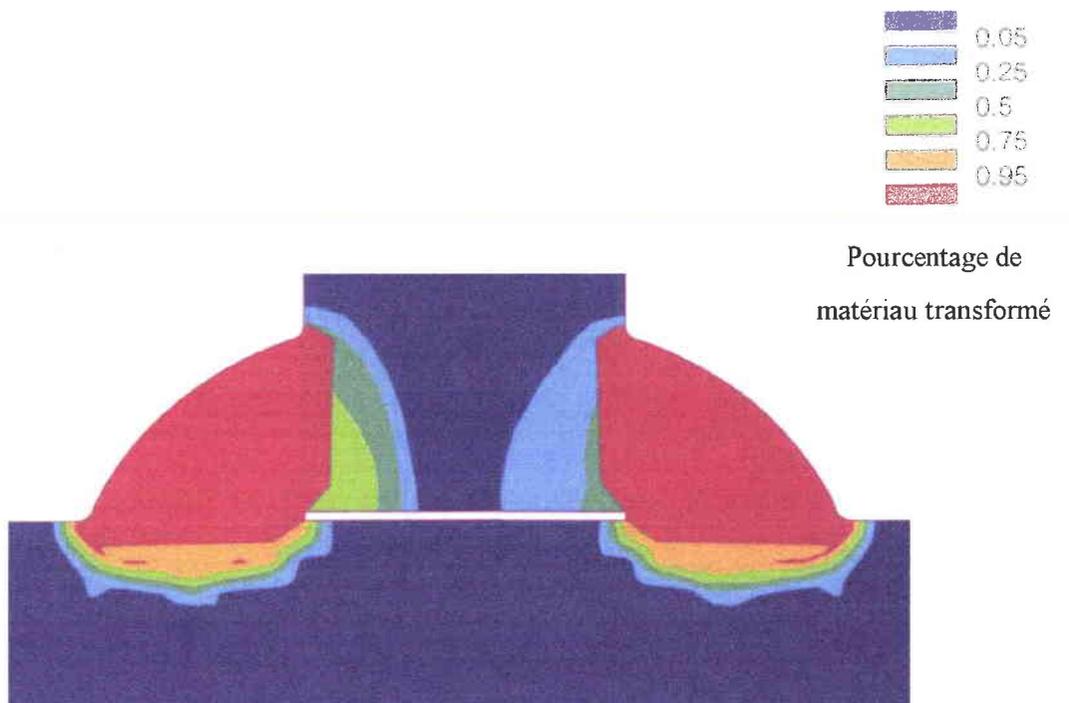


Planche 4.3 : Maillage de l'assemblage 10/10 de rayon 1 mm



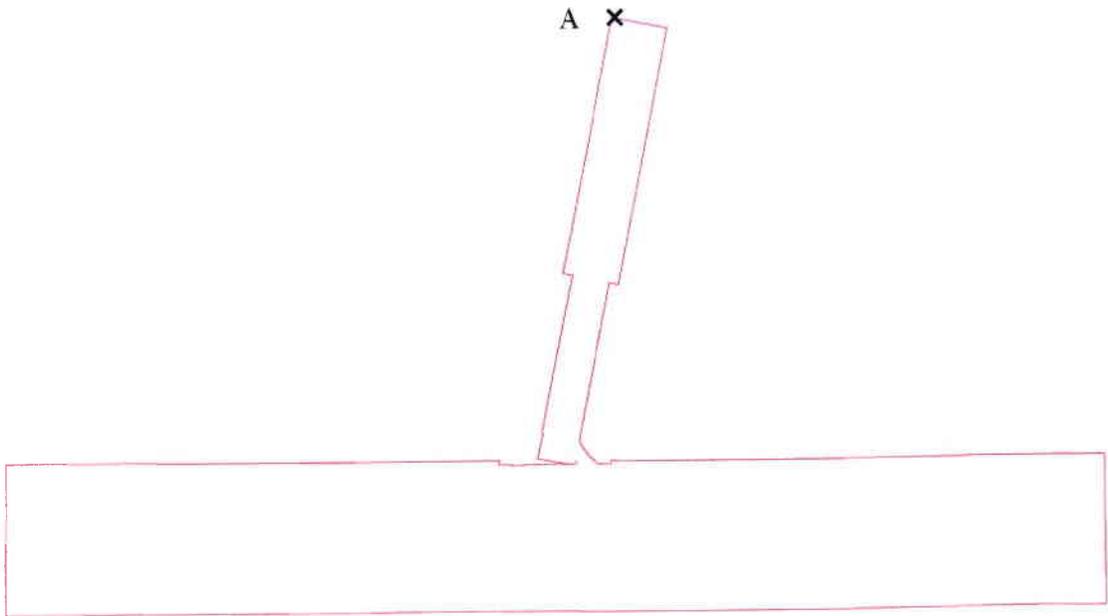
ZAT expérimentale



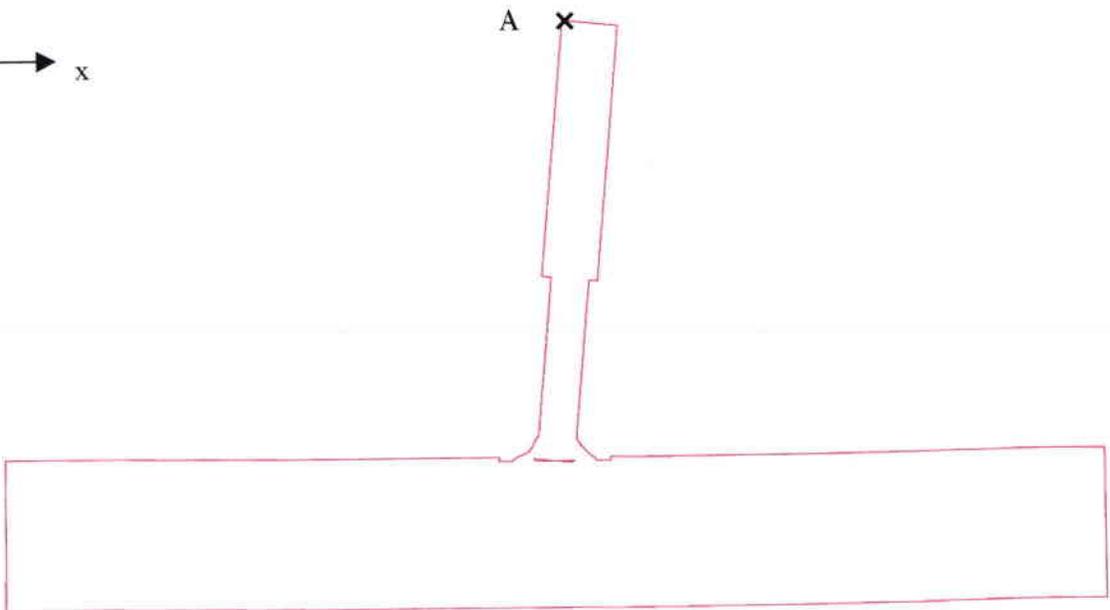
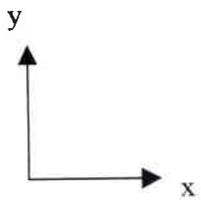
Pourcentage de
matériau transformé

ZAT numérique

Planche 4.4 : ZAT de l'assemblage monopasse de référence

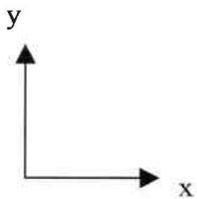
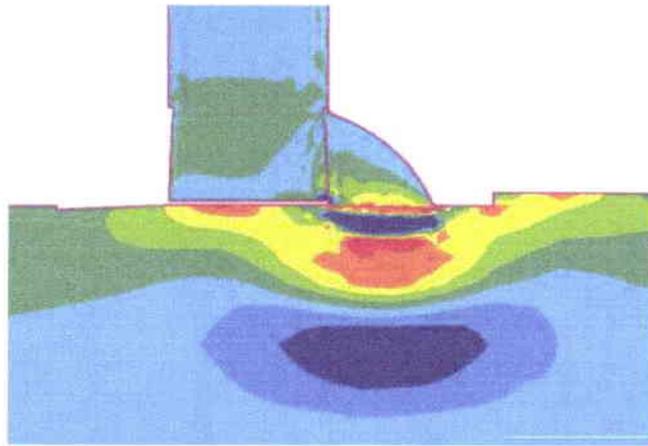


Déformée après le premier dépôt (amplitude de 10)

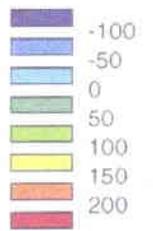


Déformée après le second dépôt (amplitude de 10)

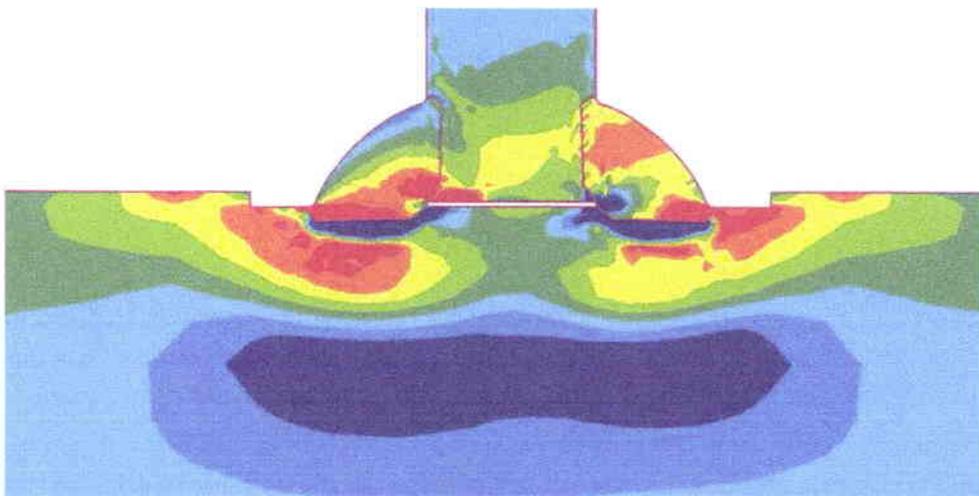
Planche 4.5 : Déformée de l'assemblage 10/20 - Rayon 0.5 mm - Bridé



Contraintes transversales (σ_{xx}) après le premier dépôt

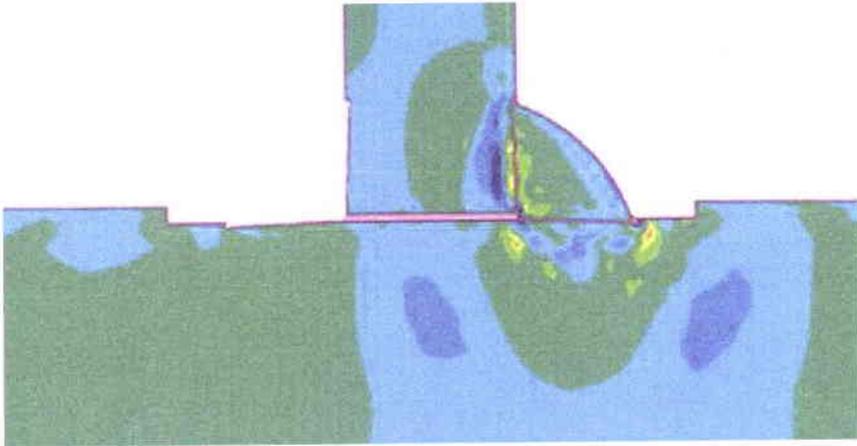


MPa

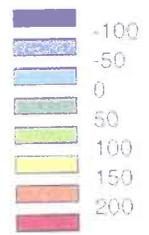
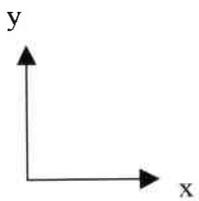


Contraintes transversales (σ_{xx}) après le second dépôt

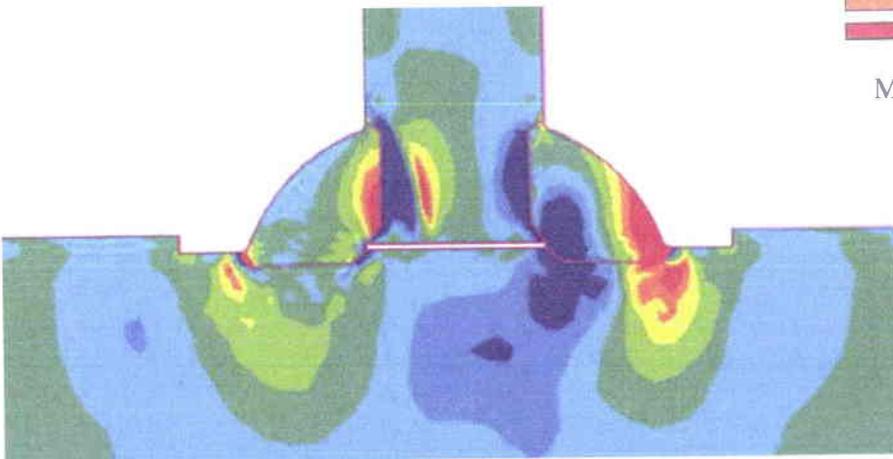
Planche 4.6 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx}) - Assemblage 10/20 - Rayon 0.5 mm - Bridé



Contraintes transversales (σ_{yy}) après le premier dépôt

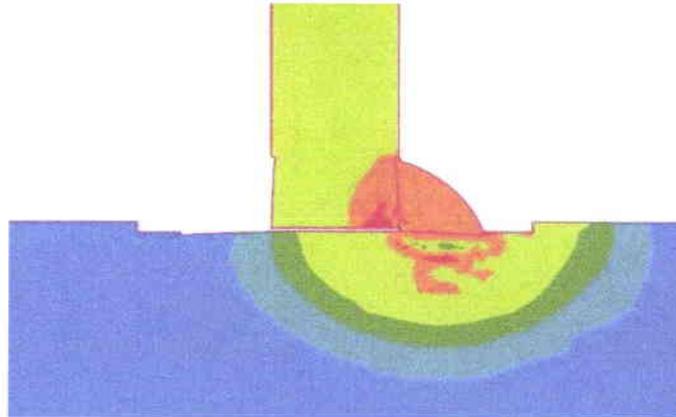


MPa

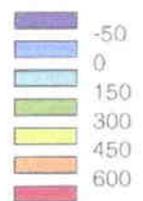
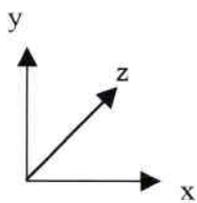


Contraintes transversales (σ_{yy}) après le second dépôt

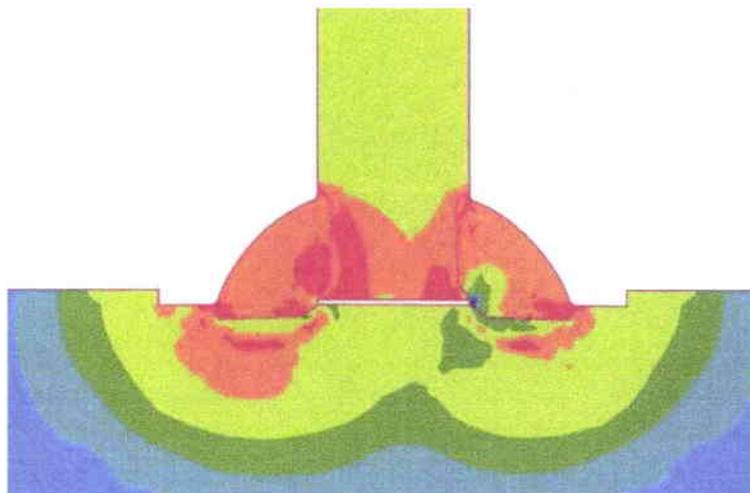
Planche 4.7 : Contraintes transversales dans l'âme (σ_{yy}) - Assemblage 10/20 - Rayon 0.5 mm - Bridé



Contraintes longitudinales (σ_{zz}) après le premier dépôt

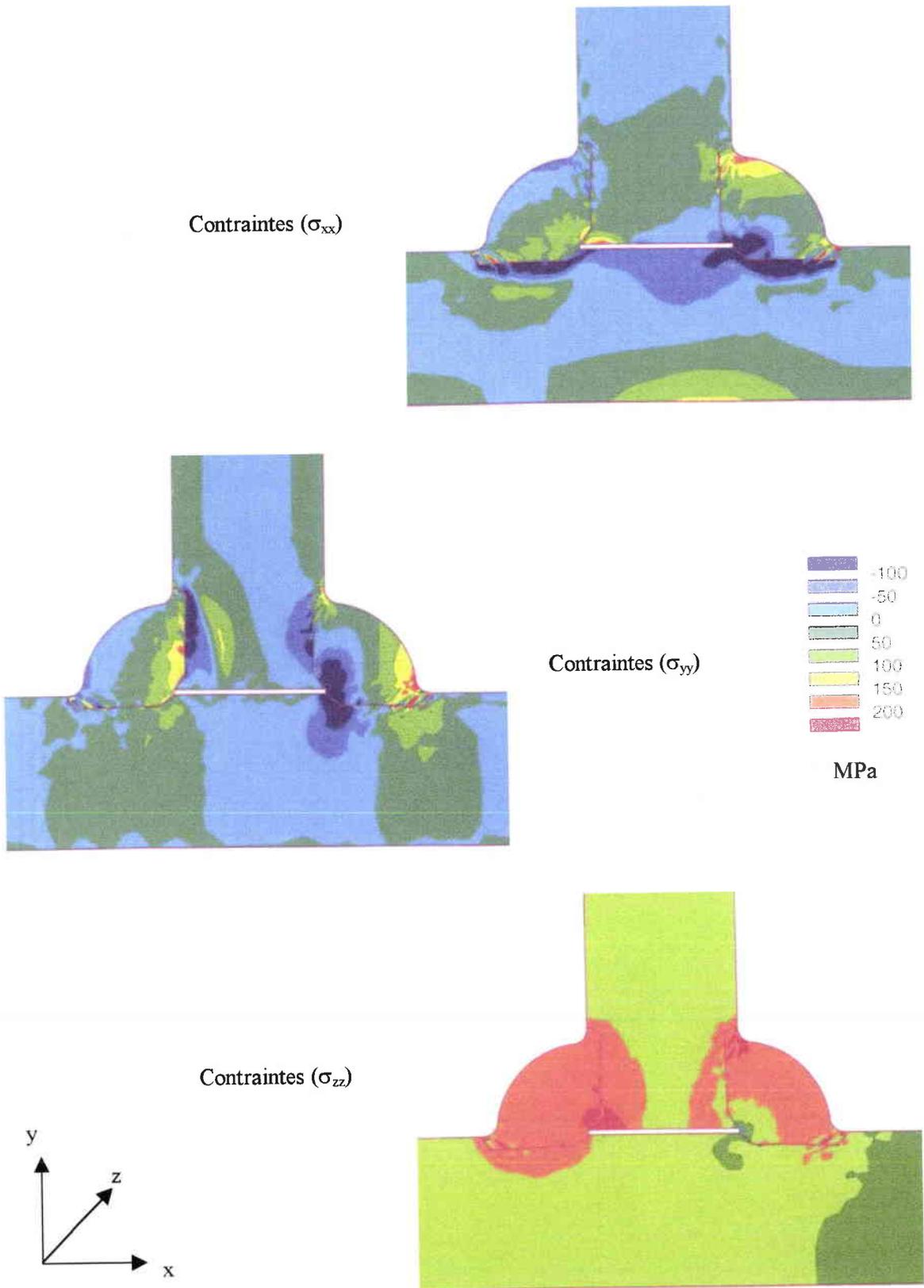


MPa



Contraintes longitudinales (σ_{zz}) après le second dépôt

**Planche 4.8 : Contraintes longitudinales dans l'assemblage (σ_{zz})
Assemblage 10/20 - Rayon 0.5 mm - Bridé**



**Planche 4.9 : Contraintes résiduelles à la fin du soudage
Assemblage 10/10 - Rayon 1 mm - Libre**

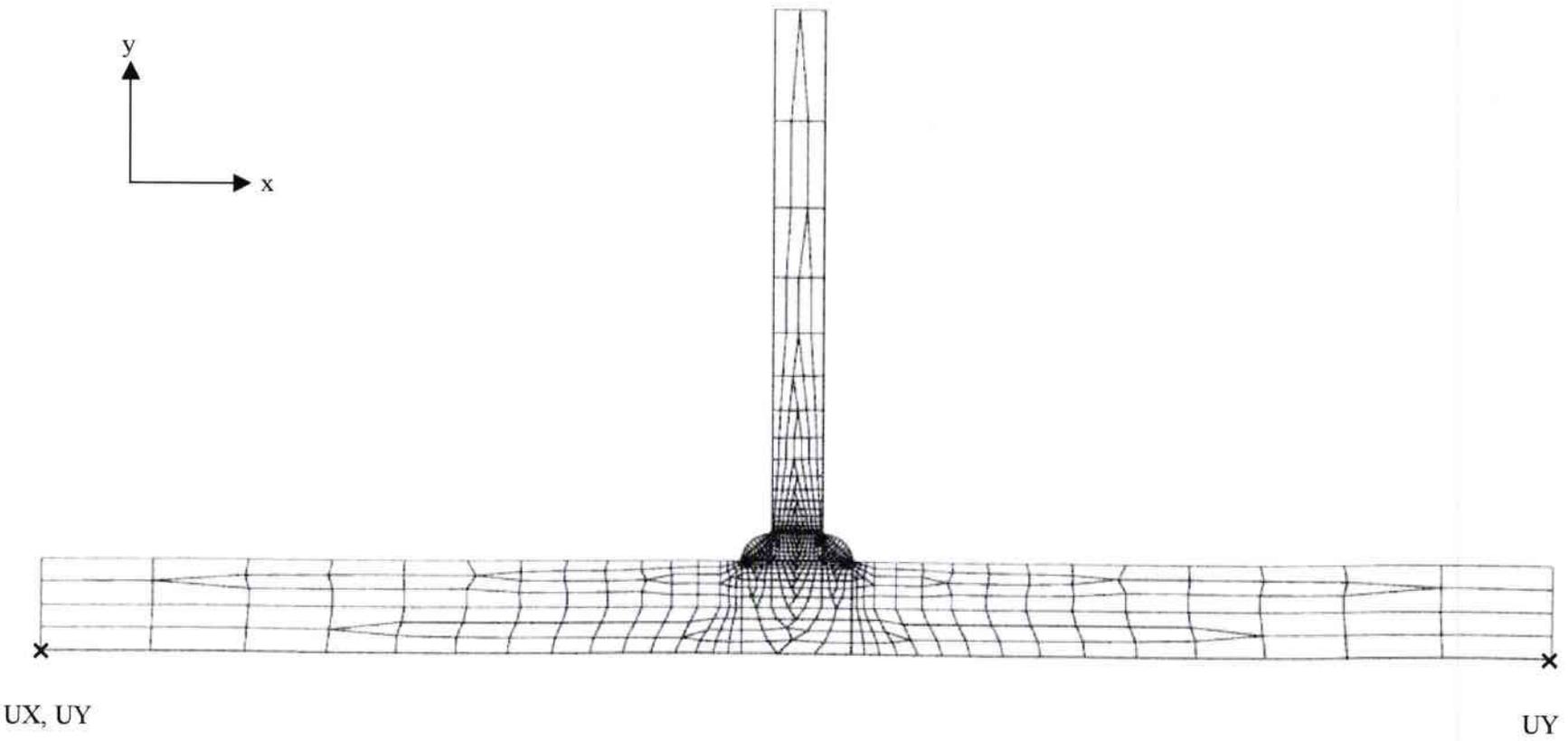
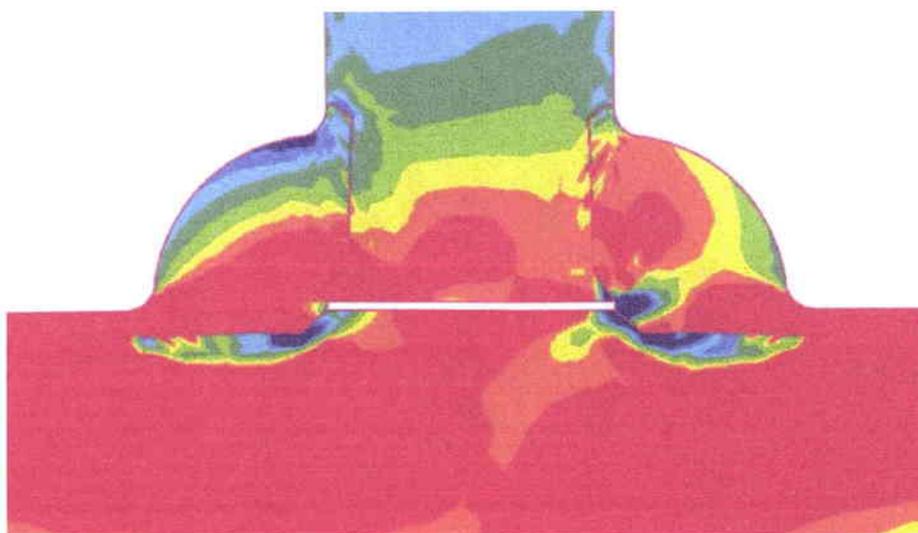
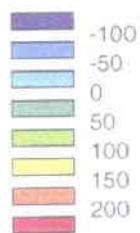


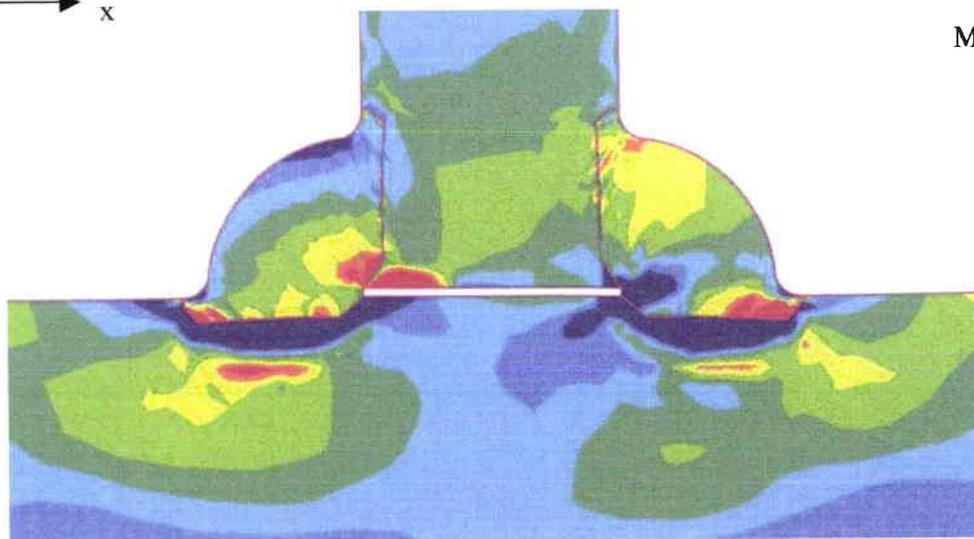
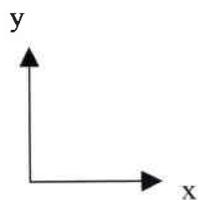
Planche 4.10 : Maillage de l'assemblage 10/20 de rayon 1 mm



Contraintes transversales (σ_{xx}) avant débridage

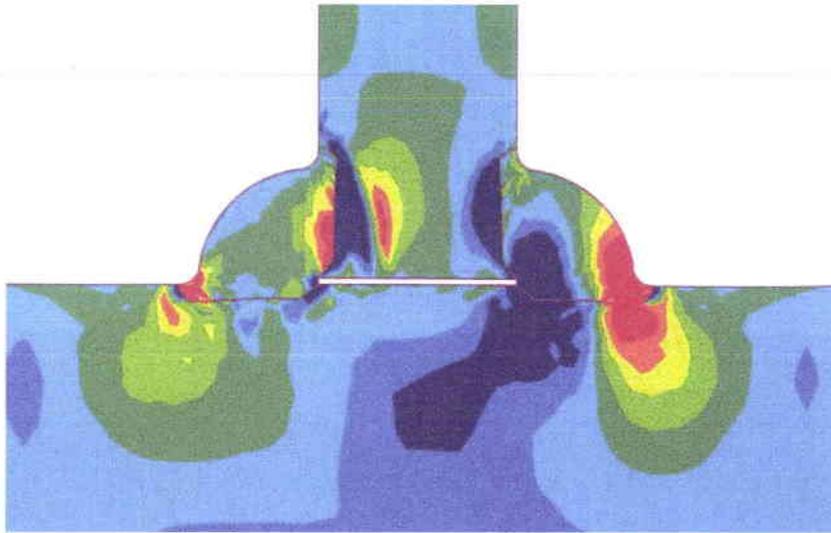


MPa

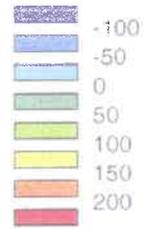
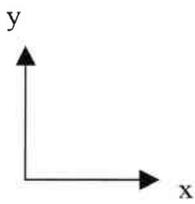


Contraintes transversales (σ_{xx}) après débridage

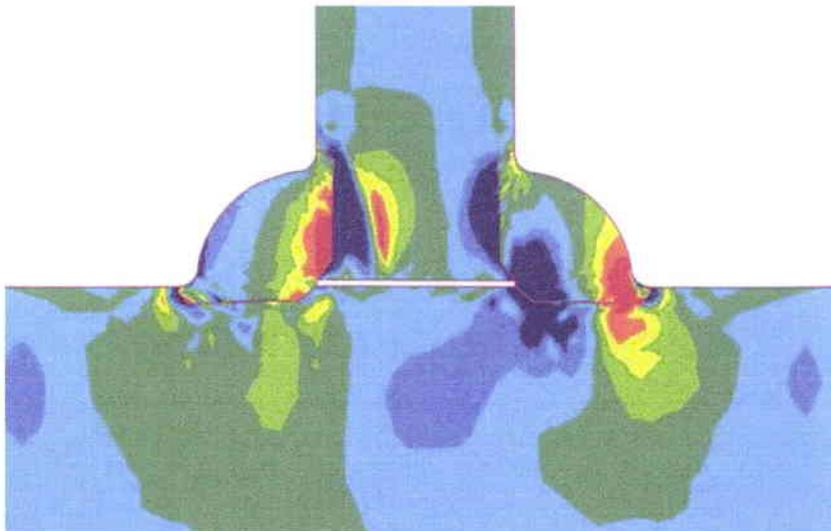
**Planche 4.11 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage 10/20 - Rayon 1 mm**



Contraintes transversales (σ_{yy}) avant débridage



MPa



Contraintes transversales (σ_{yy}) après débridage

**Planche 4.12 : Contraintes transversales dans l'âme (σ_{yy})
Assemblage 10/20 - Rayon 1 mm**

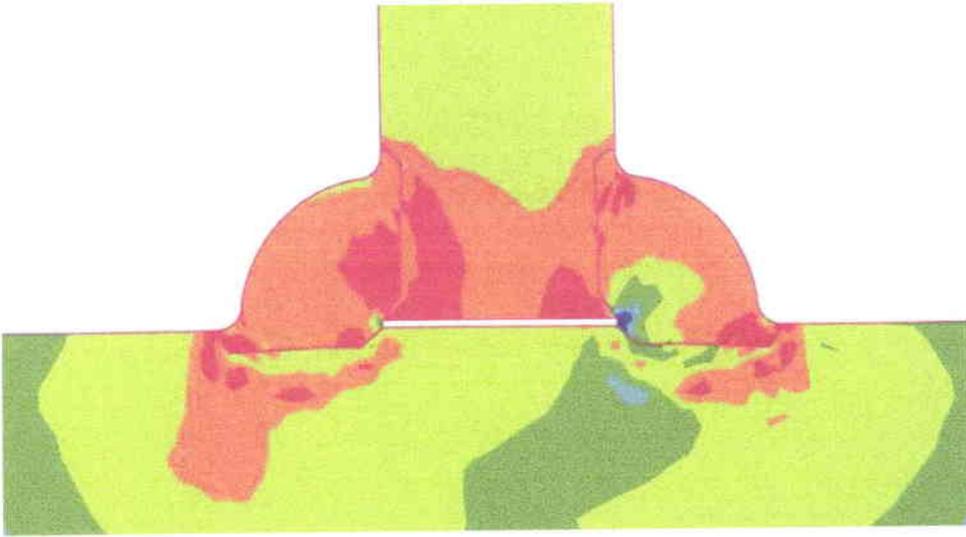
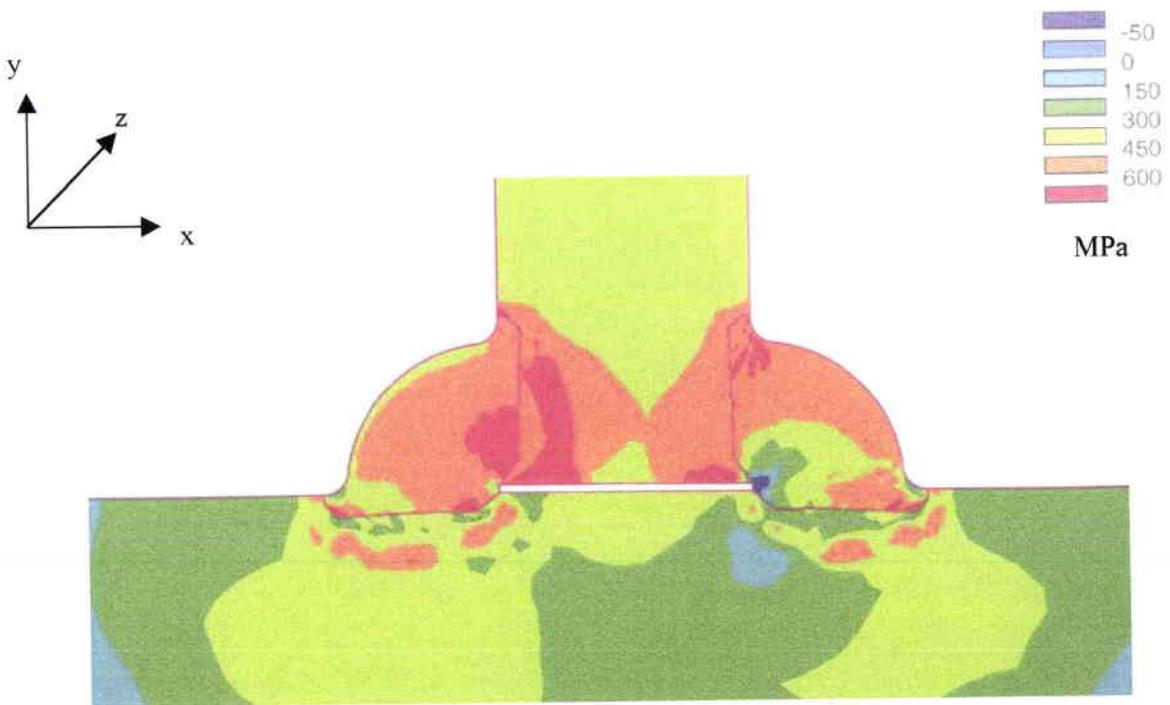
Contraintes longitudinales (σ_{zz}) avant débridageContraintes longitudinales (σ_{zz}) après débridage

Planche 4.13 : Contraintes longitudinales dans l'assemblage (σ_{zz})
Assemblage 10/20 - Rayon 1 mm

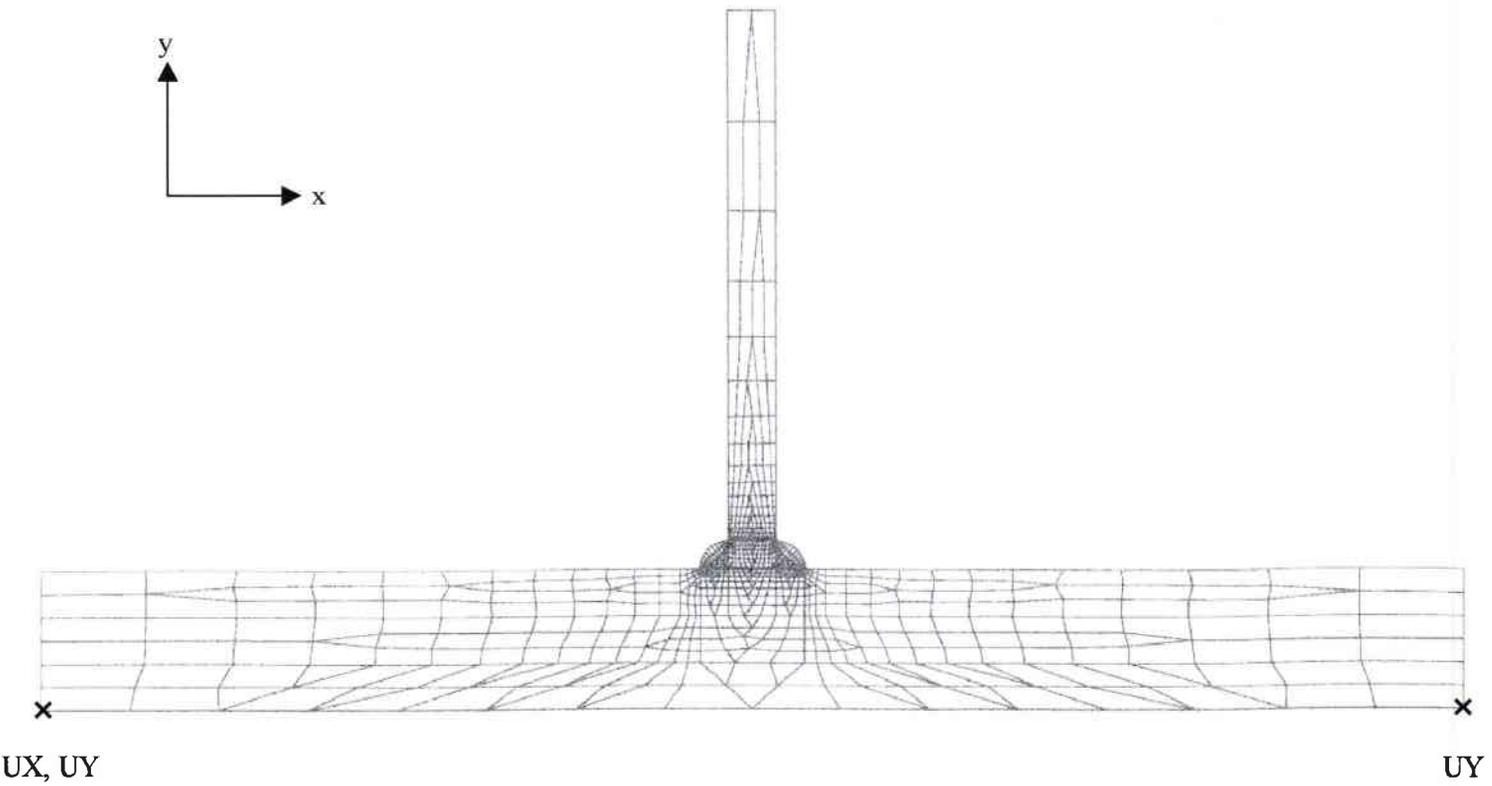
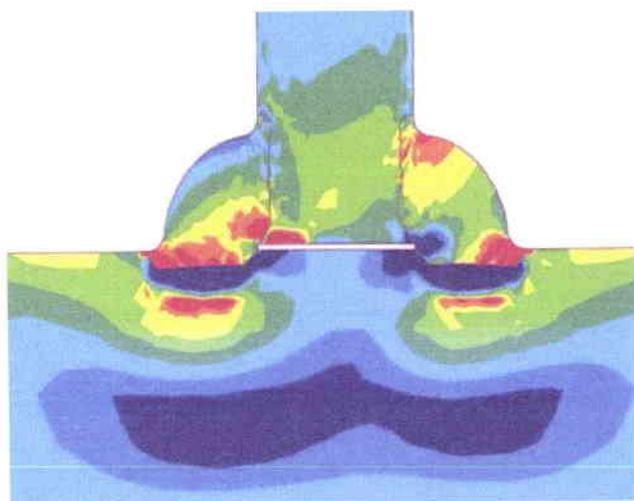
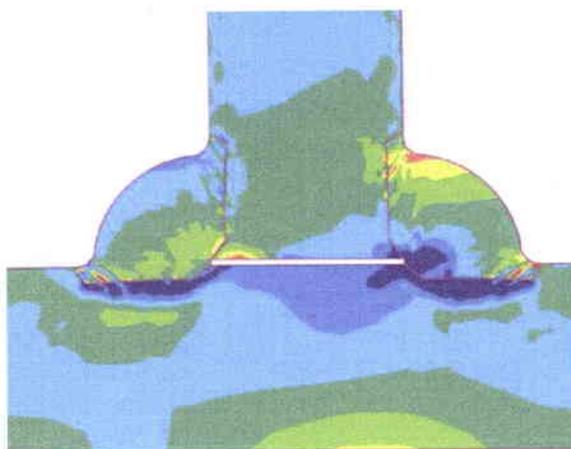
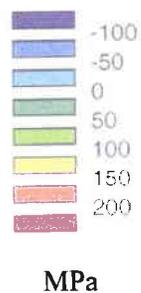


Planche 4.14 : Maillage global pour un assemblage ayant une épaisseur de semelle de 10, 20 ou 30 mm - Rayon 1 mm

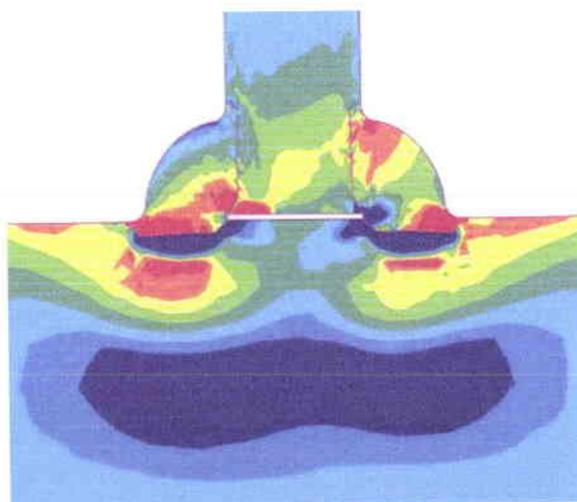
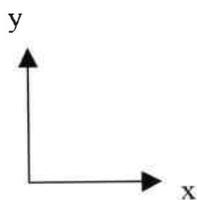
Assemblage 10/10



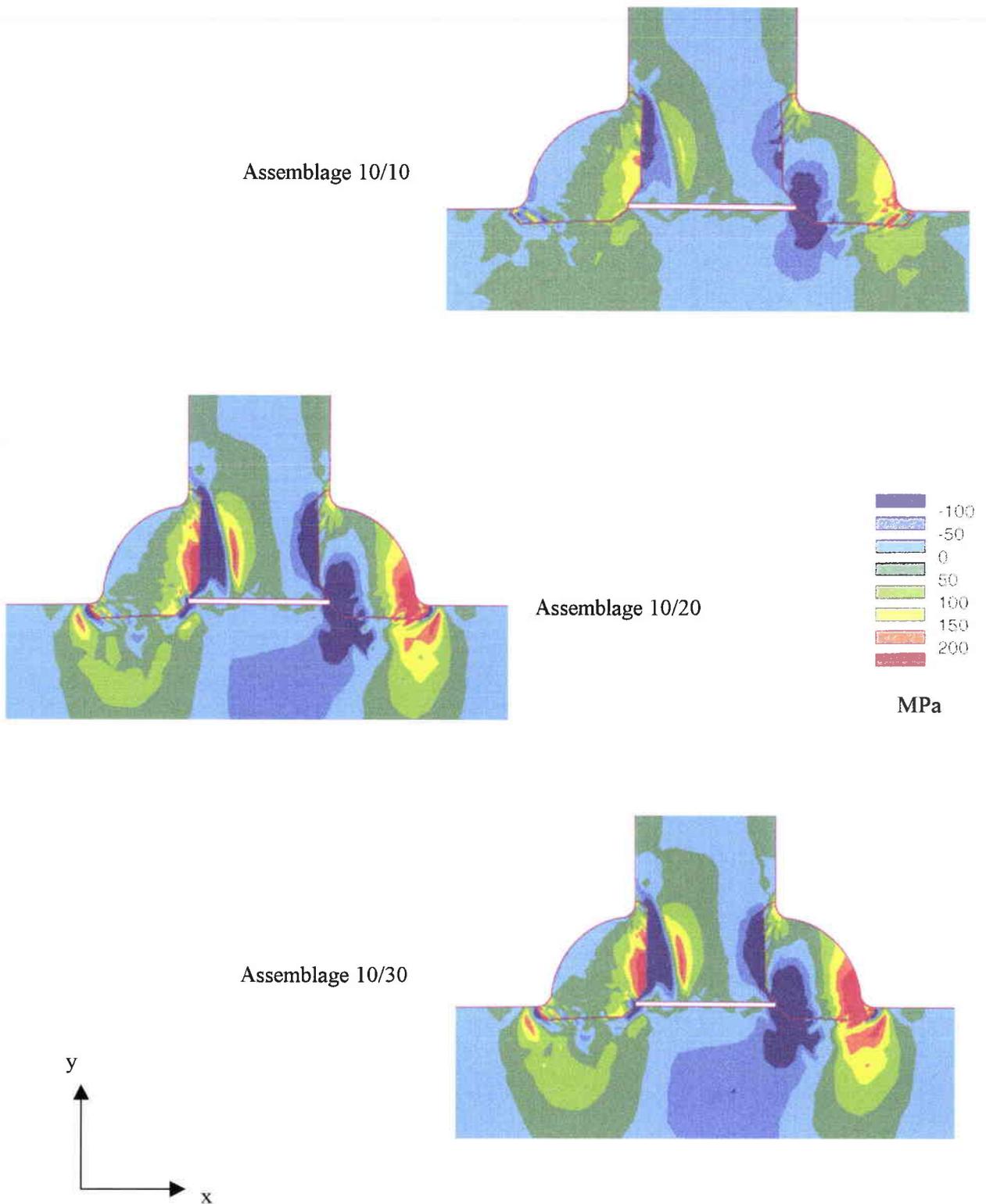
Assemblage 10/20



Assemblage 10/30

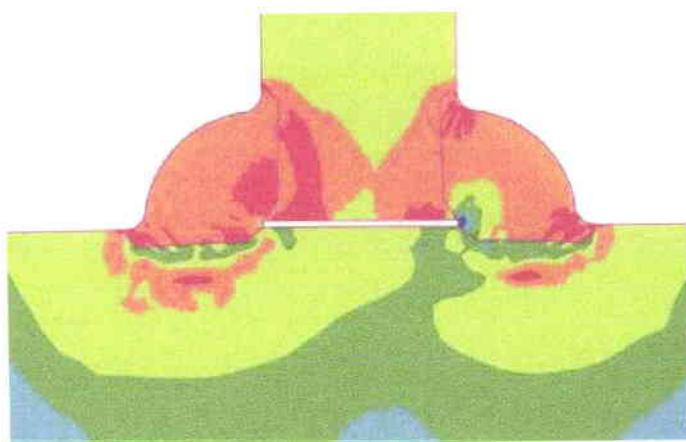
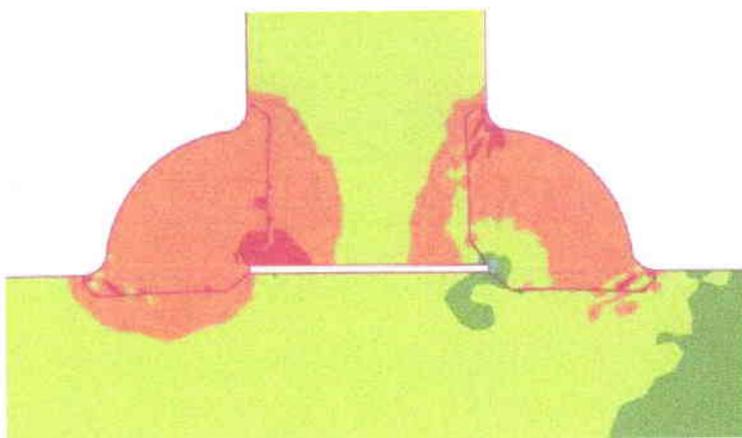


**Planche 4.15 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblages 10/10, 10/20 et 10/30 - Rayon 1 mm - Libre**

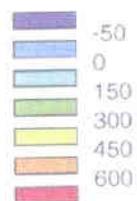


**Planche 4.16 : Contraintes transversales dans l'âme (σ_{yy})
Assemblages 10/10, 10/20 et 10/30 - Rayon 1 mm - Libre**

Assemblage 10/10

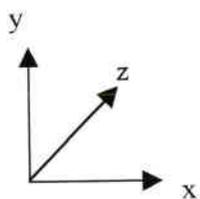
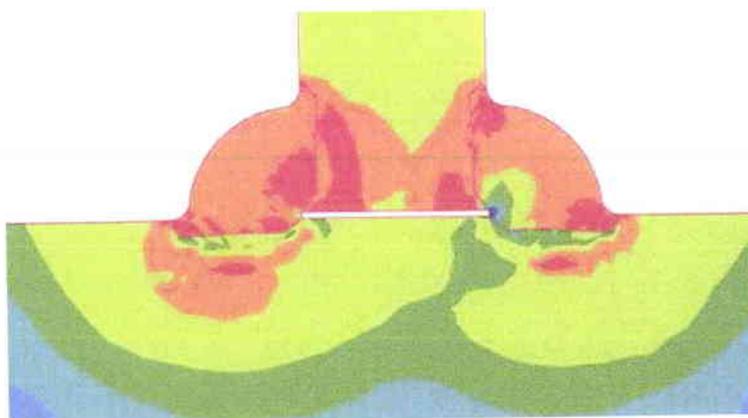


Assemblage 10/20



MPa

Assemblage 10/30



**Planche 4.17 : Contraintes longitudinales dans la structure (σ_{zz})
Assemblages 10/10, 10/20 et 10/30 - Rayon 1 mm - Libre**

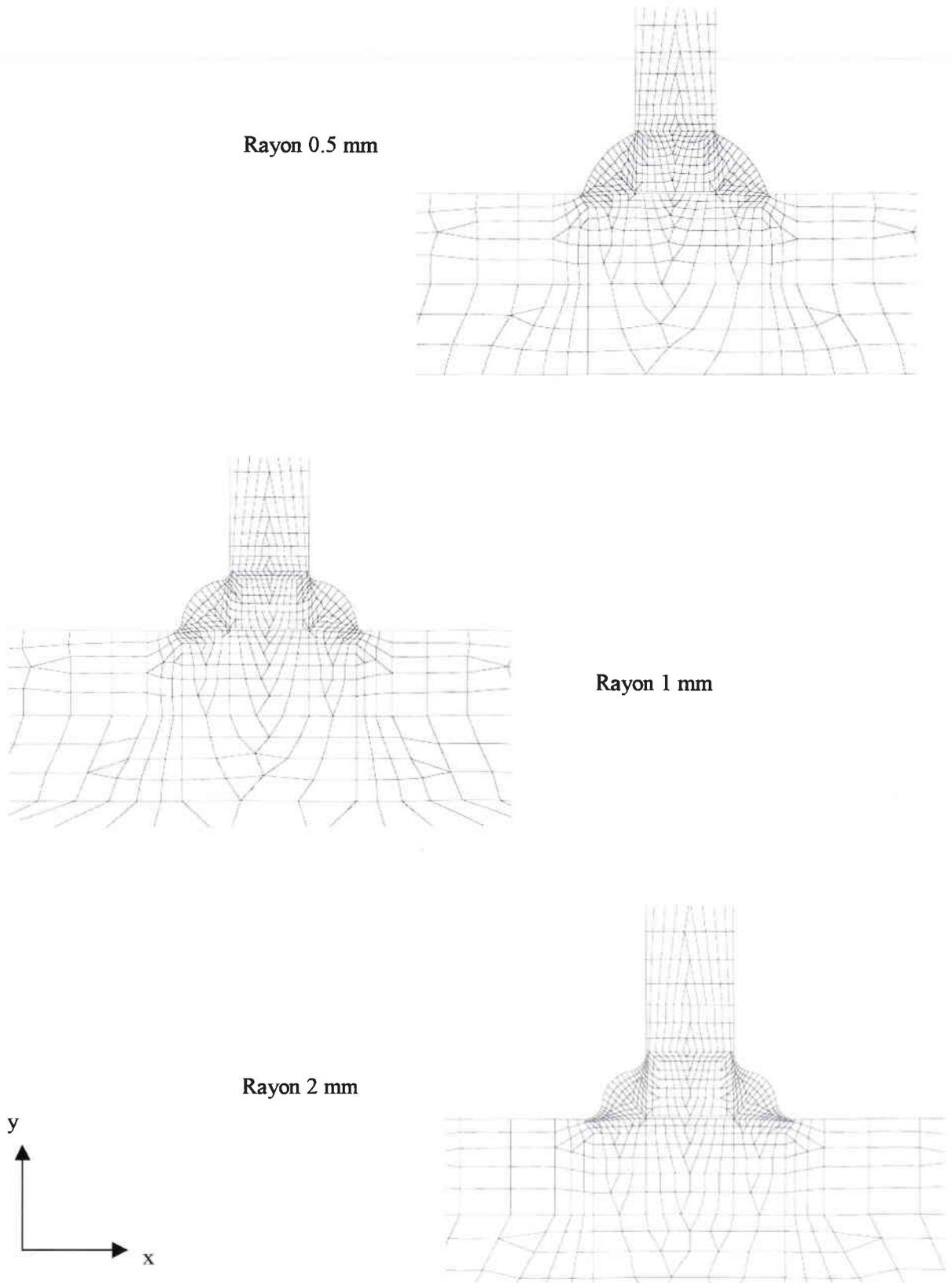
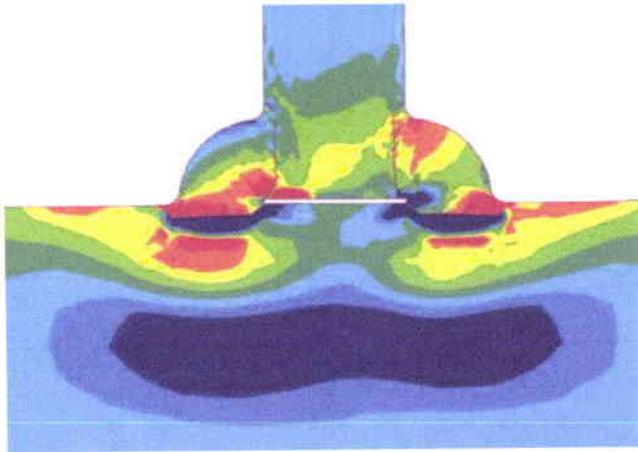
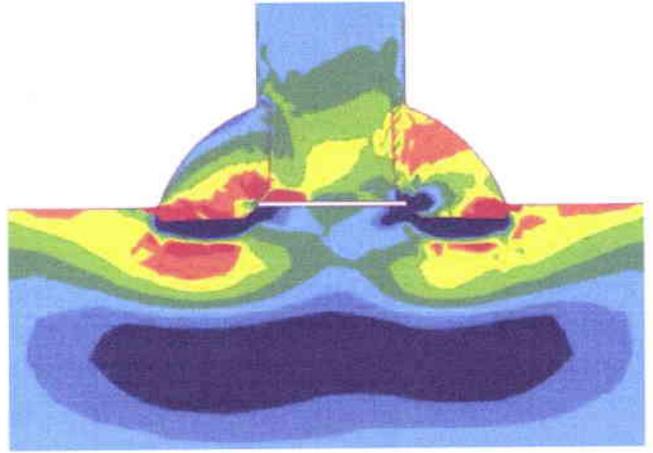
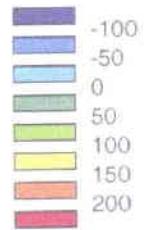


Planche 4.18 : Maillage des trois rayons utilisés pour les assemblages 10/10, 10/20 et 10/30

Rayon 0.5 mm



Rayon 1 mm



MPa

Rayon 2 mm

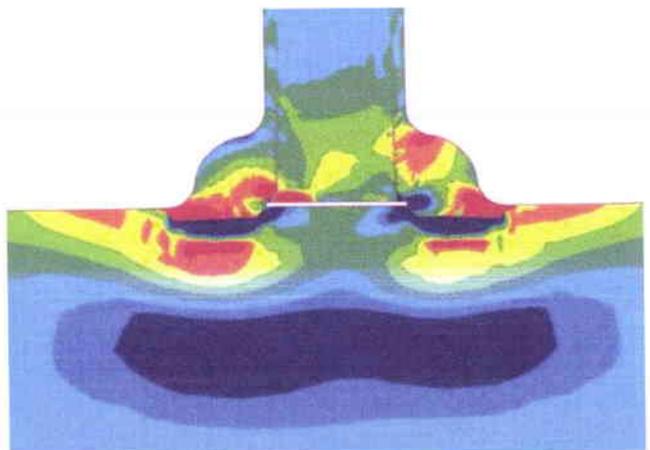
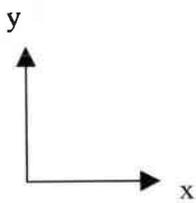


Planche 4.19 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx}) - Assemblage 10/30 - Libre.

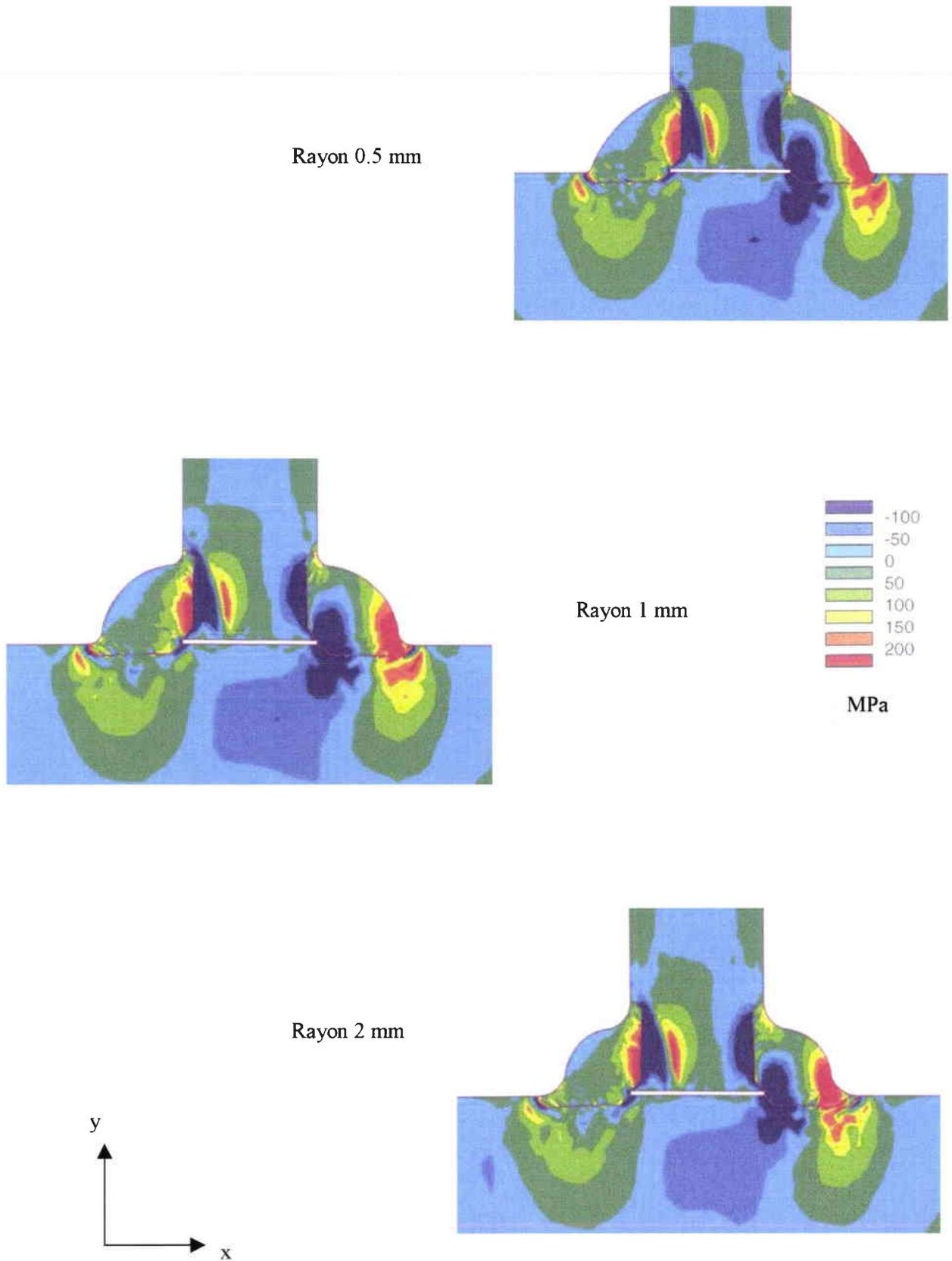
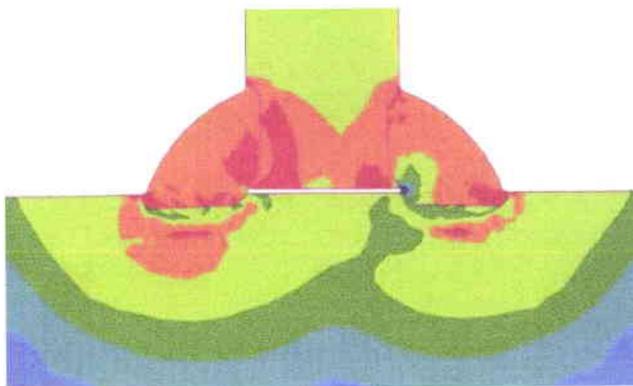
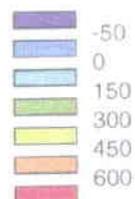
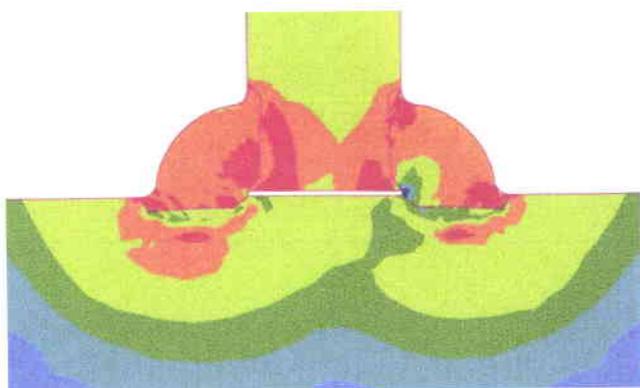


Planche 4.20 : Contraintes transversales dans l'âme (σ_{yy}) - Assemblage 10/30 - Libre

Rayon 0.5 mm



Rayon 1 mm



MPa

Rayon 2 mm

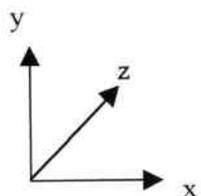
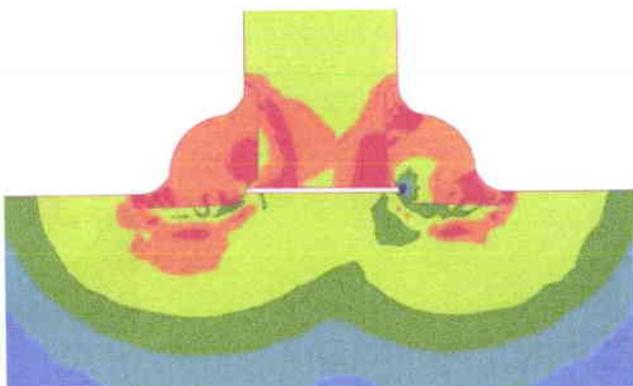
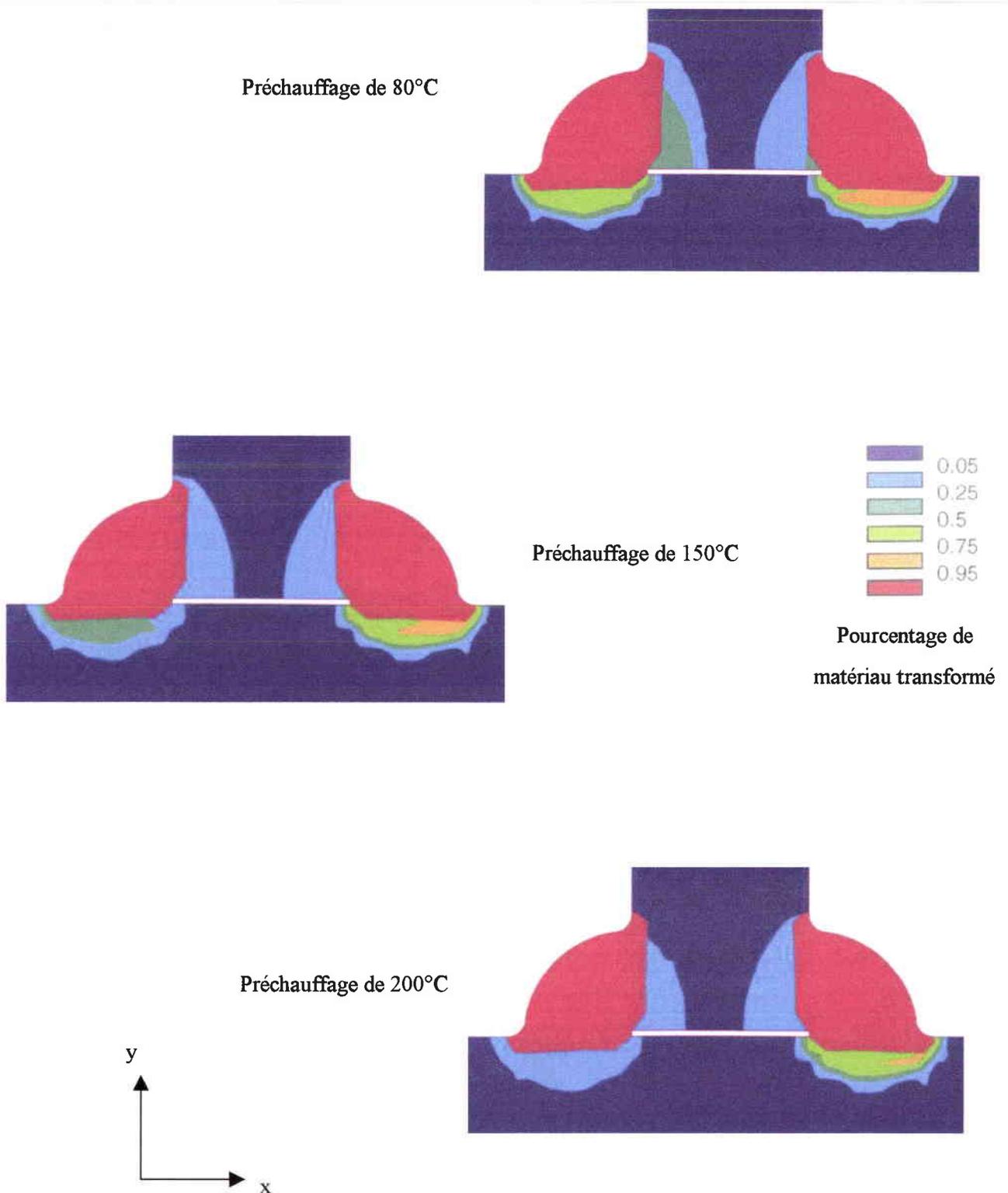
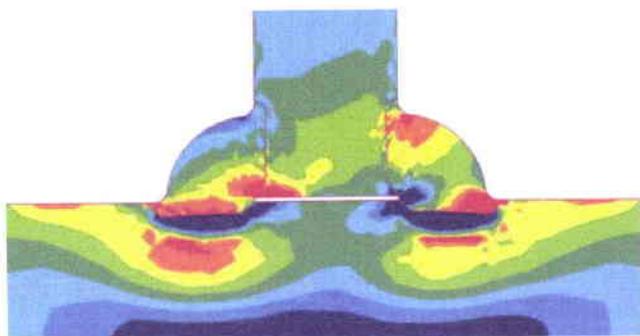
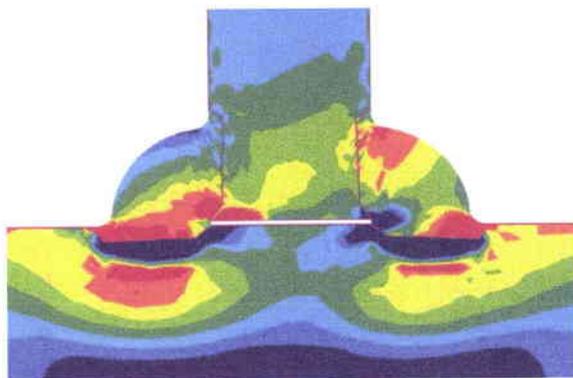


Planche 4.21 : Contraintes longitudinales dans la structure (σ_{zz}) - Assemblage 10/30 - Libre

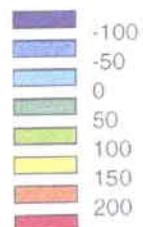


**Planche 4.22 : Pourcentage de matériau transformé en fin de soudage
Assemblage 10/30 - Rayon 1 mm**

Préchauffage de 80°C

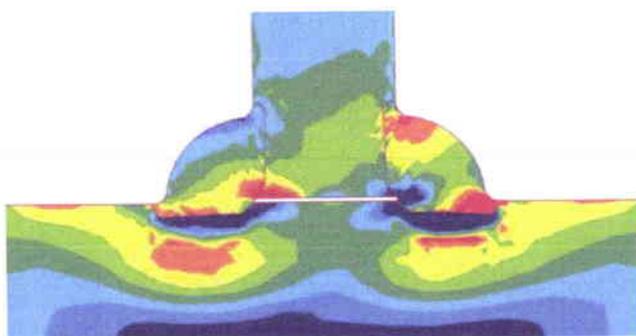
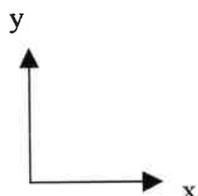


Préchauffage de 150°C

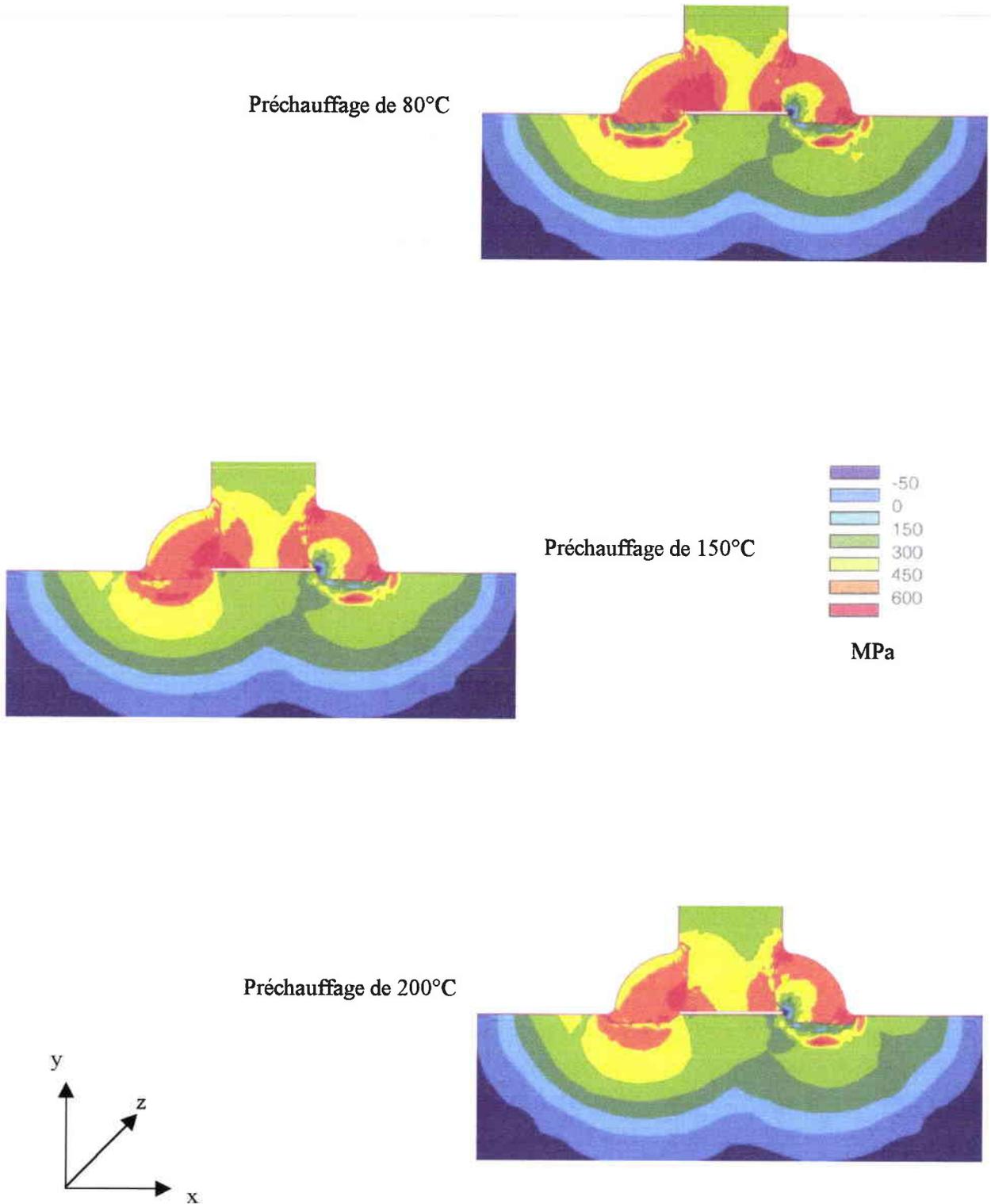


MPa

Préchauffage de 200°C



**Planche 4.23 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage 10/30 - Rayon 1 mm**



**Planche 4.24 : Contraintes longitudinales dans la structure (σ_{zz})
Assemblage 10/30 - Rayon 1 mm**

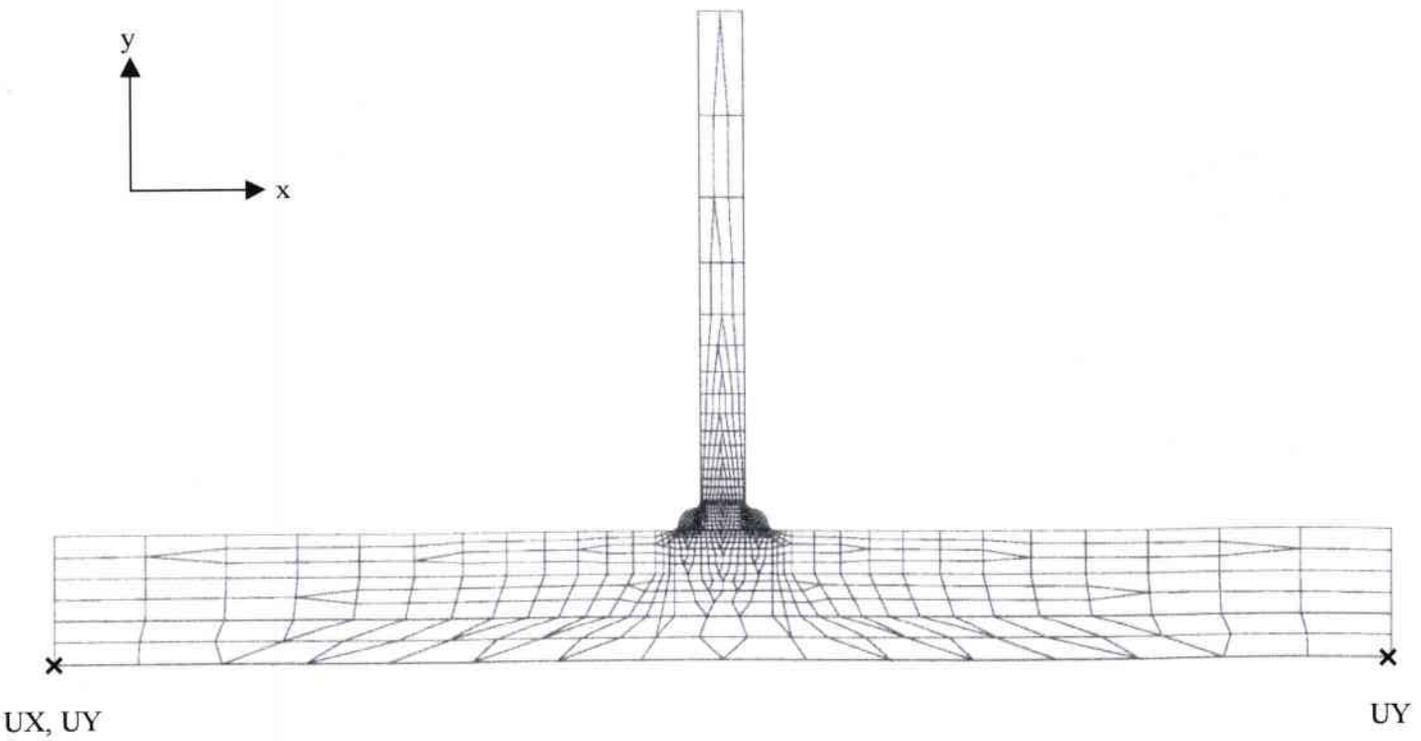
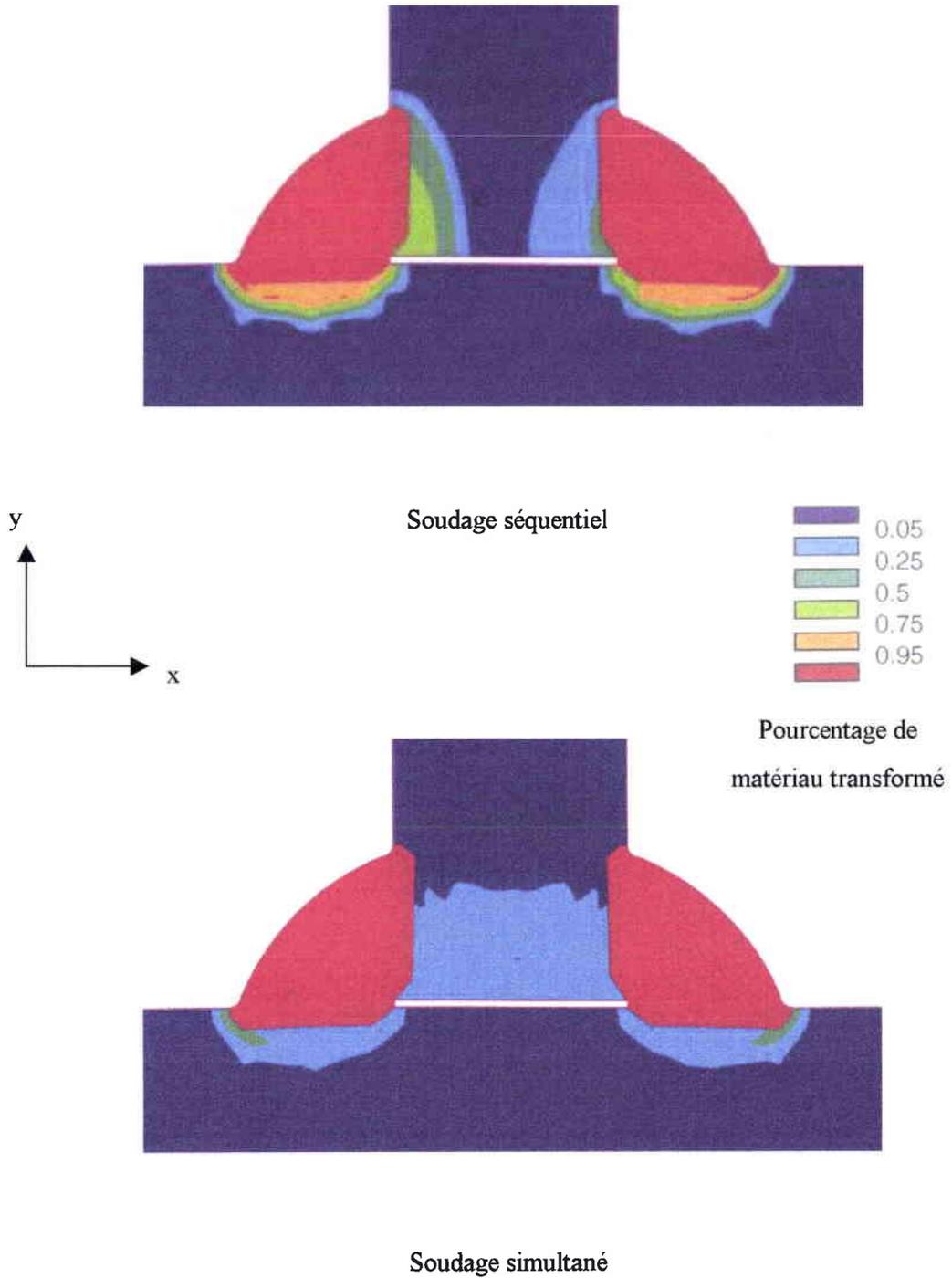
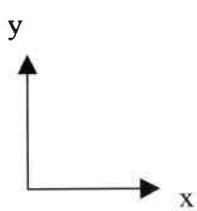
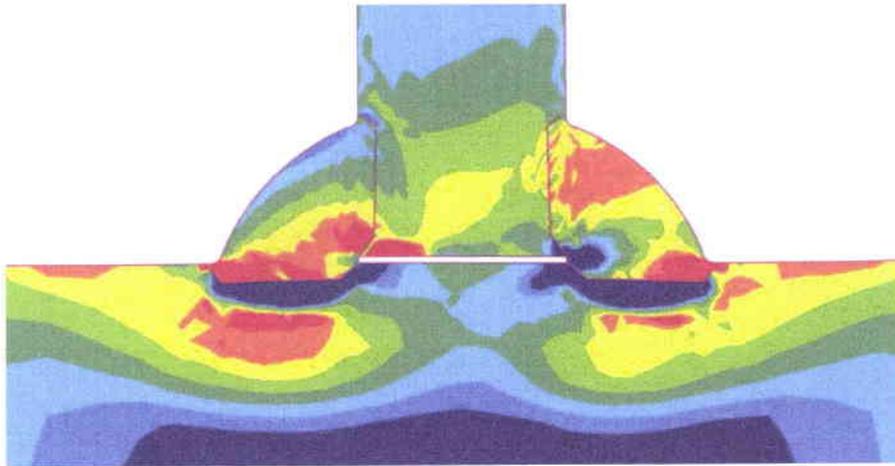


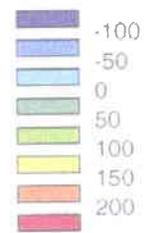
Planche 4.25 : Maillage global de l'assemblage 10/30 - Rayon 0.5 mm



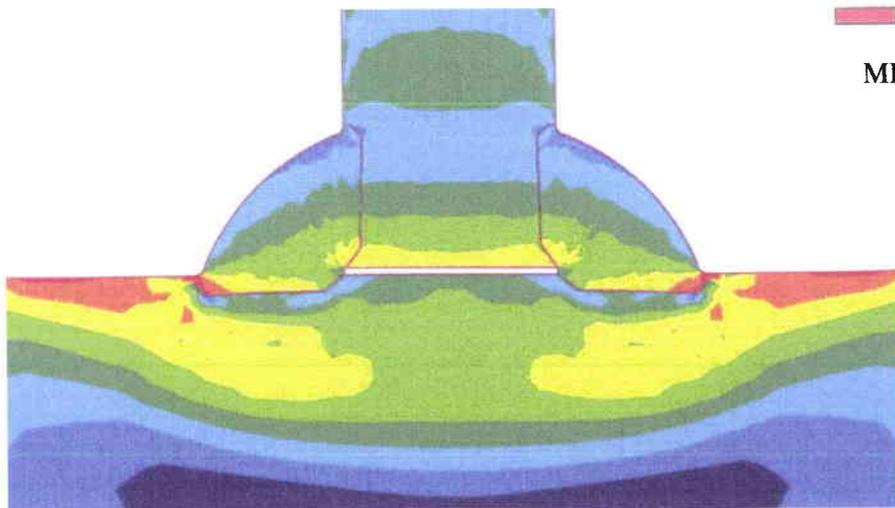
**Planche 4.26 : Pourcentage de matériau transformé en fin de soudage
Assemblage 10/30 - Rayon 0.5 mm - Libre**



Contraintes transversales (σ_{xx}), soudage séquentiel

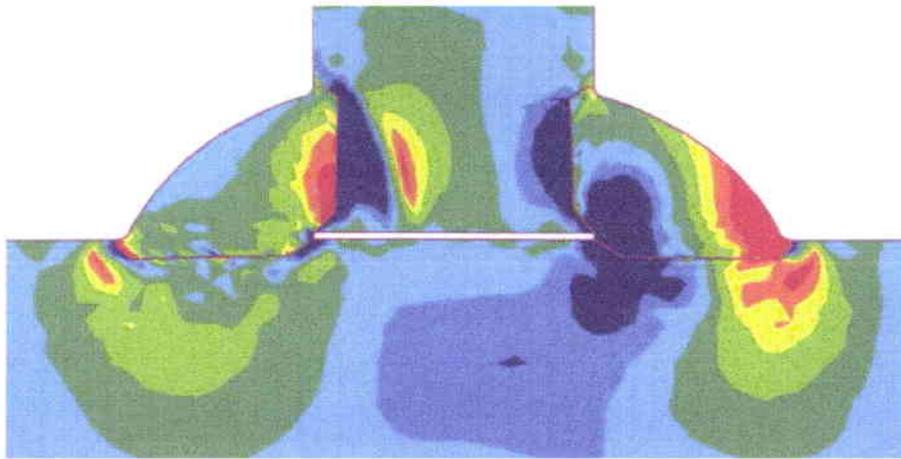


MPa

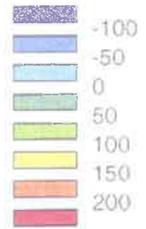
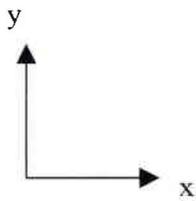


Contraintes transversales (σ_{xx}), soudage simultané

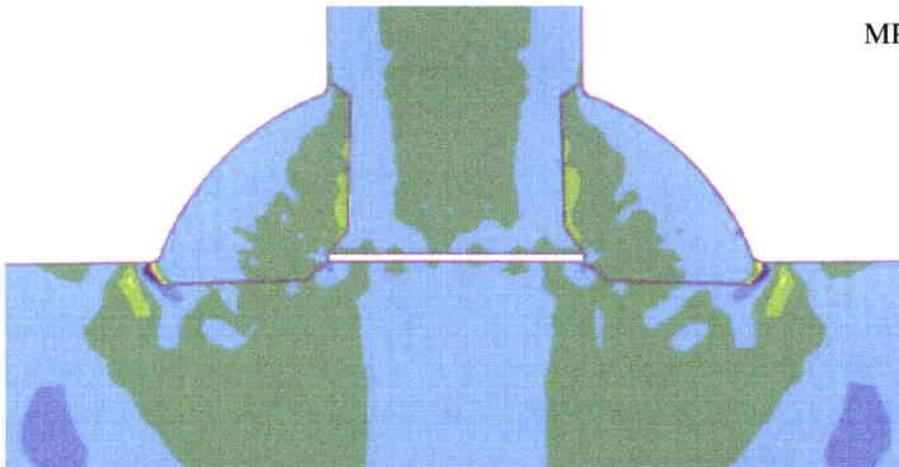
**Planche 4.27 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage 10/30 - Rayon 0.5 mm - Libre**



Contraintes transversales (σ_{yy}), soudage séquentiel

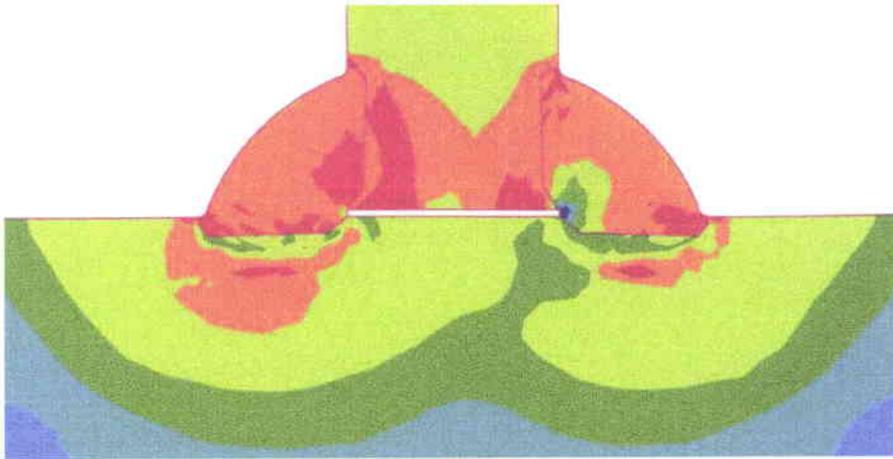
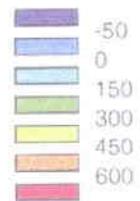
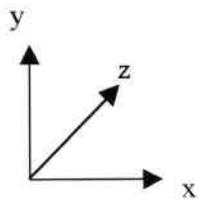


MPa

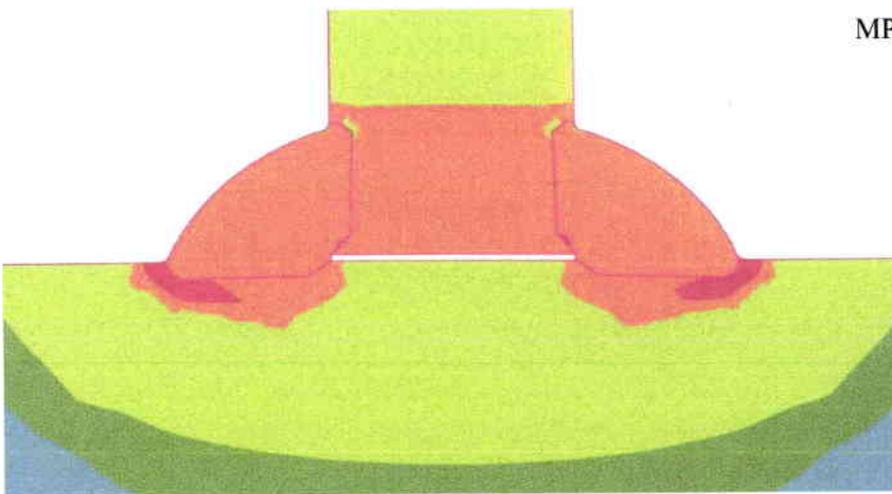


Contraintes transversales (σ_{yy}), soudage simultané

**Planche 4.28 : Contraintes transversales dans l'âme (σ_{yy})
Assemblage 10/30 - Rayon 0.5 mm - Libre**

Contraintes longitudinales (σ_{zz}), soudage séquentiel

MPa

Contraintes longitudinales (σ_{zz}), soudage simultané

**Planche 4.29 : Contraintes longitudinales dans l'assemblage (σ_{zz}),
Assemblage 10/30 - Rayon 0.5 mm – Libre**

5 Le soudage multipasse

5.1 Introduction

La suite de cette étude est consacrée aux assemblages soudés multipasse en trois passes de chaque côté de l'âme ainsi qu'aux assemblages soudés en six passes de chaque côté de l'âme. Nous augmentons ainsi, petit à petit, la hauteur de gorge pour compléter la première analyse réalisée sur les assemblages monopasse. Contrairement à ces assemblages monopasse, nous n'avons pas étudié l'influence du bridage sur le champ des contraintes résiduelles pour les assemblages multipasse. Nous nous sommes intéressés à l'auto-bridage de la semelle correspondant à une augmentation de son épaisseur et ce pour les deux types de soudages multipasse (trois et six passes). Le soudage est donc réalisé sans bridage extérieur de la semelle et avec une rotation libre de l'âme. Par ailleurs, pour compléter l'analyse des paramètres d'influence qui conditionnent l'état des contraintes résiduelles dans les assemblages soudés, nous avons étudié, pour le soudage réalisé en trois passes, l'influence de la séquence des passes sur le champ des contraintes résiduelles. Pour conclure la partie sur les applications numériques, nous avons étudié l'influence d'un traitement thermique de détensionnement sur un assemblage soudé en six passes.

Comme pour les assemblages précédents, nous avons utilisé et modélisé un assemblage de référence afin de vérifier et valider le modèle thermo-métallurgique et mécanique que nous utiliserons dans ce chapitre, et ce pour les deux séquences de soudage. Nous gardons le même procédé de soudage à l'électrode enrobée avec la même énergie de soudage.

5.2 Application au soudage en 3 passes [23]

5.2.1 Définition et réalisation de l'assemblage de référence

Il s'agit d'un assemblage d'angle dont la plaque rapportée (âme), de 20 mm d'épaisseur, est soudée en libre rotation sur la plaque continue (semelle), de 20 mm. La hauteur de l'âme est de 150 mm. La largeur de la semelle est de 300 mm et ne comporte aucun raidisseur. Les soudures de 400 mm de longueur, ont été réalisées en trois passes de chaque côté de l'âme, avec des énergies de soudage comprises entre 14 et 20 kJ/cm, selon le mode opératoire décrit figure 5.1. Ce type de soudage est un soudage équilibré multipasse. Les éprouvettes ont été détensionnées sous vide.

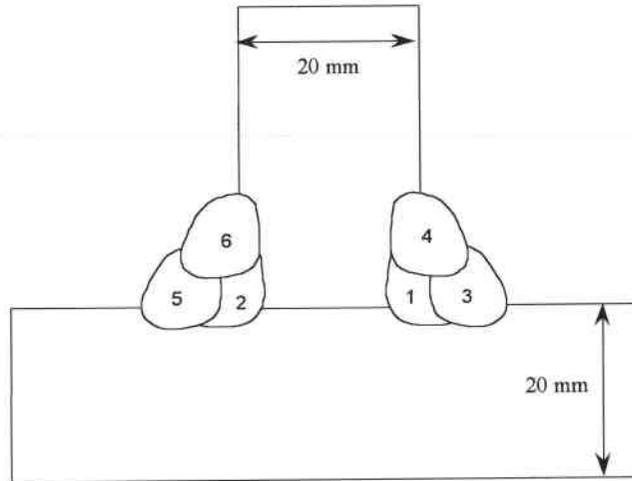


Figure 5.1 : Assemblage multipasse (3 passes) de référence

Les conditions de soudage sont identiques à celles du soudage monopasse. L'énergie moyenne de soudage est comprise entre 14 et 20 kJ/cm. Nous remarquerons la répartition du dépôt des passes de part et d'autre de l'âme qui établit une certaine symétrie. De ce fait, la température est redescendue à 20° C après les passes 1, 2, 4 et 6. Après les passes 3 et 5, la chute de température a été limitée à 50° C. Les hauteurs de gorge apparente obtenues, sont voisines de 8.7 mm (74% de plus que celle de l'assemblage monopasse). Les données étant semblables au calcul précédent (soudage monopasse), nous n'avons pas procédé à l'enregistrement de cycles thermiques au moyen de thermocouples. Il n'est prévu qu'une vérification au moyen de l'isotherme A1, révélé par la macrographie de l'assemblage.

De même que pour le premier calcul, le TR 800-500 des cycles thermiques produits dans la ZAT, est de l'ordre de 5 secondes. Dans ces conditions, la structure de la ZAT est fortement martensitique dans la semelle, tandis que celle de la zone fondue est totalement bainitique.

a) Discrétisation

La planche 5.1 montre la macrographie de la section de l'assemblage d'angle. Une attaque chimique de la surface polie permet de révéler les zones fondues ainsi que les zones affectées par la chaleur (ZAT), limitées par l'enveloppe maximum des isothermes à 720°C. A partir de ces données géométriques, nous avons discrétisé la structure en éléments finis de façon à représenter l'assemblage. Pour l'assemblage modélisé, la structure est discrétisée en 1265 éléments quadratiques, triangles et quadrangles. Le maillage de la structure est présenté sur la planche 5.2. Un agrandissement de la macrographie a permis de réaliser le maillage des cordons, tel qu'il est présenté planche 5.3. Les rayons de raccordement en pied de cordon n'ont pas été modélisés.

b) Modélisation thermo-métallurgique

i) Modélisation thermique

Les paramètres t_1 et t_2 du modèle retenu, sont les suivants :

- ↳ Temps de montée de 20°C à 1500°C = 1 seconde.
- ↳ Temps de maintien du bain fondu à 1500°C = 6,5 secondes.

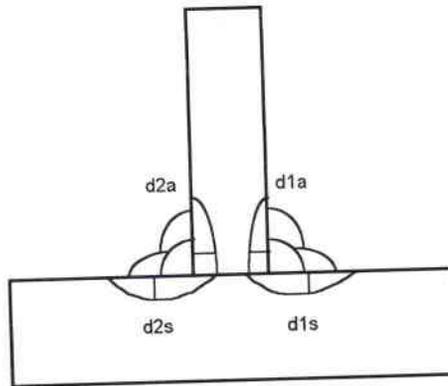
Ces paramètres sont identiques à ceux du soudage monopasse car nous nous trouvons dans les mêmes conditions de soudage.

N'ayant pas positionné de thermocouples pendant le soudage, nous avons calé l'apport de chaleur à l'aide des paramètres t_1 et t_2 de façon à obtenir une ZAT numérique égale à la ZAT expérimentale.

ii) Modélisation métallurgique

Le calcul métallurgique est par conséquent validé par la taille et forme de la zone affectée par la chaleur, issue de l'expérimentation et du calcul. Comme il a été précisé dans le paragraphe 3.1, les transformations au refroidissement sont pour le métal d'apport, bainitique et pour le métal de base, bainitique et martensitique. Ceci est valable aussi pour le soudage multipasse réalisé en six passes.

Le schéma suivant présente les lieux de comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques, pour la taille de la ZAT.



Les résultats du calage sont comparés aux résultats expérimentaux dans les tableaux suivants :

Profondeur maximale de la ZAT dans la semelle :

	<i>Expérimentale</i>	<i>Numérique</i>
<i>Côté 1 (d1s)</i>	2.3 mm	2.4 mm
<i>Côté 2 (d2s)</i>	2.5 mm	2.4 mm

Profondeur maximale de la ZAT dans l'âme :

	<i>Expérimentale</i>	<i>Numérique</i>
<i>Côté 1 (d1a)</i>	3.9 mm	4.2 mm
<i>Côté 2 (d2a)</i>	3.9 mm	4.2 mm

La planche 5.4 visualise les ZAT expérimentales, révélées par attaque chimique des surfaces polies et numériques issues de la modélisation. Nous remarquons une différence dans la forme des ZAT au niveau de la racine, qui tient au fait que pour le calcul, il n'y a aucun échange thermique entre l'âme et la semelle, tandis que la réalité de l'assemblage, montrée par la macrographie, a donné lieu à un contact assez franc qui est à l'origine de la continuité de l'isotherme A1. Nous rappelons que le rouge représente plus de 95% de matériau transformé aussi bien pour le métal de base (martensite) que pour le métal d'apport (bainite). Nous notons une symétrie dans les taille et forme de la ZAT contrairement aux assemblages monopasse où il y a une dissymétrie de la ZAT due à la séquence de soudage.

La comparaison des ZAT expérimentale et numérique est correcte comme pour les assemblages monopasse. Nous avons ainsi vérifié notre modèle thermo-métallurgique.

c) Modélisation mécanique

Le calcul des contraintes résiduelles, se fait dans l'hypothèse bidimensionnelle en déformations planes généralisées comme pour les modélisations précédentes. Pour le calcul mécanique, les conditions aux limites ont été de bloquer un nœud de la semelle suivant les deux directions x et y, repéré 1 et un autre nœud suivant la direction y, repéré 2. Ces nœuds sont présentés sur la planche 5.2.

La planche 5.5 montre la déformée de l'assemblage d'angle (20/20 - semelle libre), après les trois premiers dépôts et à la fin du cycle de soudage (l'amplification des déformations affichée sur le dessin est de 8). Dans un premier temps, l'âme s'incline vers la semelle du côté du premier dépôt. Puis à la fin du soudage, l'âme se redresse à la verticale. Nous pouvons noter une flexion progressive de la semelle liée aux passes successives du soudage. Cela est dû au fait que la semelle n'est bridée par aucun raidisseur. C'est l'effet de pliage connu des soudeurs.

i) Résultats du calcul mécanique

Tout comme le soudage monopasse, les contraintes transversales dans la semelle sont représentées par les isovaleurs de la contrainte σ_{xx} , les contraintes transversales dans l'âme par les isovaleurs de la contrainte σ_{yy} et les contraintes longitudinales par les isovaleurs de la contrainte σ_{zz} . Par la suite, nous dépouillerons les résultats en contraintes principales comme pour le chapitre précédent.

La planche 5.6 représente la distribution des contraintes résiduelles σ_{xx} après les trois premières passes. La planche 5.7 montre la même distribution de ces contraintes après les trois dernières passes. Par rapport au soudage monopasse, nous constatons une augmentation des contraintes σ_{xx} en pied de cordon sur la semelle de part et d'autre de la soudure. Nous obtenons des contraintes de compression sous cordon dès le premier dépôt. Ces contraintes de compression, sous les deux cordons, sont présentes tout au long du soudage et gardent la même intensité. Sous ces zones de compression, nous observons de faibles zones de traction dans la semelle. Nous notons que ces zones se déplacent pendant la séquence de soudage. Celle située sous le premier cordon (premier dépôt) se déplace vers l'extérieur de la soudure lors du soudage du troisième dépôt, ne bougeant plus à partir du quatrième dépôt. Il en est de même pour la zone de traction apparue lors du soudage du deuxième dépôt qui se déplace vers l'extérieur lors du soudage du cinquième dépôt et qui se situe au même endroit à la

fin du soudage. Dès le premier dépôt, une zone de compression apparaît dans la semelle. Elle augmente en intensité et en taille au fur et à mesure du soudage jusqu'à prendre sa forme finale dans le dernier dépôt. A la fin de la deuxième passe, nous retrouvons bien les résultats obtenus dans le chapitre précédent, notamment le fait que la racine du premier dépôt est en compression alors que la racine du deuxième dépôt est en traction. Après la sixième passe du soudage, nous trouvons un certain équilibre ou symétrie des contraintes présentes de chaque côté de la racine de la soudure car ces côtés sont tous les deux en compression. Cet équilibre est en rapport avec le mode opératoire de soudage qui comporte une alternance de côté dans l'ordre de dépôt des passes.

Nous n'avons pas présenté l'évolution des contraintes σ_{yy} pendant la séquence de soudage car cette évolution est peu importante. Néanmoins, la planche 5.8 présente ces contraintes ainsi que les contraintes σ_{zz} en fin de soudage. Pour les contraintes σ_{yy} , nous notons la présence de contraintes de compression au niveau des rayons de raccordement sur l'âme. Nous remarquons, comme pour les contraintes σ_{xx} , la présence de zones de compression sous cordon (dues à la présence de martensite) et de zones de traction sous ces zones de compression (effet de l'auto-équilibrage des contraintes internes). Quant aux contraintes σ_{zz} , elles sont très élevées du fait de l'hypothèse bidimensionnelle qui est faite pour le calcul.

Remarque : La symétrie observée pour les contraintes σ_{xx} , reste valable pour les contraintes σ_{yy} et σ_{zz} .

Observations : Compte tenu des inerties des plaques soudées, notamment la semelle, l'auto-bridage de l'assemblage induit à la fin du soudage, des contraintes résiduelles σ_{xx} importantes en zones 1 et 4 du cordon. Elles sont par contre faibles en zones 2 et 5 (elles sont de compression) ainsi qu'à la racine (zones 3 et 6) où elles sont nulles. Globalement, nous observons une symétrie des contraintes résiduelles transversales, contrairement au soudage monopasse.

ii) Comparaison entre les mesures de contraintes résiduelles et les modèles numériques

Nous avons aussi réalisé une comparaison des mesures de contraintes résiduelles et des calculs numériques. La fenêtre de mesure est un rectangle de longueur 4 mm (parallèle au cordon) et de largeur 2 mm (perpendiculaire au cordon). La filiation a été effectuée au pas de 1 mm en partant du raccordement. Le profil des contraintes résiduelles transversales et longitudinales, en surface, calculées et mesurées, est présenté respectivement, sur les figures 5.2 et 5.3.

La figure 5.2 présente le profil des contraintes résiduelles transversales en surface, calculées et mesurées.

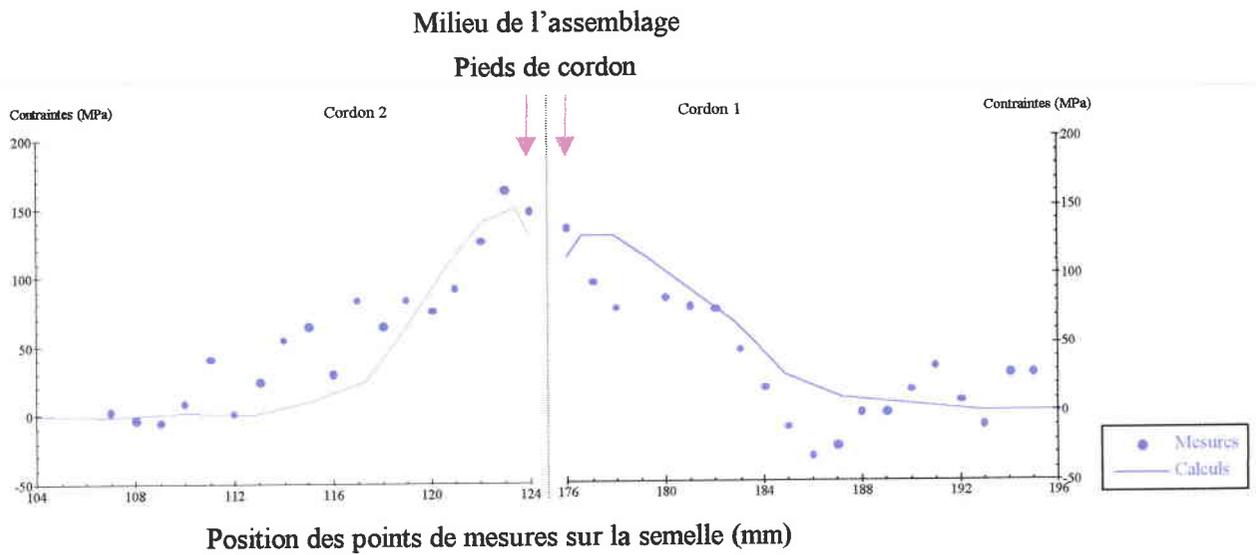


Figure 5.2 : Profil des contraintes transversales - Assemblage multipasse 20/20 (3 passes)

La distribution des contraintes mesurées, prises à partir de 2 mm du pied de cordon (lié à des problèmes d'accessibilité), est retrouvée par le calcul.

Pour les contraintes résiduelles longitudinales, leur profil est présenté sur la figure 5.3.

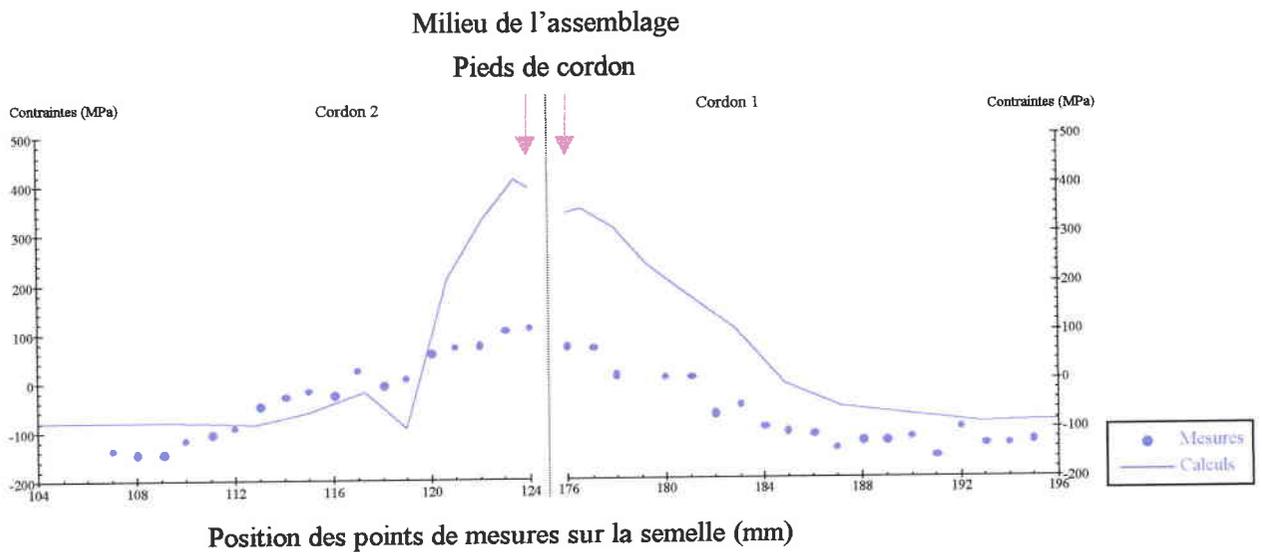


Figure 5.3 : Profil des contraintes longitudinales - Assemblage multipasse 20/20 (3 passes)

Nous retrouvons le même profil d'évolution des contraintes longitudinales entre les mesures et les calculs. Cependant, les calculs surestiment les mesures. En effet, le modèle numérique a été réalisé en hypothèse bidimensionnelle qui, par conséquent, surestime les mesures effectuées sur l'assemblage réel.

Observations : Les travaux réalisés pour le soudage monopasse nous avaient montré qu'il fallait détensionner les tôles avant soudage (chapitre 4.2.4). Pour le soudage multipasse, nous avons donc détensionnés les tôles et nous obtenons ainsi une bonne corrélation des mesures et des modèles numériques.

5.2.2 Influence de l'épaisseur de la semelle

Dans ce deuxième type d'assemblage, nous nous sommes attachés à étudier l'influence de l'épaisseur de la semelle sur le niveau des contraintes résiduelles.

Nous avons alors modélisé deux types d'assemblages : 20/20 et 20/40 ayant, tous deux, une semelle libre en déplacement durant le soudage. Pour ces calculs, la dimension de la zone fondue reste la même. La planche 5.9 montre le maillage de ces assemblages. Les deux assemblages sont représentés à l'aide d'un maillage unique. Nous attribuons des caractéristiques mécaniques "nulles" aux éléments non utilisés lors du calcul 20/20. Le maillage de l'assemblage ayant une épaisseur de semelle de 40 mm, comprend 1369 mailles et 4149 nœuds.

La planche 5.10 présente l'évolution des contraintes transversales σ_{xx} dans la semelle des deux assemblages à la fin du soudage. En ce qui concerne les zones de traction en pied de cordon sur la semelle (zones 1 et 4), elles augmentent en taille lorsque l'épaisseur de la semelle s'accroît. Quant à la racine de l'assemblage (zones 3 et 6), nous ne constatons guère d'évolution. Nous retrouvons bien les zones de compression sous cordons (de même forme et de même intensité pour les deux assemblages et due à la présence de martensite) ainsi que les zones de traction juste sous ces zones de compression (l'intensité ainsi que la forme de ces zones augmentent en même temps que l'épaisseur de la semelle). Nous obtenons une zone de compression à cœur de la semelle pour les deux assemblages.

Nous n'avons pas présenté les isovaleurs σ_{yy} car l'épaisseur a très peu d'influence sur cette contrainte.

La planche 5.11 présente l'évolution des contraintes longitudinales σ_{zz} dans la semelle des deux assemblages à la fin du soudage. Nous observons une légère augmentation des contraintes résiduelles dans la semelle, sous les cordons. L'augmentation de l'épaisseur introduit une zone de compression dans la semelle nettement visible pour l'assemblage 20/40.

L'analyse de l'évolution des contraintes dans les six zones caractéristiques, en terme de contrainte principale (perpendiculaire au chemin de fissuration en fatigue), est présentée à la figure 5.4.

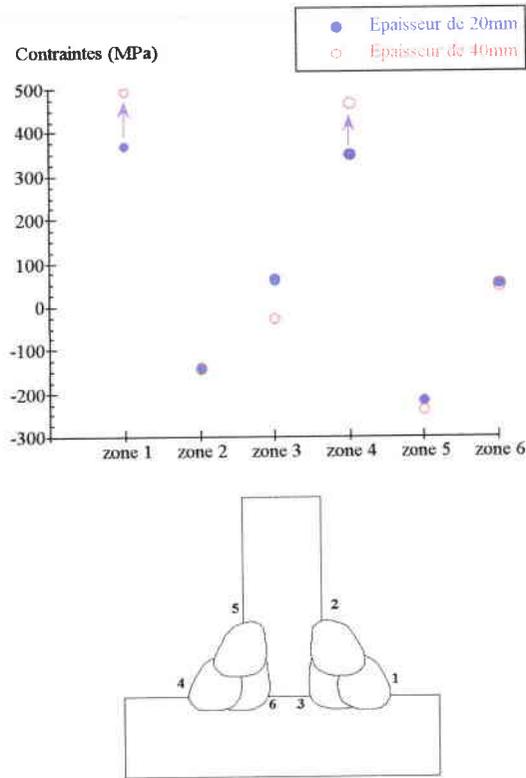


Figure 5.4 : Contraintes principales pour l'influence de l'épaisseur
Assemblages 20/20 et 20/40 multipasse (3 passes)

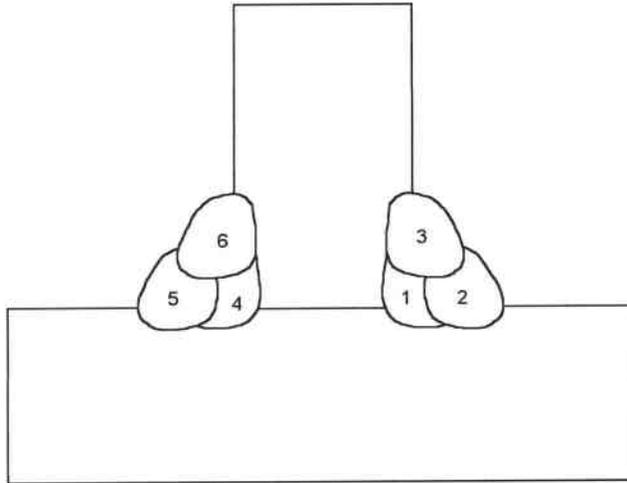
L'évolution la plus nette concerne les zones 1 et 4 en forte traction, ailleurs l'évolution est nulle ou sans conséquence. Les contraintes sont faibles pour les zones 3 et 6 et sont même de compression pour les zones 2 et 5. Nous retrouvons bien la symétrie des contraintes résiduelles.

Observations : Tout comme pour le soudage monopasse, le fait d'augmenter l'épaisseur de la semelle revient à accroître le champ de contraintes résiduelles en pied de cordon sur la semelle. Il semble cependant qu'au delà de 30 mm, nous obtenons un effet asymptotique de l'épaisseur sur l'augmentation du niveau des contraintes résiduelles.

5.2.3 Influence de la séquence de soudage

Afin de clore le paragraphe sur le soudage multipasse réalisé en six dépôts, nous avons étudié l'influence de la séquence de soudage. Nous avons modélisé un assemblage ayant une épaisseur d'âme et de semelle identique et égale à 20 mm. Le soudage a été réalisé sans bridage extérieur de la semelle.

La séquence de soudage choisie est déséquilibrée et est représentée sur le schéma ci-dessous :



Nous déposons les passes avec la même énergie de soudage que pour les cas précédents.

La planche 5.12 présente les résultats du calcul thermo-métallurgique pour cette modélisation ainsi que pour la simulation numérique de l'assemblage ayant les mêmes dimensions mais réalisé avec un soudage équilibré (paragraphe 4.3.7). Sur cette planche, est présentée la proportion de matériau transformé après le soudage pour les deux modélisations :

- Bainite pour la zone fondue,
- Martensite pour le métal de base.

Nous nous apercevons que dans les deux cas, il y a un faible pourcentage de martensite sous cordon dans la semelle. Les résultats sont identiques pour les deux simulations numériques.

La planche 5.13 présente les contraintes transversales dans la semelle σ_{xx} pour les deux modélisations. Contrairement au soudage équilibré, nous observons une dissymétrie des contraintes transversales dans la semelle pour la nouvelle séquence de soudage (déséquilibrée). Les pieds de cordons sur la semelle sont en traction pour les deux modélisations. Toutefois, la traction de la zone 1 est plus étendue que celle de la zone 4 pour la simulation numérique de la nouvelle séquence de soudage. Ce phénomène est dû à la séquence de soudage utilisé : soudage d'un côté complet puis de l'autre. Nous remarquons des zones de compression dans les deux cas présentés, dues à la présence de martensite apparue après refroidissement. Il existe cependant, une grande différence des résultats à la racine de l'assemblage.

Observations : Les modélisations successives nous permettent de montrer que l'état des contraintes résiduelles transversales à la racine de la soudure, est :

- en compression pour le soudage équilibré multipasse,
- dissymétrique pour le soudage déséquilibré multipasse : compression du côté des trois premiers dépôts et traction du côté des trois derniers dépôts (identique au soudage monopasse).

La planche 5.14 présente les contraintes transversales dans l'âme σ_{yy} pour les deux modélisations. La dissymétrie observée pour les contraintes σ_{xx} est plus visible dans le cas des contraintes transversales dans l'âme. Nous observons des zones de compression dans les deux cas dues à la présence de martensite au refroidissement, comme précédemment. Nous constatons que la racine présente le même phénomène que pour les contraintes σ_{xx} dans le cas du soudage déséquilibré, c'est à dire une dissymétrie des résultats. Toutefois les zones de compression et de traction sont plus étendues dans le cas du soudage équilibré.

La planche 5.15 présente les contraintes longitudinales σ_{zz} pour les deux modélisations. La dissymétrie des contraintes est toujours visible comme pour les deux autres contraintes. Nous notons toutefois peu de différence au niveau des résultats entre les deux modélisations.

Afin d'étudier plus en détail les résultats dans les zones proches des cordons de soudure, nous avons dépouiller les résultats en contraintes principales. La figure 5.5 présente les résultats pour les deux cas de soudage, dans les zones habituellement étudiées.

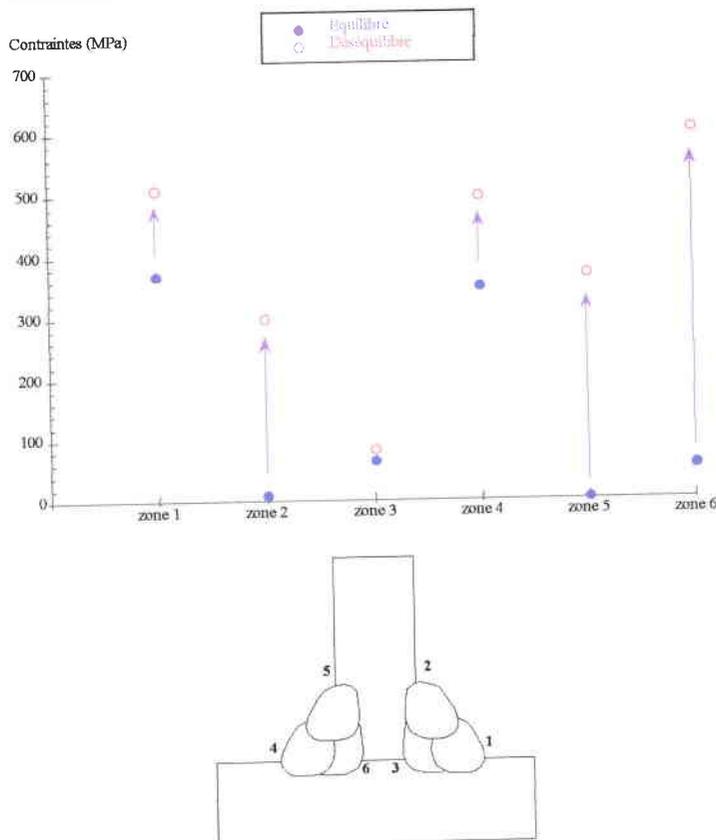


Figure 5.5 : Contraintes principales pour les deux types de soudage multipasse
Assemblage multipasse 20/20 (3 passes)

De manière générale, le soudage déséquilibré crée un champ de contraintes résiduelles plus élevé que le soudage équilibré :

- ↪ en zones 1 et 4 : + 45% en moyenne (exemple dans la zone 1 : de 360 MPa à 520 MPa),
- ↪ en zones 2 et 5 : passage de contraintes nulles à + 300 MPa en zone 2 et +350 MPa en zone 5,
- ↪ zone 6 : de 50 MPa à 600 MPa.

Seule la zone 3 ne voit pas d'évolution de son champ de contraintes résiduelles.

Observations : Cette application nous montre que la séquence de soudage spécifique (trois passes de chaque côté), produit une augmentation du niveau des contraintes résiduelles par rapport à la séquence séquentielle initiale (utilisée habituellement dans l'industrie). Lorsque nous avons étudié le cas du soudage monopasse séquentiel et simultané, l'inverse s'était produit. En effet, dans le cas du soudage monopasse simultané, l'énergie apportée est plus importante que dans le cas du soudage monopasse séquentiel. Nous pouvons en déduire les égalités suivantes au niveau du procédé de soudage employé :

- ↪ *Un soudage monopasse simultané est équivalent à un soudage multipasse séquentiel dans la symétrie du champ des contraintes résiduelles,*
- ↪ *Un soudage monopasse séquentiel est équivalent à un soudage multipasse asymétrique (nous soudons tout le cordon d'un côté puis de l'autre côté).*

Un programme expérimental en fatigue pourrait valider ces conclusions.

5.3 Application au soudage en 6 passes [24]

Pour terminer les champs d'application industriels de la chaudronnerie et construction métallique, nous poursuivons cette étude vers les fortes épaisseurs de soudure pour quasi atteindre les applications de type mécano-soudage lourd, voire appareils à pression puisque nous modélisons le soudage séquentiel de tôles d'épaisseur 20/30 et 20/60 en 12 passes.

Pour cette application spécifique, nous modélisons l'influence d'un traitement thermique de détensionnement, pratique courante pour ces fortes épaisseurs soudées.

5.3.1 Définition et réalisation de l'assemblage de référence

Il s'agit d'un assemblage d'angle dont la plaque rapportée (âme), de 20 mm d'épaisseur, est soudée en libre rotation sur la plaque continue (semelle) de 30 mm. L'âme de l'assemblage a une hauteur de 150 mm et une semelle de 300 mm de large qui ne comporte aucun raidisseur. Les soudures de 400 mm de longueur, ont été réalisées en six passes de chaque côté de l'âme, avec des énergies de soudage comprises entre 12,7 et 16,4 kJ/cm, selon le mode opératoire décrit sur la figure 5.6. Les éprouvettes ont été détensionnées sous vide (à 580°C pendant 2 heures)

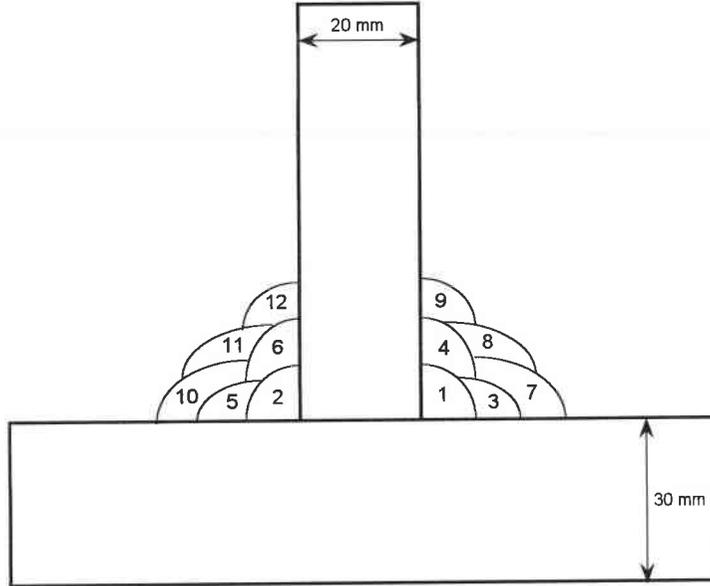


Figure 5.6 : Assemblage multipasse (6 passes) de référence

Les passes n° 1, 2, 3, 5, 7 et 10 ont été soudées sans préchauffage. La température de 50°C a été établie entre les passes 3 - 4, 5 - 6, 7 - 8 - 9 et 10 - 11 - 12. Il y a donc eu un refroidissement complet après les passes n° 1, 2, 4, 6, 9 et 12. Globalement, nous pouvons dire que le soudage multipasse en six passes, a été réalisé en régime froid. Les énergies de soudage employées sont présentées dans le tableau suivant :

Passé	Intensité (A)	Tension (V)	Energie (kJ/cm)
1	150	23.5	16.4
2		23.5	15.8
3		23.5	12.5
4		23.5	12.5
5		23	12.4
6		23	14.2
7		23	13.4
8		23	14.6
9		23	15.7
10		23	12.7
11		23	12.7
12		23	14.6

Comme pour le soudage en trois passes (paragraphe 5.2), la répartition du dépôt des passes établit une certaine symétrie. Les hauteurs de gorge apparente obtenues, sont voisines de 11 mm. Les données étant semblables aux calculs précédents, nous n'avons pas procédé à l'enregistrement de cycles thermiques au moyen de thermocouples. Il n'est prévu qu'une vérification au moyen de l'isotherme A1, visible sur la macrographie de l'assemblage.

De même que précédemment (soudage réalisé en trois passes et soudage monopasse), le TR 800-500 des cycles thermiques produits dans la ZAT, est de l'ordre de 5 secondes. Dans ces conditions, la structure de la ZAT est fortement martensitique dans la semelle, tandis que celle de la zone fondue est totalement bainitique.

a) Discrétisation

La planche 5.16 montre la macrographie de la section de l'assemblage d'angle. A partir de ces données géométriques, nous avons discrétisé la structure en éléments finis (maillage) de façon à représenter l'assemblage. Pour l'assemblage étudié, la structure est discrétisée en 2016 éléments quadratiques, triangles et quadrangles. Le maillage de la structure est présenté sur la planche 5.17. Un agrandissement de la macrographie a permis de réaliser le maillage des cordons, tel qu'il est présenté planche 5.18. Les rayons de raccordement en pied de cordon n'ont pas été modélisés.

b) Modélisation thermo-métallurgique

i) Modélisation thermique

Les paramètres t_1 et t_2 du modèle retenu, sont les suivants :

- ↳ Temps de montée de 20°C à 1500°C = 1 seconde.
- ↳ Temps de maintien du bain fondu à 1500°C = 6,5 secondes.

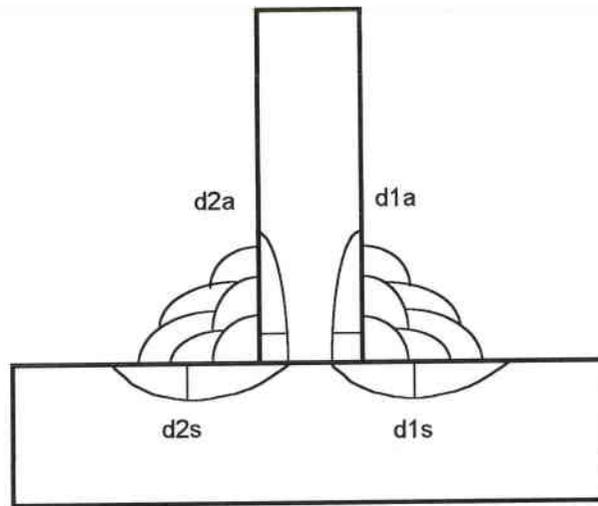
Ils sont identiques aux paramètres du soudage monopasse (chapitre 4) et du soudage trois passes (paragraphe 5.2).

De même que pour le soudage réalisé en trois passes, aucune température n'a été relevée pendant le soudage. Nous avons calé dans cette étude l'apport de chaleur à l'aide des paramètres t_1 et t_2 de façon à obtenir une ZAT numérique égale à la ZAT expérimentale.

ii) Modélisation métallurgique

Le calcul métallurgique est par conséquent validé par la taille et forme de la zone affectée par la chaleur, issue de l'expérimentation et du calcul. La structure métallurgique des deux matériaux est rappelée dans le paragraphe 5.2.1.

Le schéma suivant présente les lieux de comparaison entre les résultats expérimentaux et numériques, pour la taille de la ZAT.



Les résultats du calage sont comparés aux résultats expérimentaux dans les tableaux suivants:

Profondeur maximale de la ZAT dans la semelle :

	<i>Expérimentale</i>	<i>Numérique</i>
<i>Côté 1 (d1s)</i>	3,2 mm	3,2 mm
<i>Côté 2 (d2s)</i>	3,2 mm	3,2 mm

Profondeur maximale de la ZAT dans l'âme :

	<i>Expérimentale</i>	<i>Numérique</i>
<i>Côté 1 (d1a)</i>	2,75 mm	2,8 mm
<i>Côté 2 (d2a)</i>	2,75 mm	2,8 mm

La planche 5.19 visualise les ZAT expérimentales, révélées par attaque chimique des surfaces polies et numériques issues de la modélisation. Nous constatons une différence dans la forme des ZAT au niveau de la racine, qui tient au fait que pour le calcul, il n'y a aucun échange thermique entre l'âme et la semelle, tandis que la réalité de l'assemblage, montrée par la macrographie, a donné lieu à un contact qui est à l'origine de la continuité de l'isotherme A1. Nous avons conservé les deux types de représentation métallurgique des soudages précédents.

Comme nous l'avons constaté dans les modélisations précédentes, la comparaison des ZAT expérimentale et numérique est correcte.

c) Modélisation mécanique

Le calcul des contraintes thermoplastiques se fait dans l'hypothèse bidimensionnelle en déformations planes généralisées. Pour le calcul mécanique, les conditions aux limites ont été de bloquer un nœud de la semelle suivant les deux directions x et y , repéré 1 et un autre nœud suivant la direction y , repéré 2. Ces nœuds sont présentés sur la planche 5.17.

La planche 5.20 montre la déformée de l'assemblage d'angle, après les six premiers dépôts et à la fin du cycle de soudage (l'amplification de déformation affichée sur le dessin, est de 4). Après les six premiers dépôts, l'âme s'incline vers du côté du premier dépôt comme pour les soudage précédents. A la fin du cycle de soudage, l'âme de l'assemblage se redresse à la verticale. La déformation de l'âme est de plus en plus faible suivant que le nombre de passes augmente. Nous pouvons noter une flexion progressive de la semelle liée aux passes successives du soudage. Cela est dû au fait que la semelle n'est bridée par aucun raidisseur.

i) Résultats du calcul mécanique

Comme pour les cas de soudage étudiés auparavant, les contraintes transversales dans la semelle sont représentées par les isovaleurs de la contrainte σ_{xx} , les contraintes transversales dans l'âme par les isovaleurs de la contrainte σ_{yy} et les contraintes longitudinales par les isovaleurs de la contrainte σ_{zz} . Par la suite, nous dépouillerons les résultats en contraintes principales comme précédemment.

La planche 5.21 représente la distribution des contraintes résiduelles σ_{xx} après les trois premières passes. La planche 5.22 montre la même distribution de ces contraintes après les quatrième, cinquième et sixième passes. Puis, la planche 5.23 présente cette même distribution après la septième, huitième et neuvième passes. Et enfin, la planche 5.24 représente la distribution de ces contraintes résiduelles après les trois dernières passes du soudage. Nous constatons une augmentation des contraintes σ_{xx} en pied de cordon sur la semelle, ainsi que des contraintes de compression sous cordon, ceci tout au long du cycle de soudage. Les zones de traction, observées sous ces zones de compression, augmentent en intensité pendant le soudage. De plus, nous pouvons remarquer l'évolution de la zone de compression dans la semelle qui atteint sa taille maximale à la fin du soudage.

A la fin de la deuxième passe, nous retrouvons bien les résultats obtenus dans le soudage monopasse. C'est à dire que la racine du premier dépôt est en compression alors que la racine du second dépôt est en traction. Nous constatons qu'à la fin de la sixième passe, les deux extrémités de la racine de la soudure sont en compression, conformément aux résultats du soudage réalisé en trois passes. Cette situation est conservée jusqu'à la douzième passe. A l'issue de la simulation numérique des douze passes, la symétrie des zones de traction et de compression est complète des deux côtés de l'assemblage. Elle est en rapport avec le mode opératoire de soudage qui comporte des alternances de côté dans l'ordre de dépôt des passes.

L'état des contraintes dans les directions y et z n'est donné qu'en fin de soudage à la planche 5.25. Pour les contraintes σ_{yy} , les isovaleurs montrent des contraintes de compression aux rayons de raccords supérieurs, tandis que pour les contraintes longitudinales σ_{zz} , les isovaleurs montrent de fortes contraintes de traction dans toute l'étendue de la zone fondue et de la ZAT. Naturellement, les contraintes longitudinales sont surestimées du fait de l'hypothèse bidimensionnelle au départ du calcul.

En conclusion, à la fin du soudage, les contraintes résiduelles σ_{xx} sont fortes en zones 1 et 4, faiblement en compression en zones 2 et 5 et à la racine (zones 3 et 6), elles sont de compression.

ii) Comparaison entre les mesures de contraintes résiduelles et les modèles numériques

Des mesures ont été réalisées de la même façon que pour le soudage en trois passes, afin de les comparer aux résultats de la modélisation numérique.

Le profil des contraintes résiduelles transversales en surface, calculées et mesurées, est représenté sur la figure 5.7.

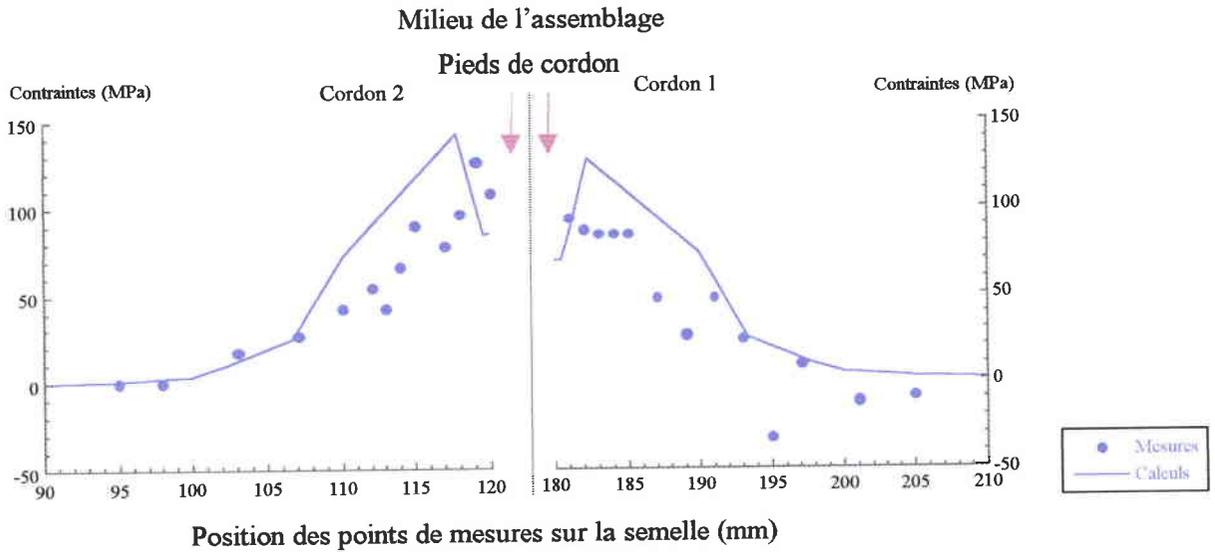


Figure 5.7 : Profil des contraintes transversales - Assemblage multipasse 20/30 (6 passes)

La distribution des contraintes mesurées est globalement retrouvée par le calcul.

Pour les contraintes résiduelles longitudinales, leur profil est présenté sur la figure 5.8.

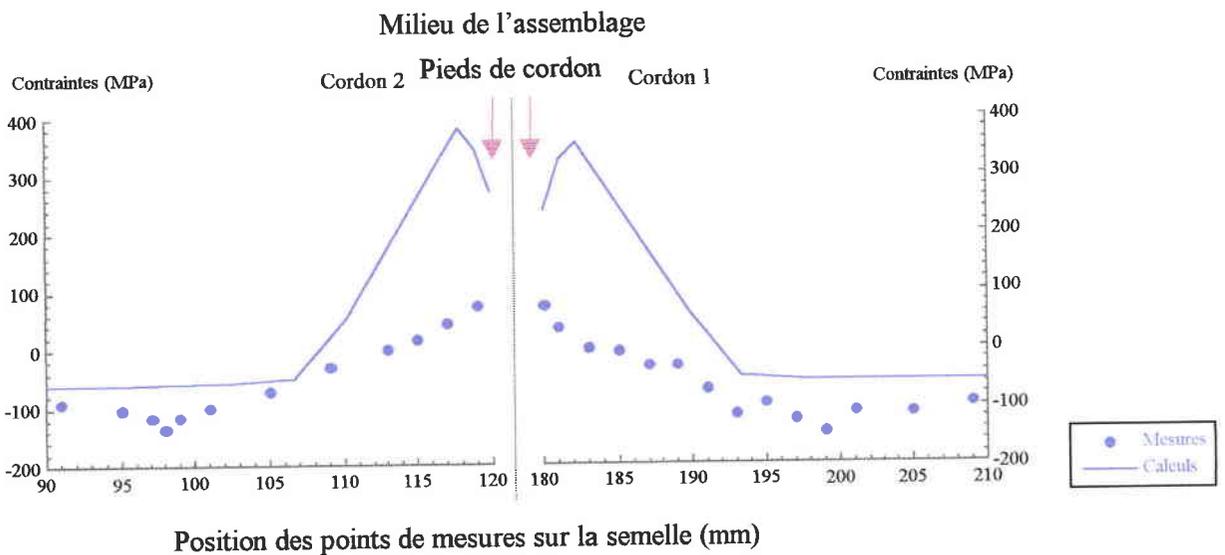


Figure 5.8 : Profil des contraintes longitudinales - Assemblage multipasse 20/30 (6 passes)

Nous retrouvons le même profil d'évolution des contraintes entre les mesures et les calculs. Cependant, les calculs surestiment les mesures. Comme pour les modélisations précédentes, le modèle numérique a été réalisé en hypothèse bidimensionnelle qui, par conséquent, surestime les mesures effectuées sur l'assemblage réel.

5.3.2 Influence de l'épaisseur de la semelle

Lors du soudage monopasse, nous avons étudié l'évolution des contraintes résiduelles selon l'épaisseur de la semelle et l'intensité du bridage de la semelle. Dans le soudage réalisé en trois passes, nous nous sommes attachés à étudier l'influence de l'épaisseur de la semelle sur le niveau des contraintes résiduelles. Cette fois encore, nous avons modélisé deux types d'assemblages : 20/30 et 20/60 ayant tous deux, une semelle libre en déplacement durant le soudage. Pour ces calculs, la dimension de la zone fondue reste la même. La planche 5.26 montre le maillage de ces assemblages. Les deux assemblages sont représentés à l'aide d'un maillage unique. Nous attribuons des caractéristiques mécaniques "nulles" aux éléments non utilisés lors du calcul de l'assemblage 20/30. Le maillage de l'assemblage ayant une épaisseur de semelle de 60 mm, comprend 2052 mailles et 6168 nœuds.

La planche 5.27 présente l'évolution des contraintes transversales σ_{xx} dans la semelle des deux assemblages à la fin du soudage. En ce qui concerne la zone de traction en pied de cordon sur la semelle (zones 1 et 4), elle augmente en taille lorsque l'épaisseur de la semelle s'accroît. Quant à la racine de l'assemblage (zones 3 et 6), nous ne constatons guère d'évolution. Nous notons l'apparition d'une large zone de traction en surface supérieure de la semelle à partir des rayons de raccordement ($>$ à 200 MPa). Elle est déjà présente pour un assemblage 20/30 mais possède un niveau de contrainte plus faible ($<$ à 150 MPa).

Nous n'avons pas étudié les isovaleurs σ_{yy} car l'épaisseur n'a pas d'influence sur cette contrainte.

La planche 5.28 présente l'évolution des contraintes longitudinales σ_{zz} dans la semelle des deux assemblages à la fin du soudage. Nous remarquons une augmentation des contraintes résiduelles sous cordon quand l'épaisseur de la semelle augmente. La zone de compression à cœur est présente dans les deux modélisations.

L'analyse de l'évolution des contraintes dans les six zones caractéristiques, en terme de contrainte principale perpendiculaire au chemin de fissuration en fatigue, est présentée à la figure 5.9.

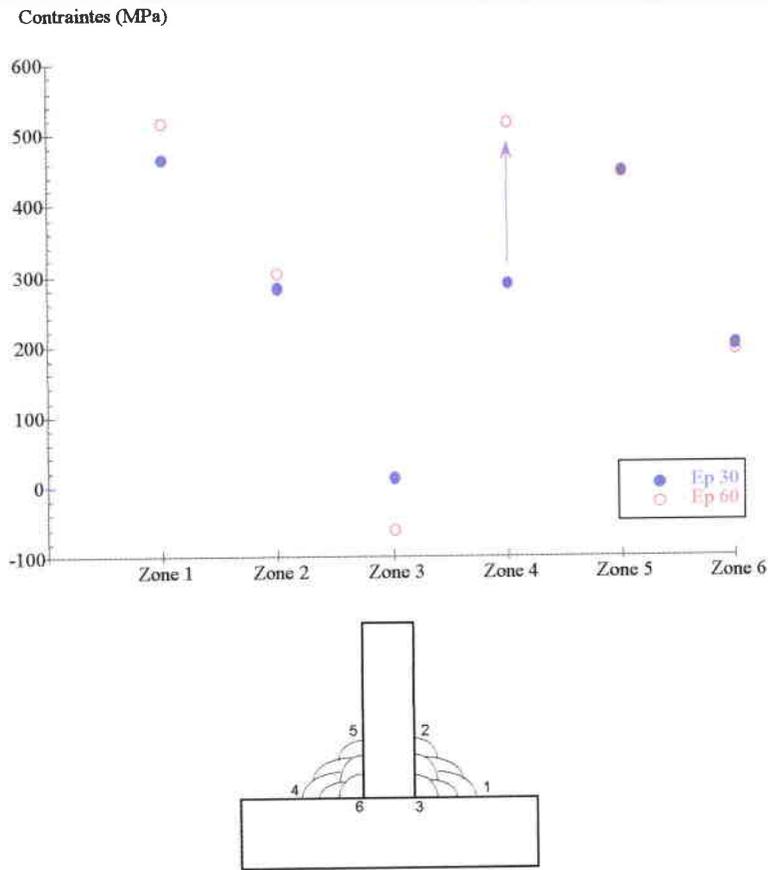


Figure 5.9 : Contraintes principales pour l'influence de l'épaisseur
Assemblages 20/30 et 20/60 multipasse (6 passes)

L'évolution la plus nette concerne les zones 1 et 4 en forte traction : de 460 à 520 MPa pour la zone 1 et de 280 à 520 MPa pour la zone 4. Ailleurs l'évolution est nulle ou sans conséquence. Les contraintes sont de traction pour les zones 2, 5 et 6. La zone 3 passe de valeur de compression à des valeurs de traction.

Observations : Tout comme pour la simulation du soudage multipasse réalisé en trois passes ou monopasse, l'augmentation de l'épaisseur de la semelle revient à augmenter le champ de contraintes résiduelles en pied de cordon sur la semelle.

Néanmoins, l'effet d'épaisseur tend à s'atténuer sur les plus fortes épaisseurs (> à 40 mm), comme le montre les figures 5.10 et 5.11 :

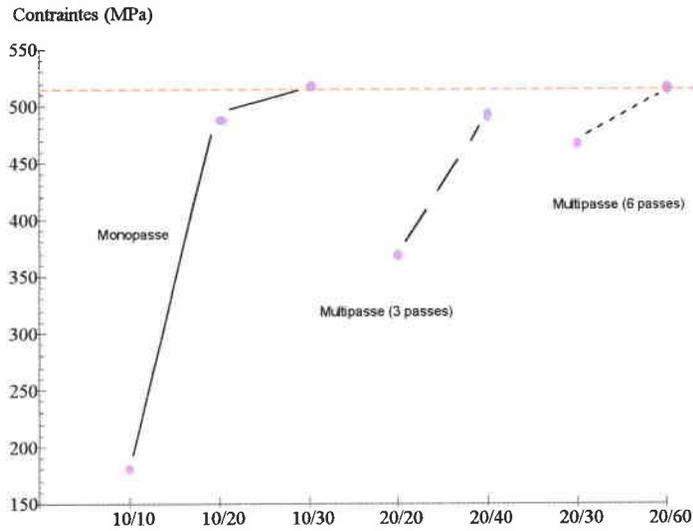


Figure 5.10 : Contrainte principale en zone 1 pour toutes les épaisseurs étudiées

Soit t , l'épaisseur de l'âme et T , l'épaisseur de la semelle :

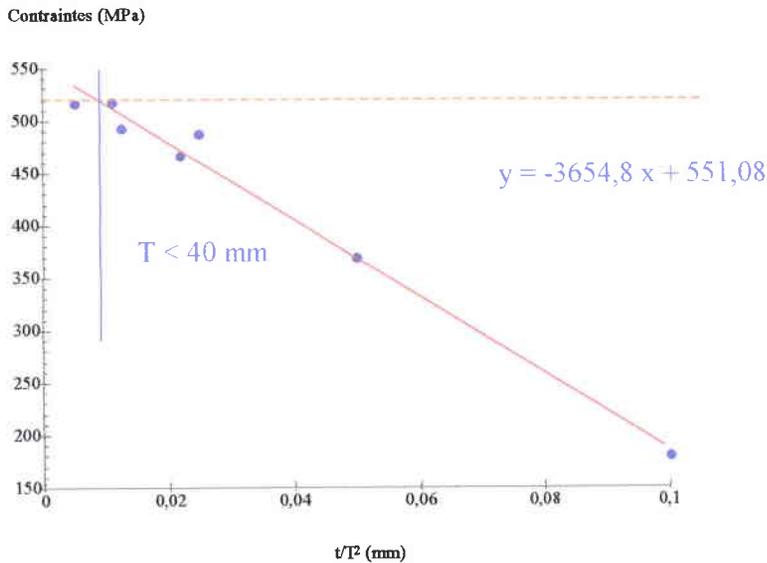


Figure 5.11 : Contrainte principale en zone 1 pour toutes les épaisseurs étudiées avec comme abscisse t/T^2

Ces figures rassemblent les différents cas présentés tout au long de cette étude. Elles regroupent les différentes épaisseurs étudiées ainsi que les trois types de soudage. Nous y trouvons les résultats en contrainte principale en zone 1 (pied de cordon sur la semelle du côté du premier dépôt) pour les assemblages suivants :

- ↪ Assemblage soudé librement en monopasse ayant une épaisseur de semelle de 10, 20 et 30 mm, avec un rayon de raccordement de 1 mm,
- ↪ Assemblage soudé en multipasse en trois passes, ayant une épaisseur de semelle de 20 et 40 mm,
- ↪ Assemblage soudé en multipasse en six passes, ayant une épaisseur de semelle de 30 et 60 mm,

Sur la figure 5.10, nous remarquons une forte influence de l'épaisseur sur la contrainte principale dans le cas du soudage monopasse pour le passage d'une semelle d'épaisseur 10 mm à 30 mm : de 180 MPa à 510 MPa. Cette dernière valeur correspond à la valeur de la limite d'élasticité de la zone fondue qui est de 511 MPa. Nous retrouvons cette influence pour les deux cas de soudage multipasse mais avec une intensité plus faible. Nous arrivons cependant dans tous les cas, à un résultat asymptotique équivalent à la vraie limite d'élasticité de la zone fondue à 20°C (paragraphe 3.2.3.b).

La figure 5.11 permet de mettre en évidence une relation de proportionnalité entre l'état des contraintes résiduelles et l'inertie des tôles assemblées qui est définie par le quotient t/T^2 . Au deçà de $t/T^2 = 0.02$ (assemblages 10/30, 20/40 et 20/60), l'état des contraintes résiduelles est limité par les propriétés mécaniques des matériaux (vraie limite d'élasticité de la zone fondue à 20°C – Paragraphe 3.2.3.b) comme le montre la figure 5.11.

5.3.3 Influence du traitement thermique de détensionnement

Pour le dernier cas des applications sur le soudage multipasse, nous avons étudié l'influence d'un traitement thermique de détensionnement sur un assemblage multipasse 20/30 soudé librement.

Nous n'avons pas pu caractériser la courbe de fluage de l'acier S355, c'est pourquoi nous utilisons des données de fluage d'un acier A533, provenant de la littérature et considéré comme le plus "proche" de l'acier S355. Cet exemple de simulation numérique est donné à titre qualitatif.

Nous avons utilisé les résultats de la modélisation de l'assemblage de référence (paragraphe 5.3.1). Après le soudage, nous avons appliqué un traitement thermique de détensionnement de la manière suivante :

- Une montée de 20 à 550°C en 50 secondes,
- Un maintien à 550°C pendant 4 heures,
- Un refroidissement jusqu'à 20°C en 10 heures.

Ce type de traitement thermique est couramment employé dans l'industrie métallurgique. Pendant le palier de maintien en température, nous avons donc utilisé des lois de comportements de fluage existantes pour un acier A533 [33]. A travers un modèle existant dans SYSWELD, nous avons modélisé le comportement viscoplastique des matériaux pendant le maintien en température.

Le modèle choisi est une loi de type Norton décrite ci-après:

$$\dot{\varepsilon} = K\sigma^n$$

Les coefficients K et n ont été déterminés à partir de [33] et valent :

$$K = 1.48 \cdot 10^{-10}$$

$$n = 2.9131$$

La planche 5.29 présente l'évolution des contraintes transversales σ_{xx} dans la semelle des deux assemblages à la fin du soudage et après le traitement thermique. Les contraintes résiduelles dans les cordons et dans l'âme, diminuent fortement et sont homogènes après détensionnement (50 MPa). Quant à la racine de l'assemblage (zones 3 et 6), nous ne constatons guère d'évolution. Nous avons toujours une forte zone en compression sous cordon dans la semelle. La large zone de traction en surface supérieure de la semelle à partir des rayons de raccordement ($>$ à 200 MPa), présente pour l'assemblage sans traitement thermique, n'est plus visible après détensionnement. Cette zone est alors homogène, générant des contraintes résiduelles de compression ($<$ à 50 MPa).

La planche 5.30 présente l'évolution des contraintes transversales σ_{yy} dans l'âme des deux assemblages à la fin du soudage et après le traitement thermique. Nous avons toujours une forte zone en compression sous cordon dans l'âme. Après détensionnement, les contraintes résiduelles sont homogènes, avec des valeurs faibles de traction (50 MPa). La zone de forte traction, observée dans l'âme sous cordon avant détensionnement, a disparu après le traitement thermique.

La planche 5.31 présente l'évolution des contraintes longitudinales σ_{zz} dans la semelle des deux assemblages à la fin du soudage et après le traitement thermique. Le traitement thermique affecte aussi beaucoup les contraintes résiduelles longitudinales, en les diminuant fortement, détensionnement quasi-total dans les cordons ainsi que dans l'assemblage lui-même, dans les zones proches de la ZAT. Ainsi, après le traitement thermique, nous observons des zones de traction seulement sous les différentes passes dans chaque cordon. Ailleurs, ce ne sont que des contraintes de compression.

L'analyse de l'évolution des contraintes dans les six zones caractéristiques, en terme de contrainte principale perpendiculaire au chemin de fissuration en fatigue, est présentée à la figure 5.12.

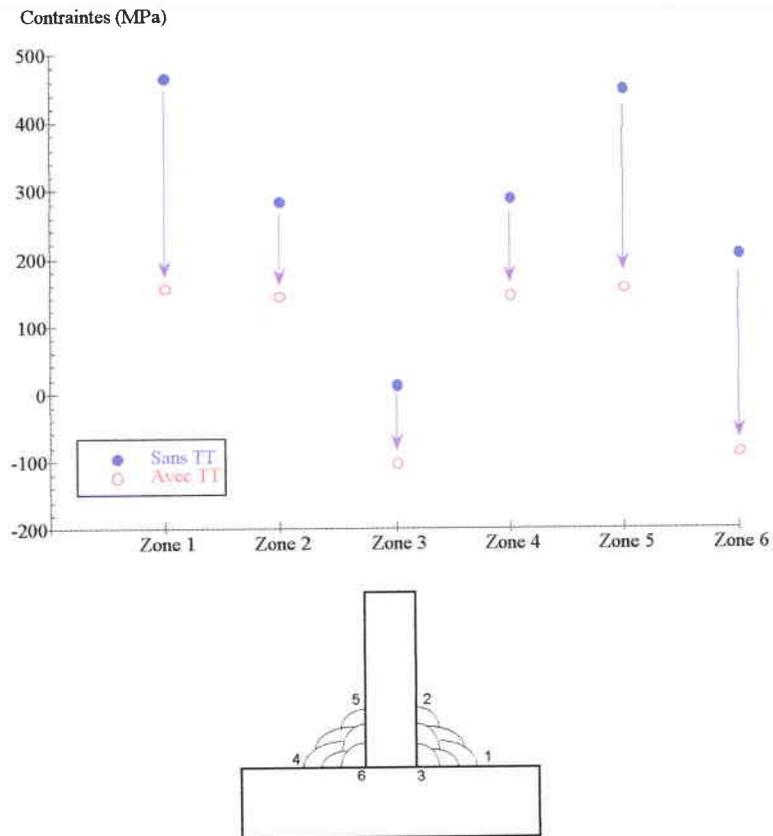


Figure 5.12 : Contraintes principales pour l'influence d'un traitement thermique de détensionnement - Assemblage multipasse 20/30 (6 passes)

Nous constatons que le traitement thermique a bien détensionné les contraintes résiduelles en les diminuant très fortement dans les six zones (de 50% à 80%). Les zones en pieds de cordon (sur la semelle et sur l'âme) ont toujours des contraintes de traction après le détensionnement. Nous remarquons qu'après détensionnement, ces zones ont des contraintes résiduelles homogènes avec des valeurs proches de 150 MPa. La racine des deux cordons prend des valeurs de compression de -100 MPa de chaque côté de l'âme.

Observations : Après l'application d'un traitement thermique de détensionnement, nous observons une très forte diminution des contraintes résiduelles dans l'assemblage. Nous obtenons alors des contraintes résiduelles homogènes :

- De traction dans les pieds de cordon (sur la semelle et sur l'âme) inférieure à 150 MPa,
- De compression à la racine de l'assemblage (non mesurable expérimentalement jusqu'à présent), inférieure à -50MPa.

5.4 Conclusions.

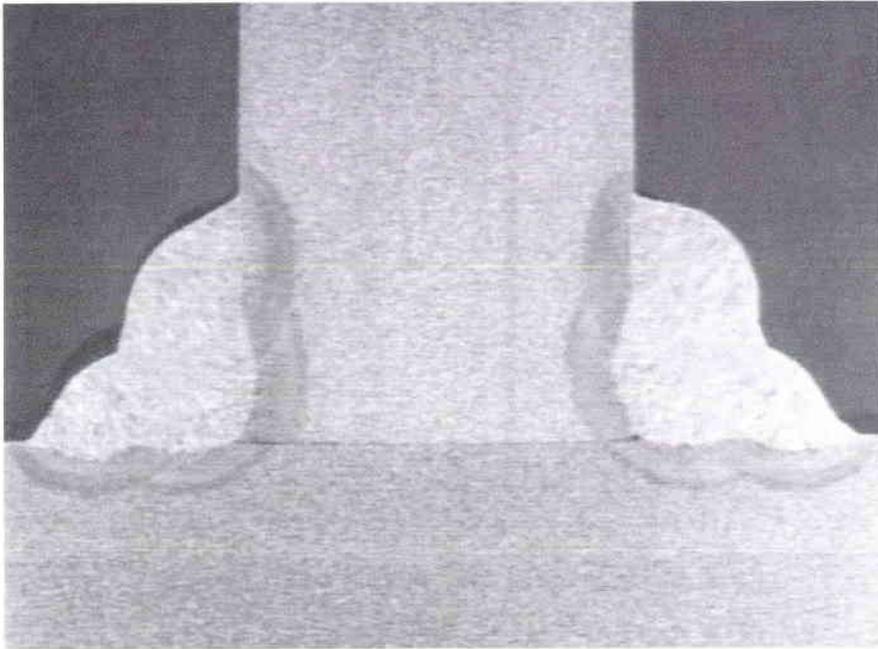
Au vue de l'ensemble des résultats, cette étude montre que le modèle thermo-métallurgique et mécanique est valable aussi bien pour le soudage monopasse (chapitre 4) que pour les soudages multipasse. Cependant, nous notons une différence essentielle par rapport au soudage monopasse, à savoir la symétrie de la proportion de matériau transformé ainsi que les valeurs des contraintes résiduelles dans les trois directions.

Les résultats mécaniques issus de cette phase de validation, valable pour les deux assemblages sont les suivants:

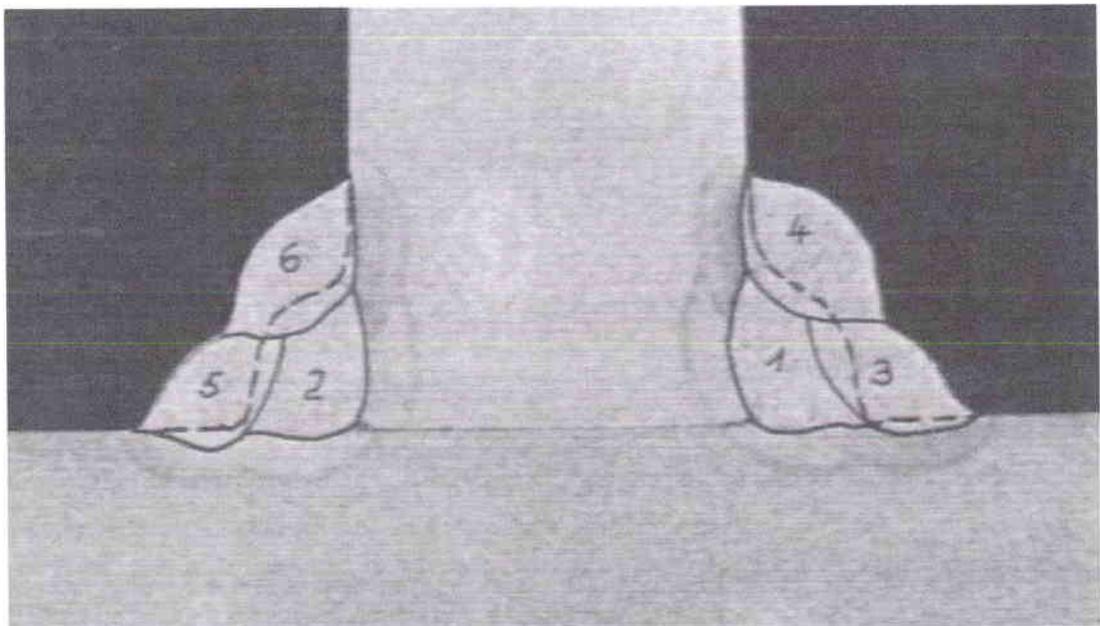
- Traction en zones 1 et 4,
- Compression en zones 2 et 5,
- Racine en compression,
- La présence de martensite au refroidissement fait apparaître une zone de compression sous cordon.

Les travaux réalisés sur l'influence des paramètres, nous permettent de conclure que :

- ↻ Augmenter l'épaisseur de la semelle revient à augmenter l'intensité de l'auto-bridage de la semelle, pour les deux types de soudage multipasse (trois et six passes). Le fait d'augmenter l'épaisseur de la semelle revient à augmenter nettement le champ de contraintes résiduelles en pied de cordon sur la semelle. Ce qui était déjà valable pour le soudage monopasse. Cependant, au delà d'une épaisseur de semelle de 30 mm, les contraintes résiduelles n'évoluent plus.
- ↻ Dans le cas du soudage multipasse, le soudage déséquilibré fait augmenter le niveau des contraintes résiduelles dans l'assemblage par rapport au soudage équilibré. Dans le cas du soudage monopasse, nous avons observé le phénomène inverse.
- ↻ Après l'application d'un traitement thermique de détensionnement, les contraintes résiduelles de soudage diminuent fortement dans l'assemblage. Ces contraintes résiduelles sont homogènes, de traction dans les pieds de cordon (sur la semelle et sur l'âme) inférieures à 150 MPa et de compression à la racine de l'assemblage inférieures à - 50MPa, ce qui confirme les améliorations déjà bien connues de la tenue en service des structures soudées.



x 2



x 2

Planche 5.1 : Macrographie de l'assemblage multipasse (3 passes) de validation 20/20

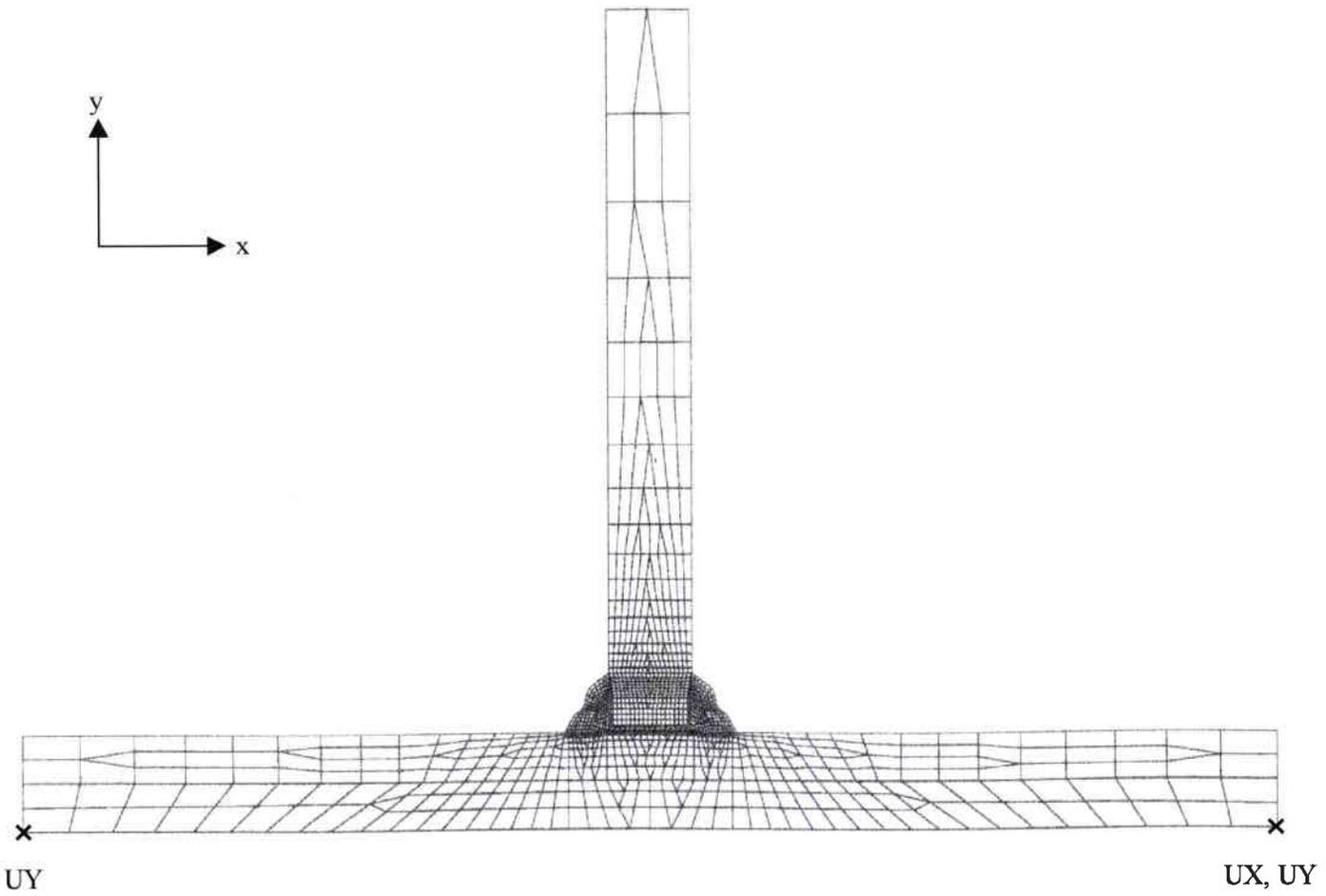


Planche 5.2 : Maillage global de l'assemblage multipasse 20/20 (3 passes)

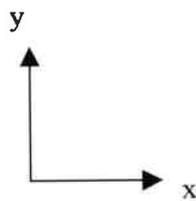
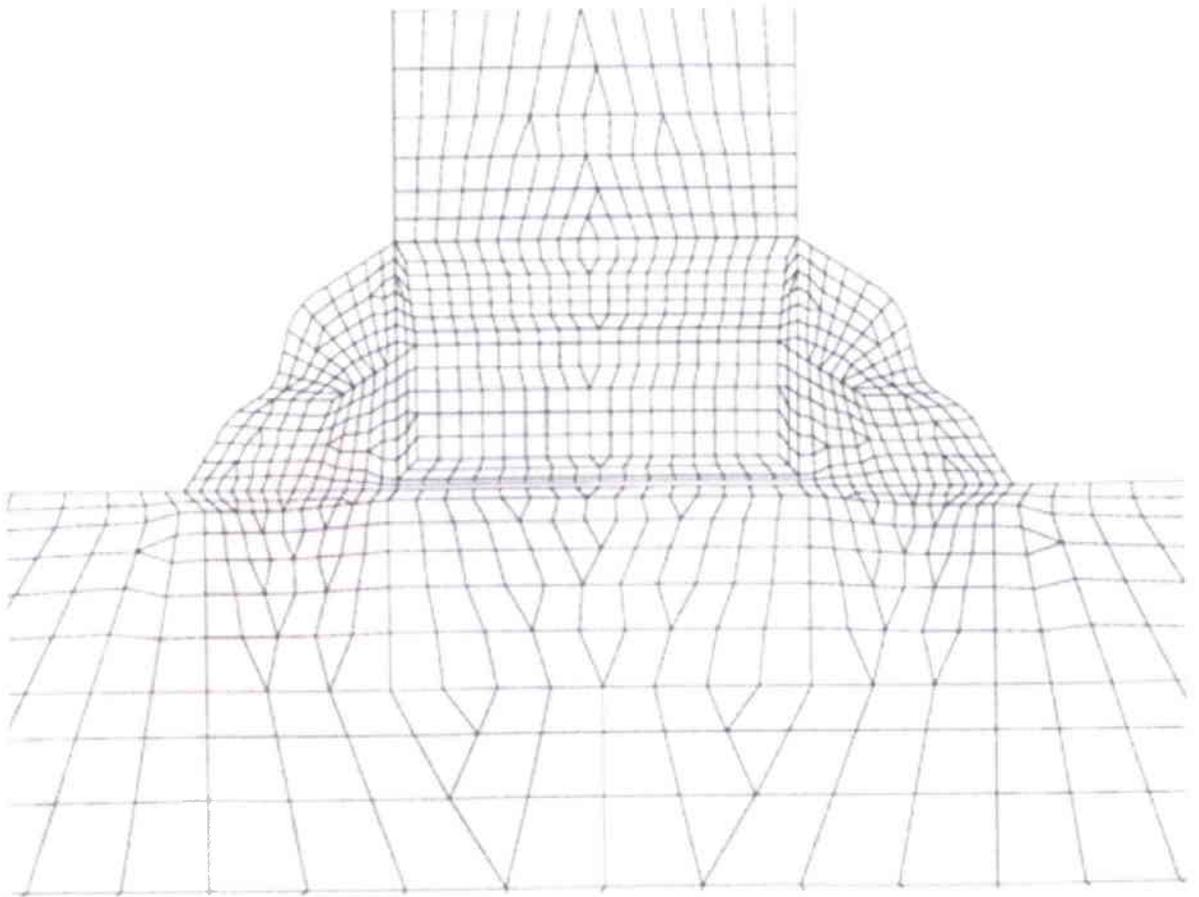


Planche 5.3 : Maillage agrandi de l'assemblage multipasse 20/20 (3 passes)

ZAT expérimentale

ZAT numérique

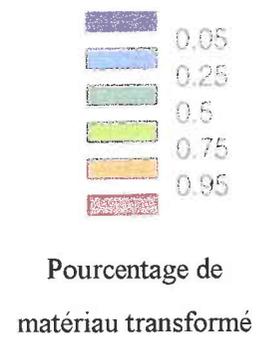
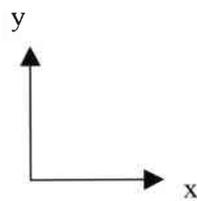
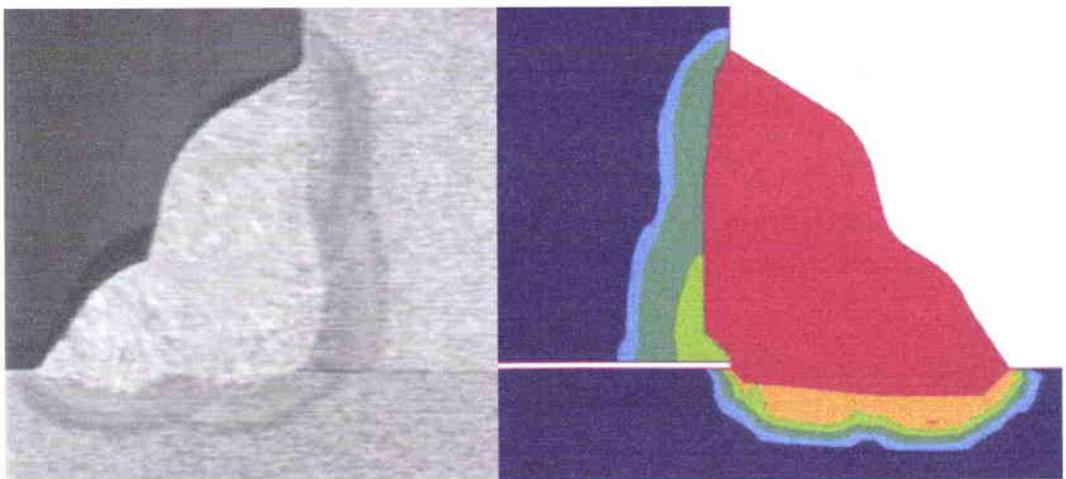
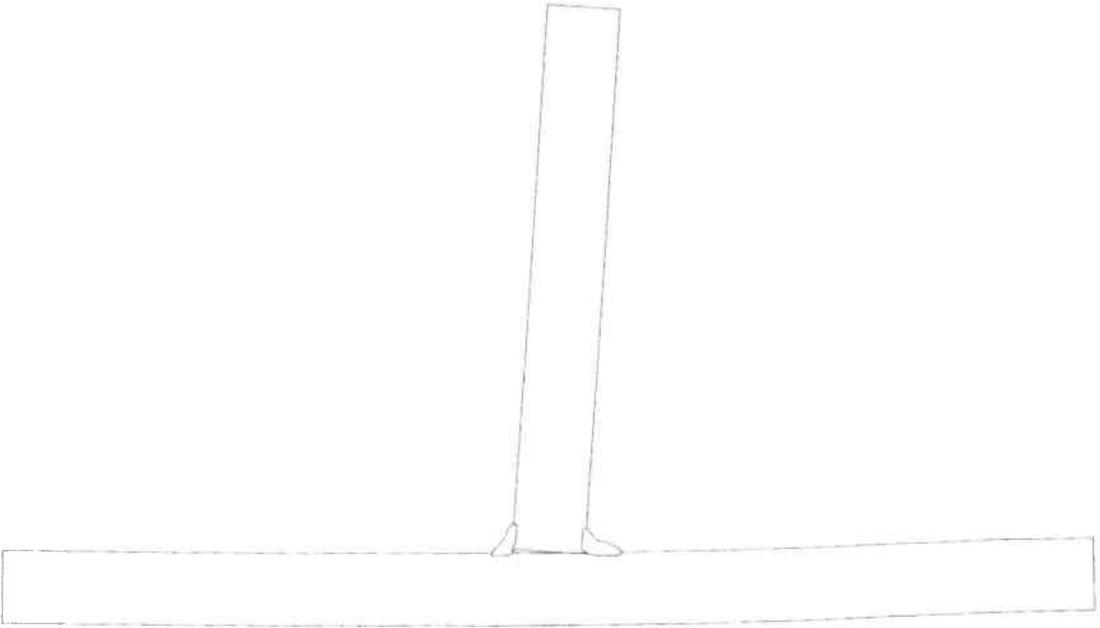
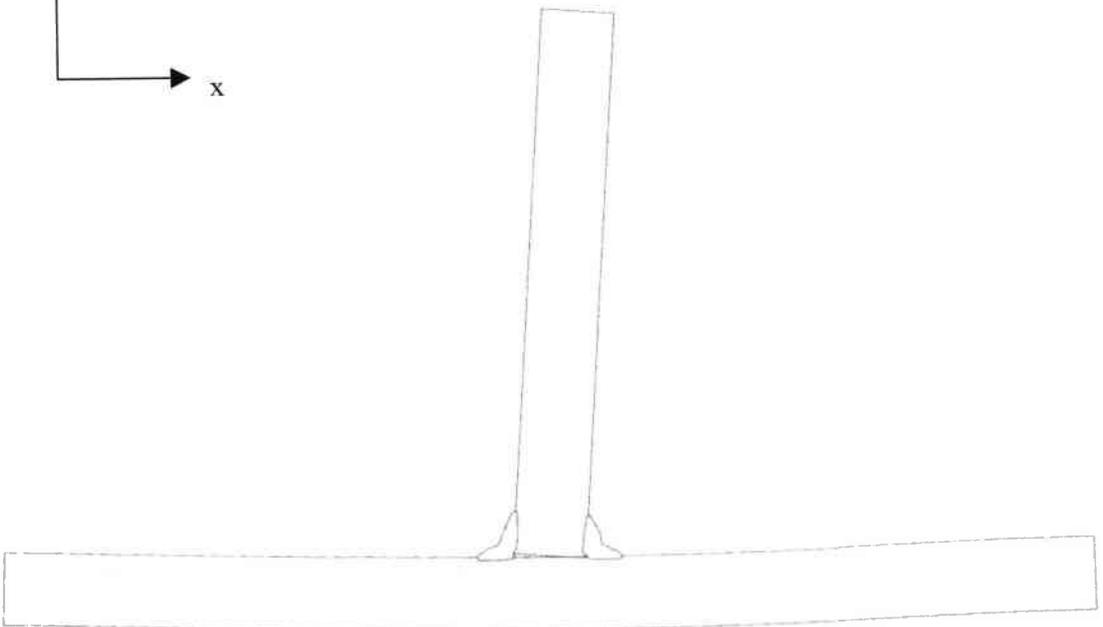
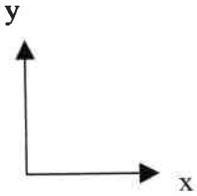


Planche 5.4 : ZAT de l'assemblage multipasse (3 passes) de validation



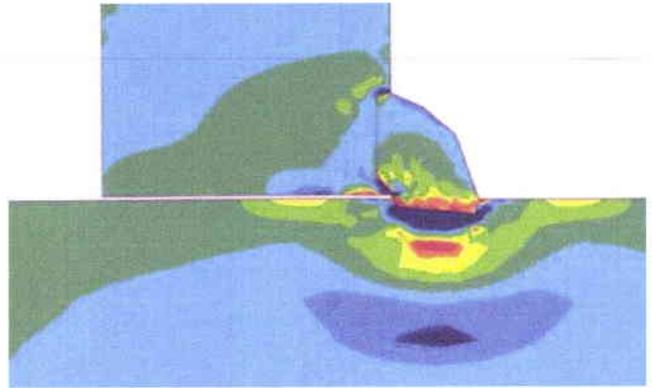
Déformée après les 3 premiers dépôts (amplitude de 8)



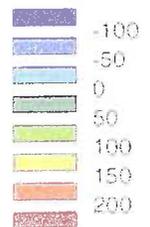
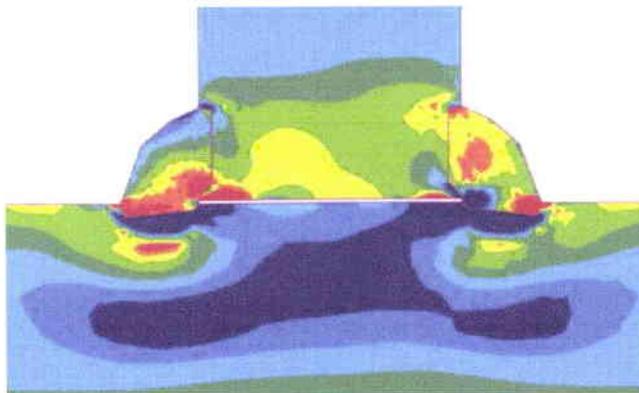
Déformée après les 3 derniers dépôts (amplitude de 8)

Planche 5.5 : Déformée de l'assemblage multipasse 20/20 (3 passes)

Premier dépôt

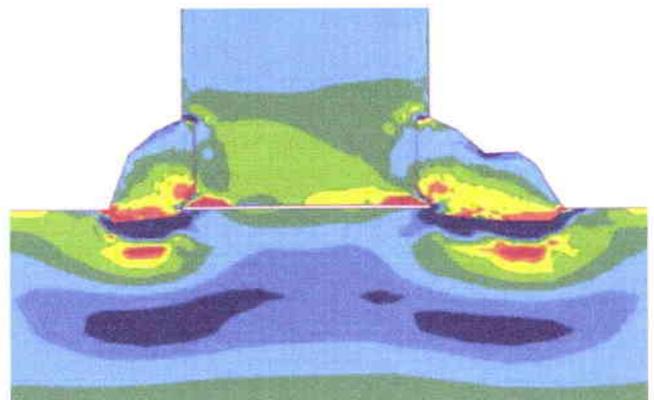
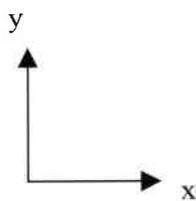


Deuxième dépôt



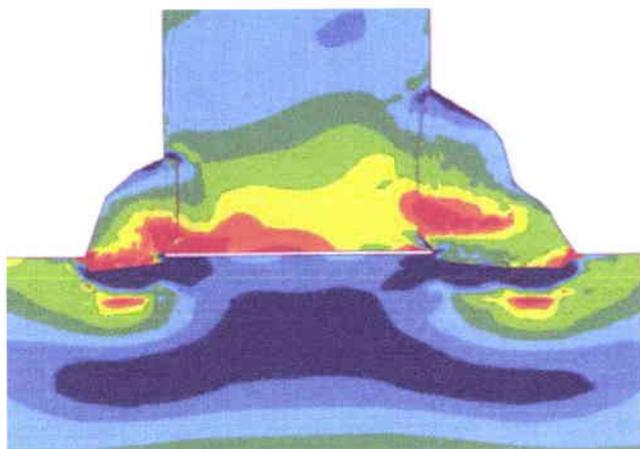
MPa

Troisième dépôt

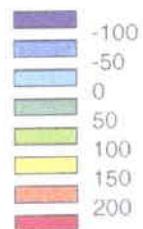
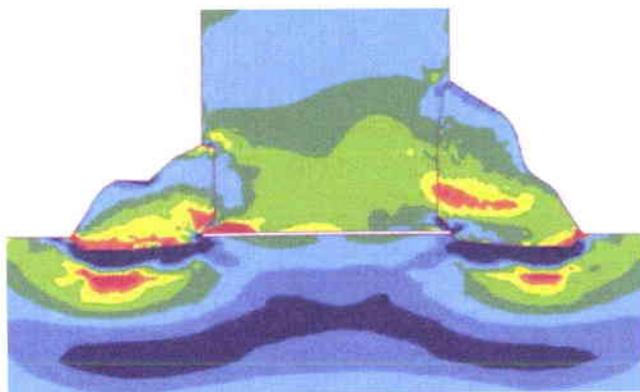


**Planche 5.6 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage multipasse 20/20 (3 passes) - Trois premiers dépôts**

Quatrième dépôt

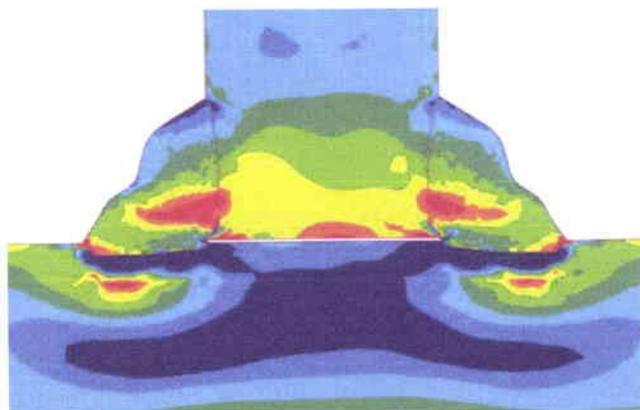
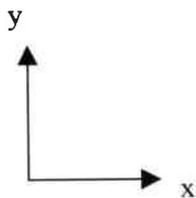


Cinquième dépôt

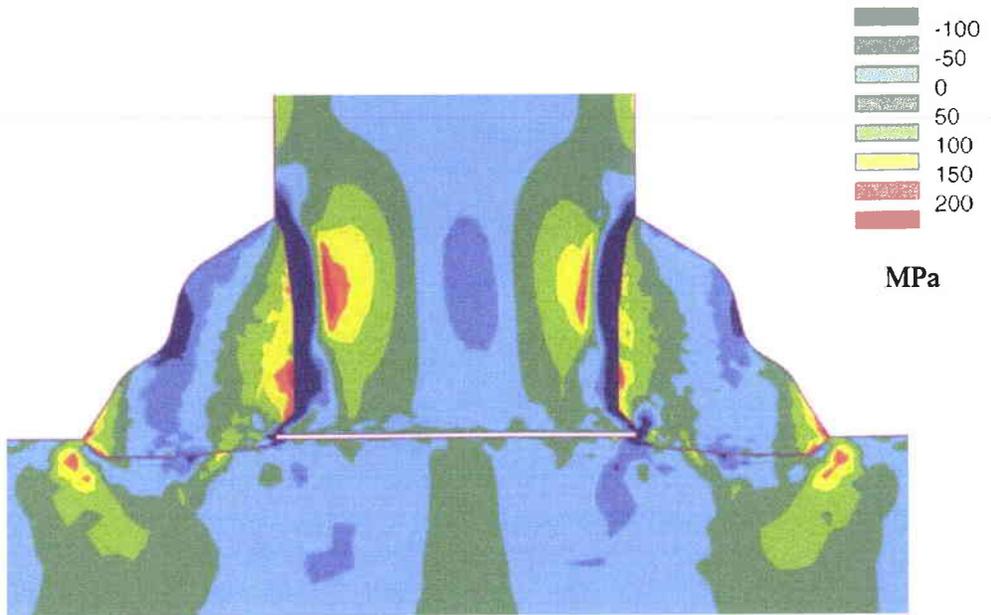


MPa

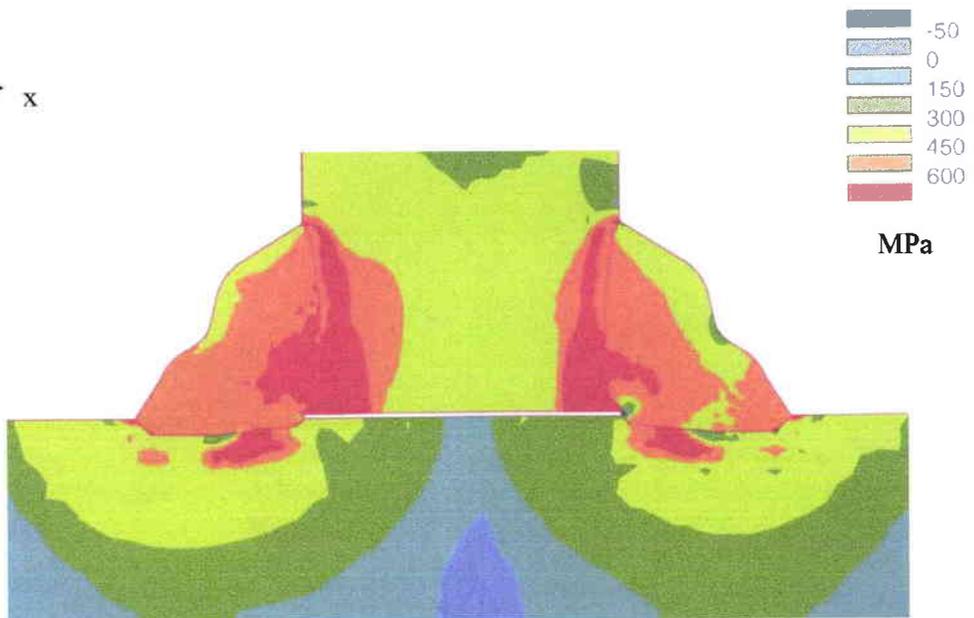
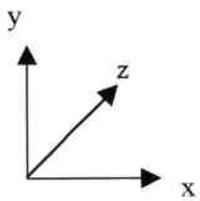
Sixième dépôt



**Planche 5.7 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage multipasse 20/20 (3 passes) - Trois derniers dépôts**



Contraintes transversales (σ_{yy}) à la fin du soudage



Contraintes longitudinales (σ_{zz}) à la fin du soudage

Planche 5.8 : Contraintes (σ_{yy}) et (σ_{zz}) dans l'assemblage à la fin du soudage - Assemblage multipasse 20/20 (3 passes)

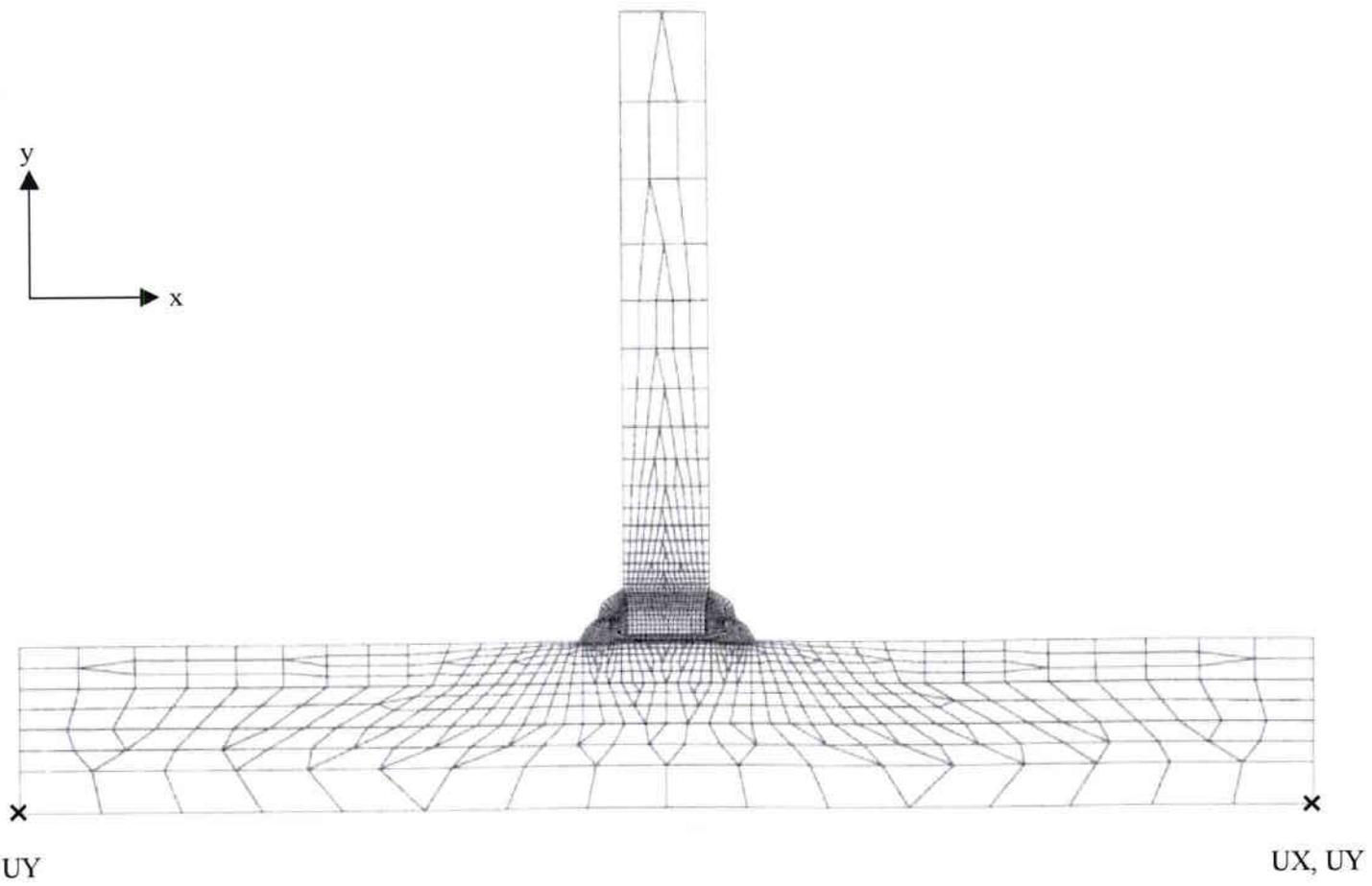
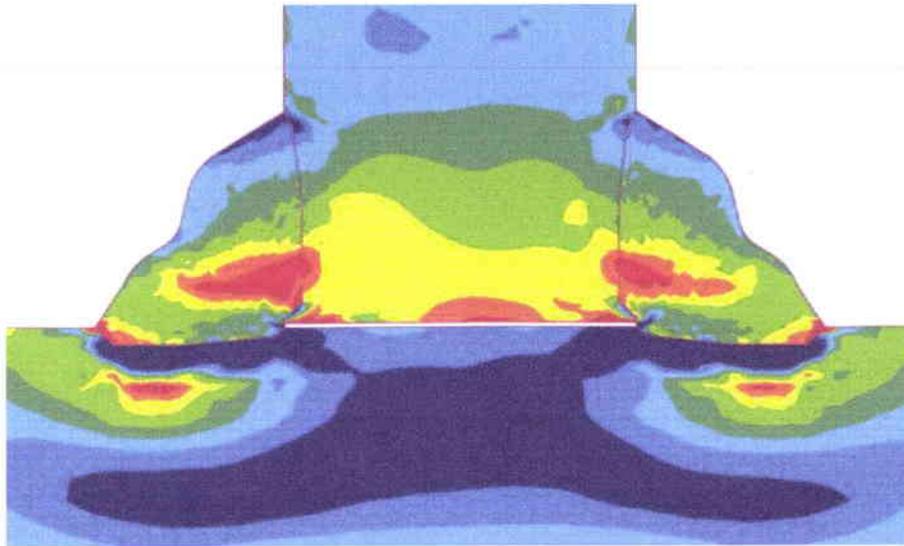
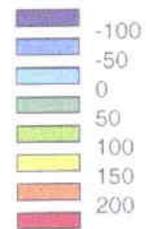
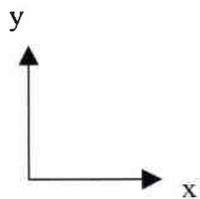


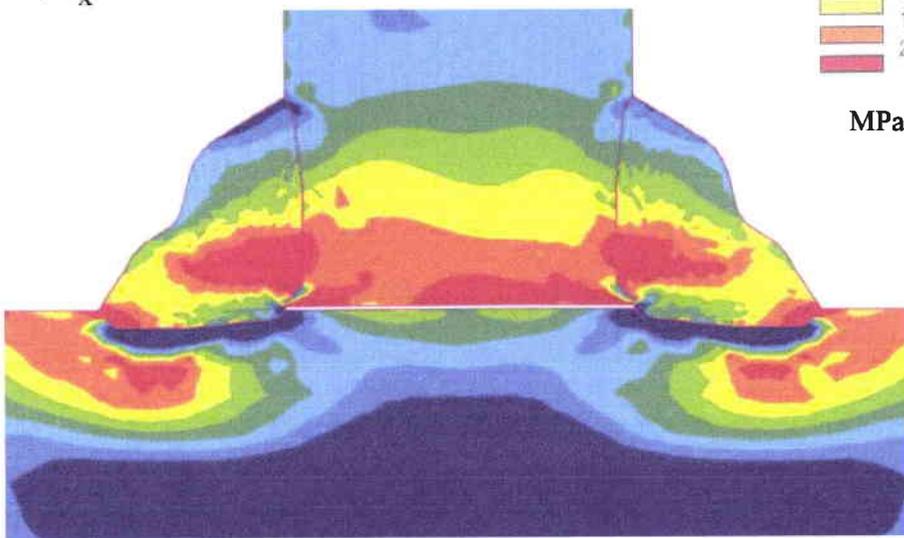
Planche 5.9 : Maillage de l'assemblage multipasse 20/40 (3 passes)



Contraintes transversales (σ_{xx}) - Assemblage 20/20

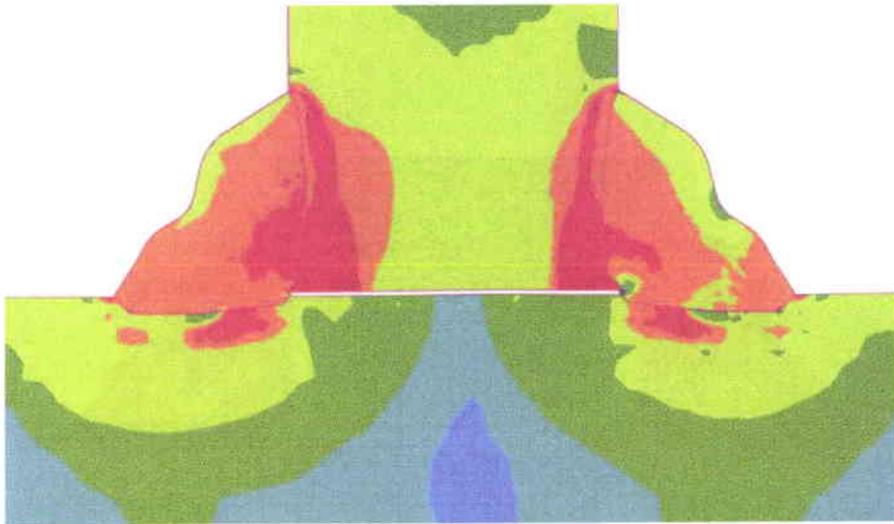


MPa

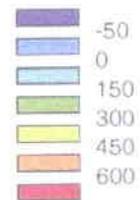
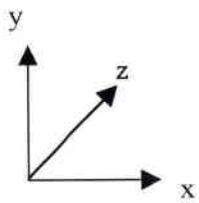


Contraintes transversales (σ_{xx}) - Assemblage 20/40

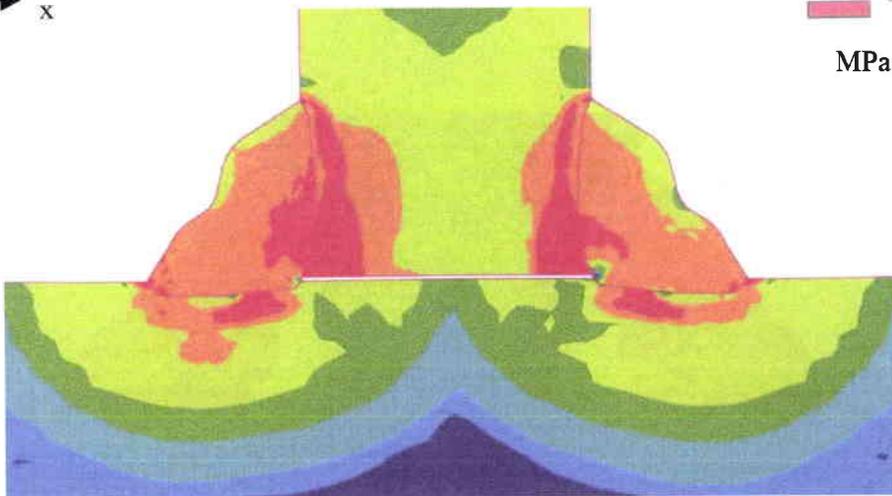
**Planche 5.10 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblages multipasse (3 passes) 20/20 et 20/40**



Contraintes longitudinales (σ_{zz}) - Assemblage 20/20

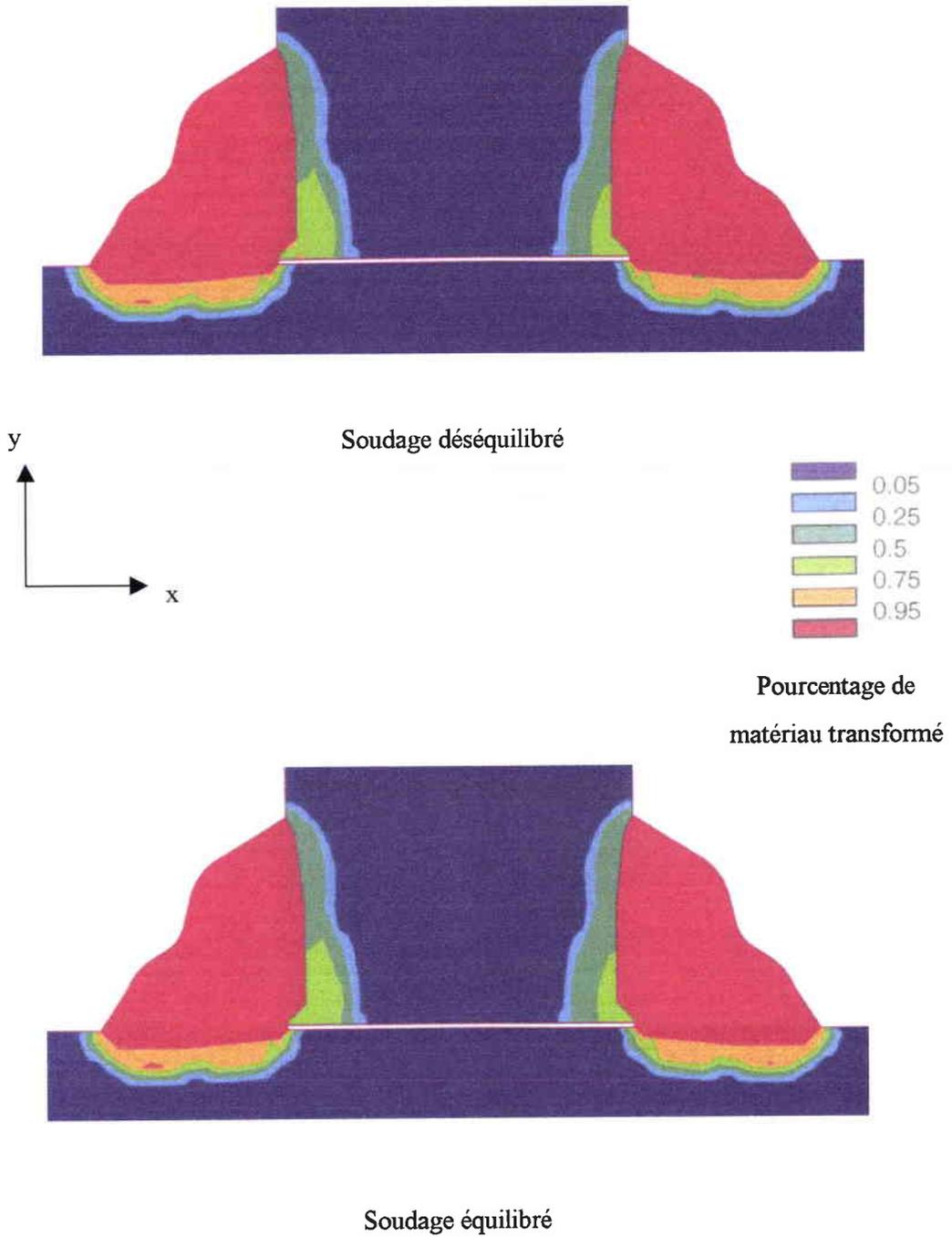


MPa

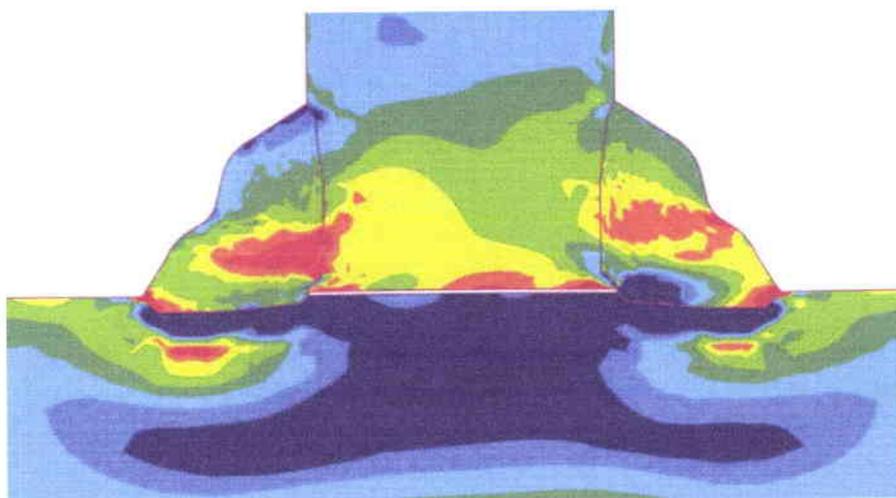
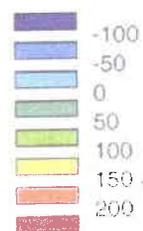
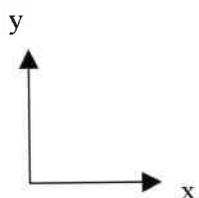


Contraintes longitudinales (σ_{zz}) - Assemblage 20/40

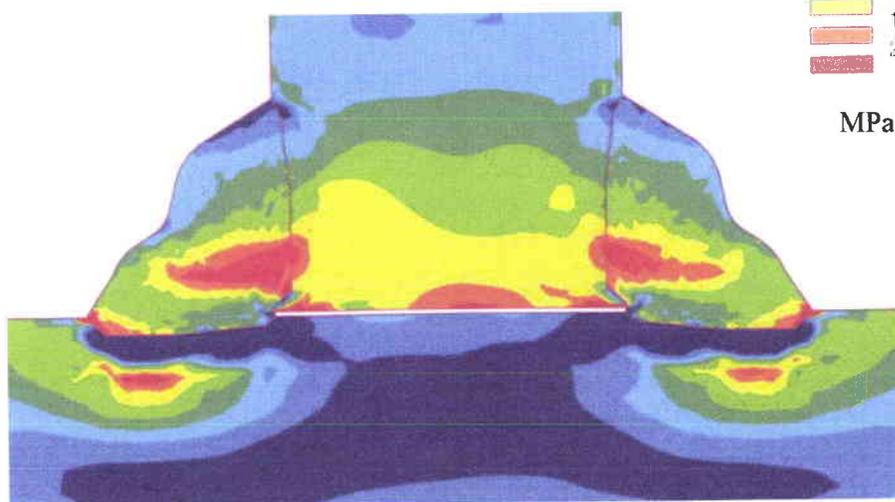
**Planche 5.11 : Contraintes longitudinales dans l'assemblage (σ_{zz})
Assemblages multipasse (3 passes) 20/20 et 20/40**



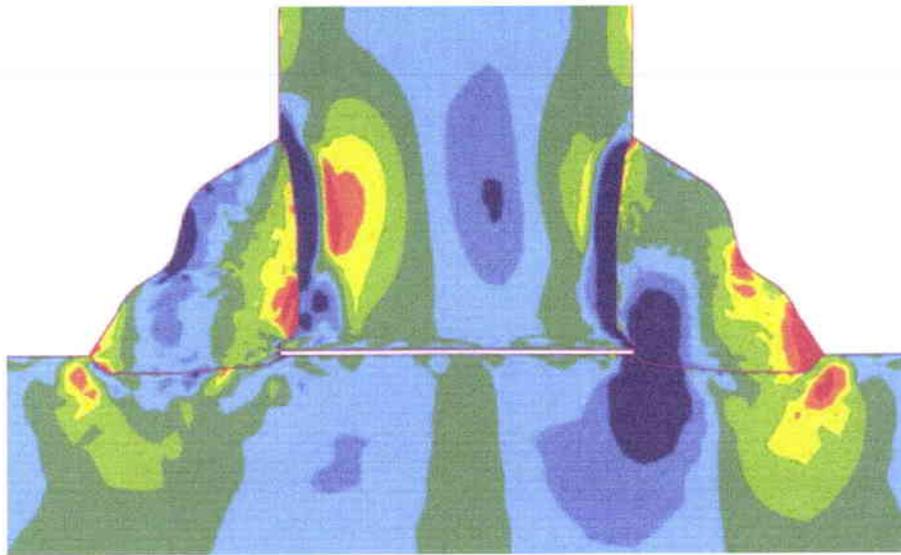
**Planche 5.12 : Pourcentage de matériau transformé en fin de soudage
Assemblage multipasse 20/20 (3 passes)**

Contraintes transversales (σ_{xx}), soudage déséquilibré

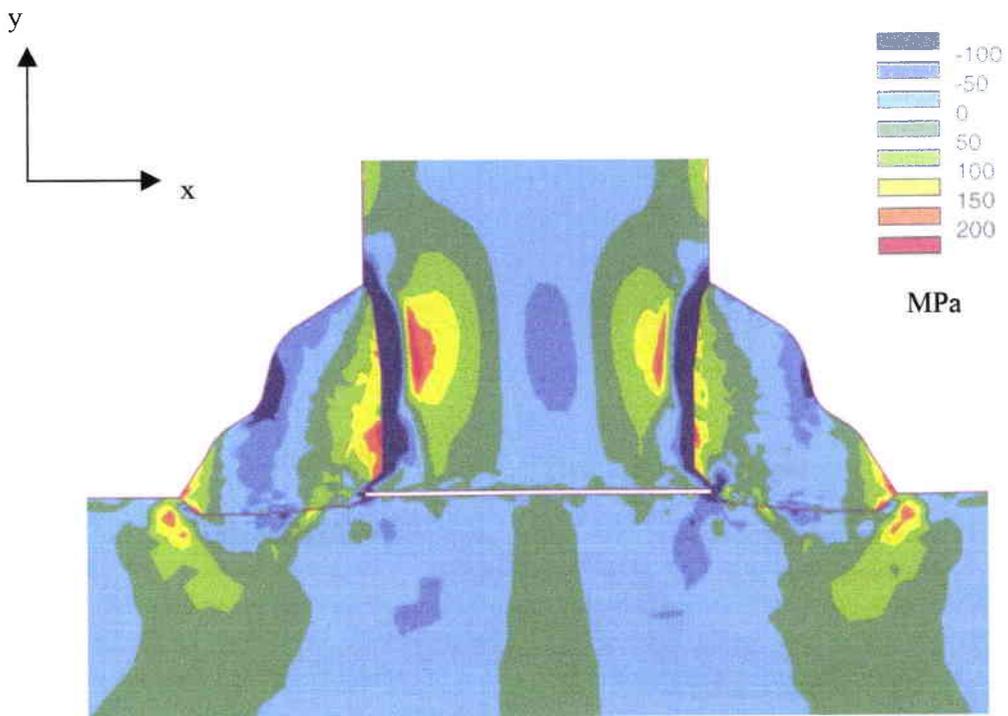
MPa

Contraintes transversales (σ_{xx}), soudage équilibré

**Planche 5.13 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage multipasse 20/20 (3 passes)**

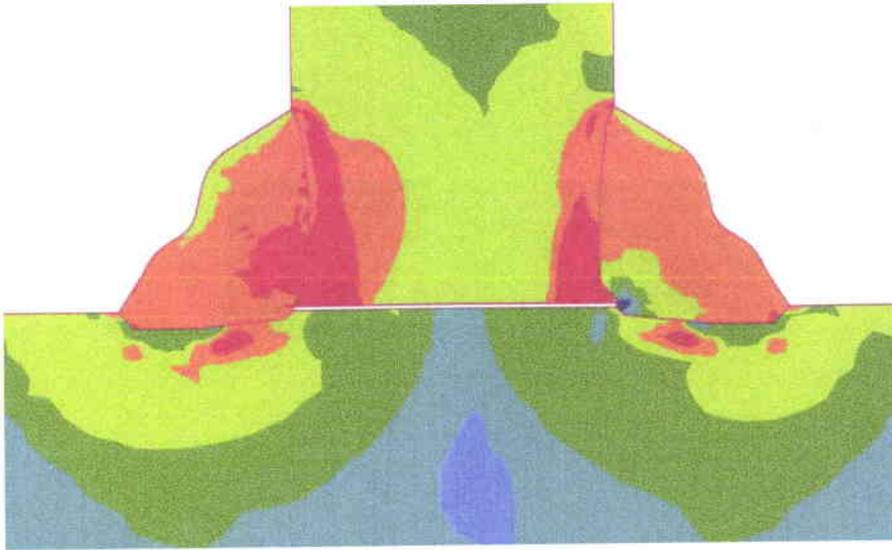


Contraintes transversales (σ_{yy}), soudage déséquilibré

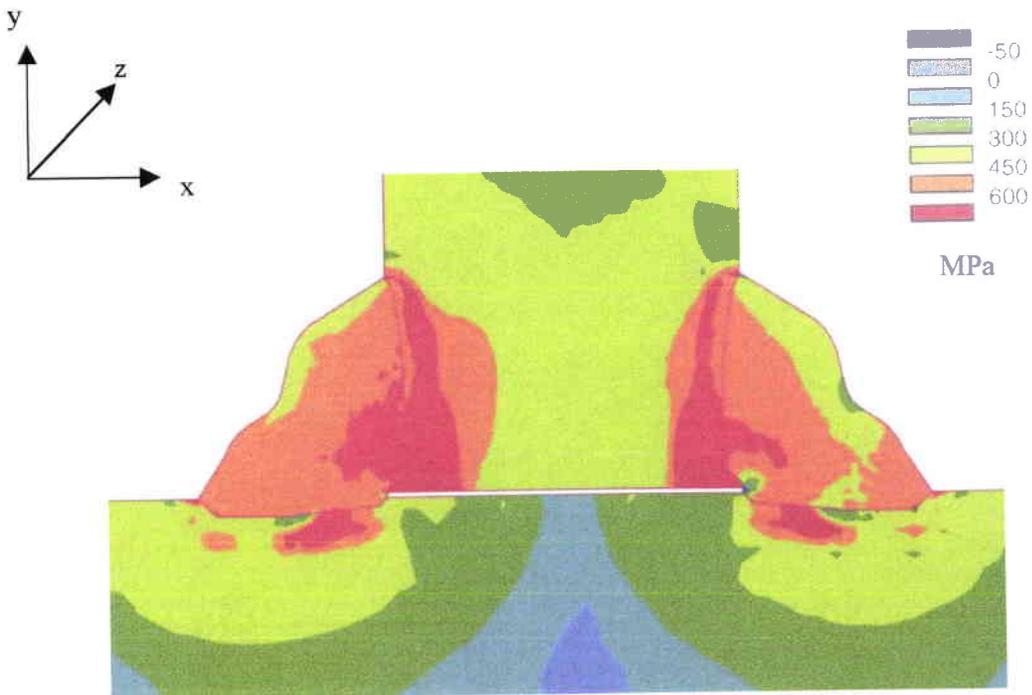


Contraintes transversales (σ_{yy}), soudage équilibré

**Planche 5.14 : Contraintes transversales dans l'âme (σ_{yy})
Assemblage multipasse 20/20 (3 passes)**

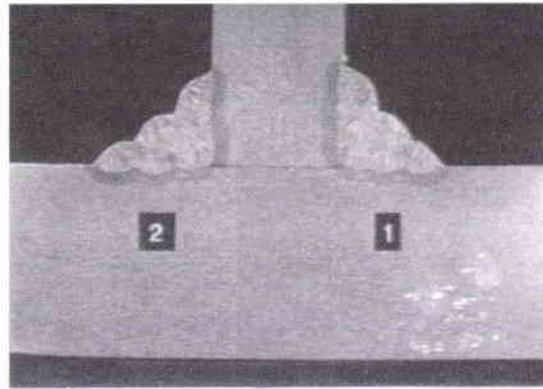


Contraintes longitudinales (σ_{zz}), soudage déséquilibré

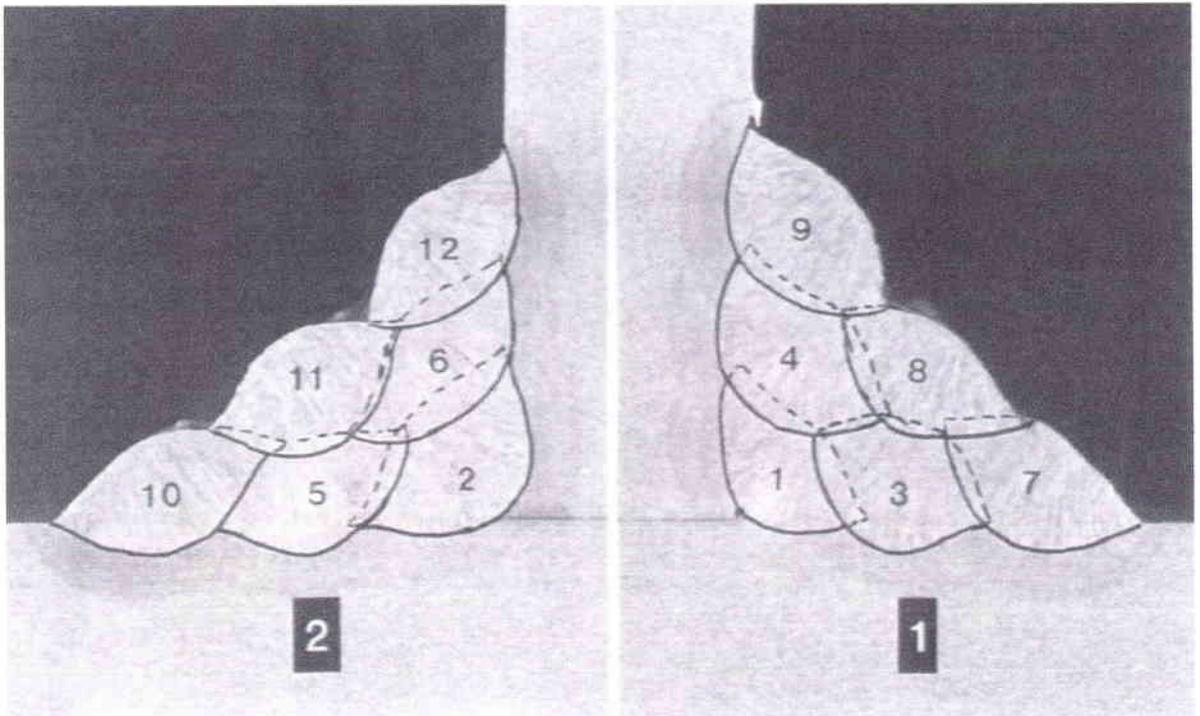


Contraintes longitudinales (σ_{zz}), soudage équilibré

**Planche 5.15 : Contraintes longitudinales dans l'assemblage (σ_{zz})
Assemblage multipasse 20/20 (3 passes)**



x 1,05



x 4

Planche 5.16 : Macrographie de l'assemblage multipasse (6 passes) de validation 20/30

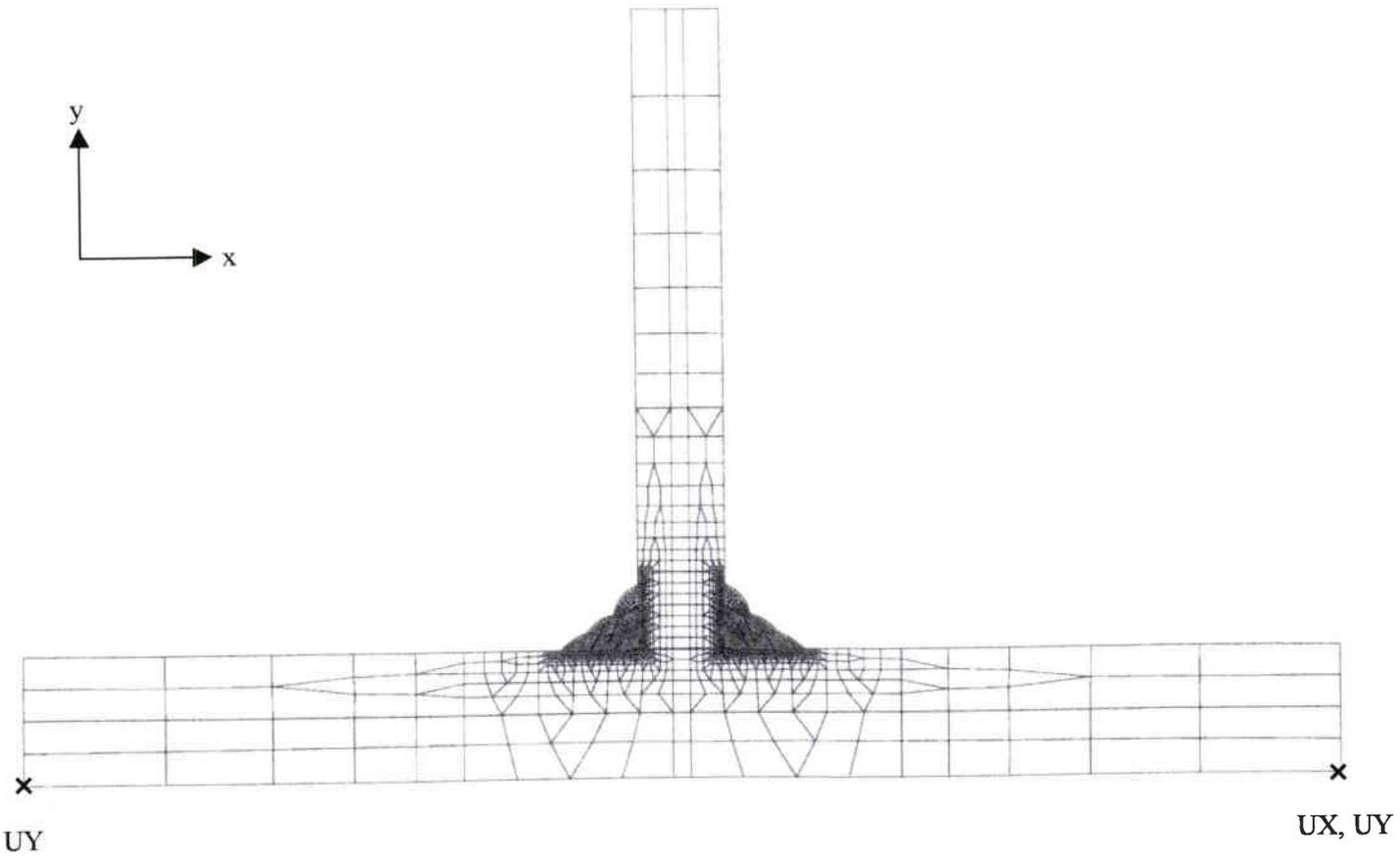


Planche 5.17 : Maillage global de l'assemblage multipasse 20/30 (6 passes)

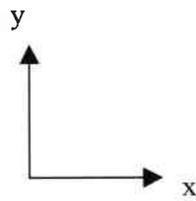
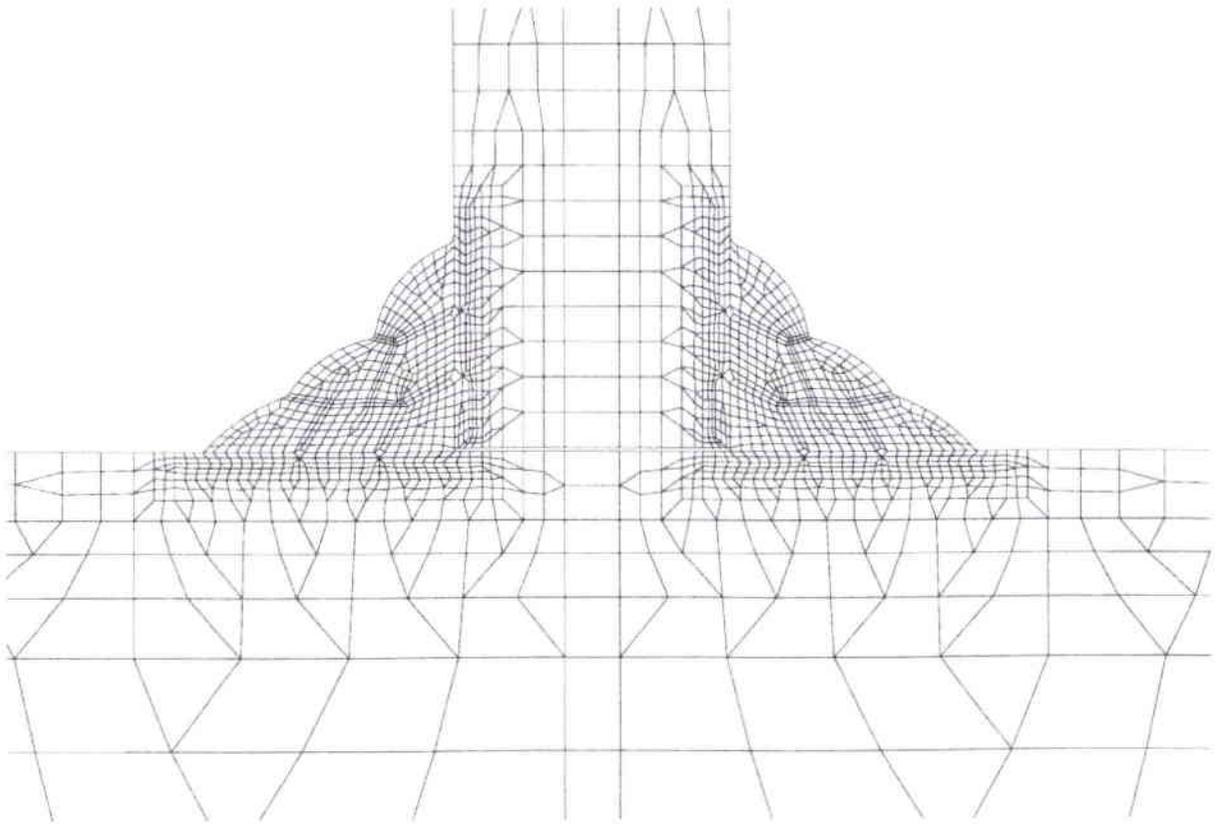


Planche 5.18 : Maillage agrandi de l'assemblage multipasse 20/30 (6 passes)

ZAT expérimentale

ZAT numérique

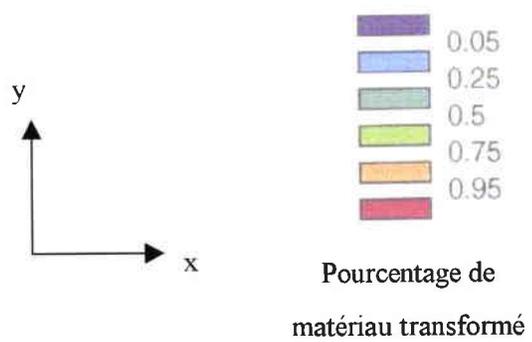
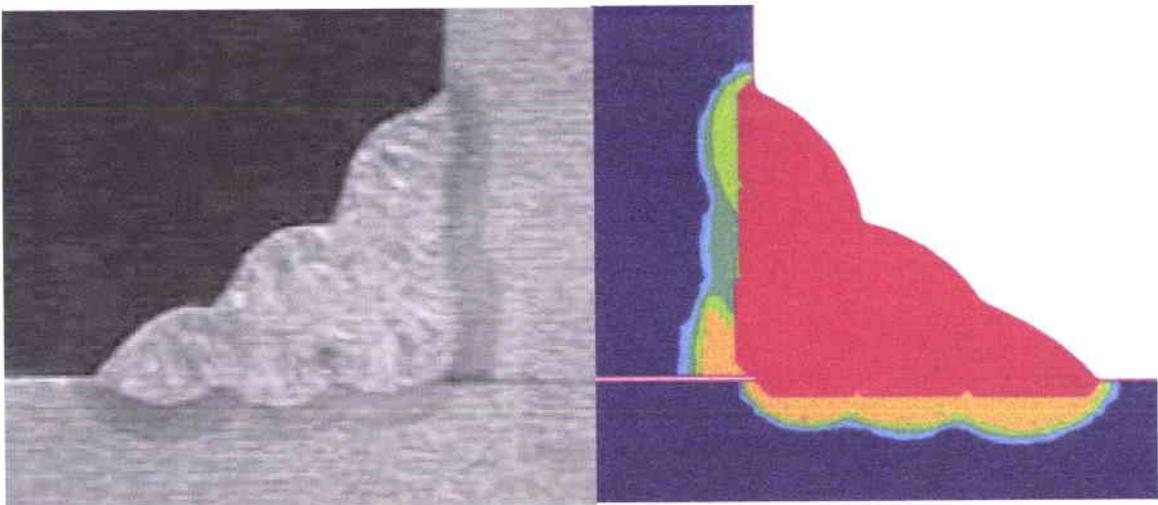
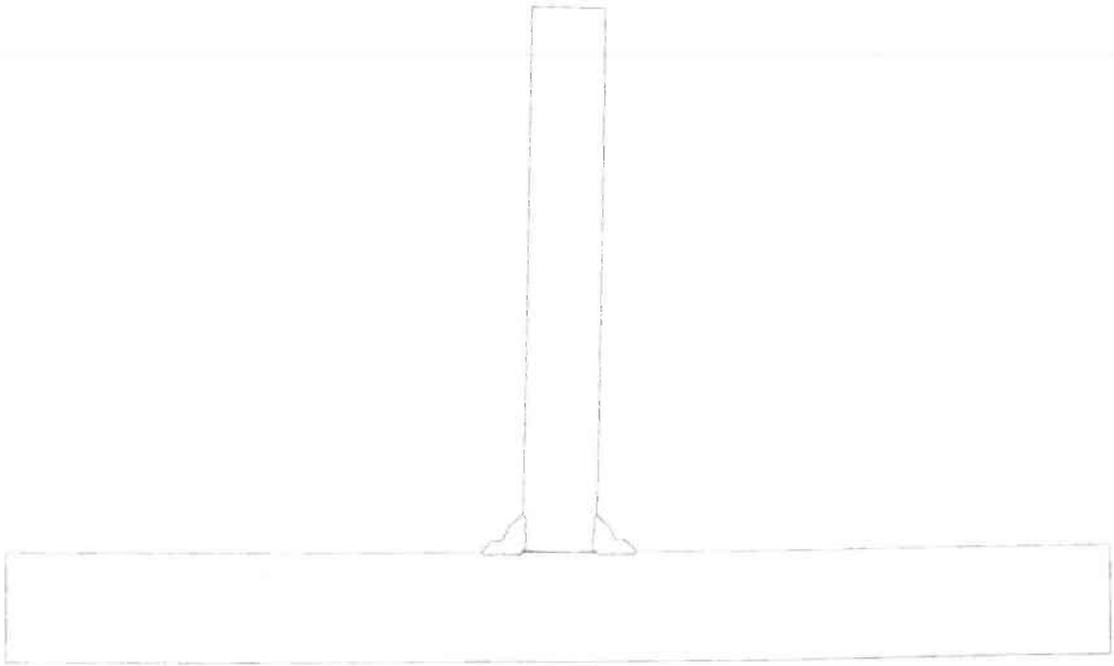
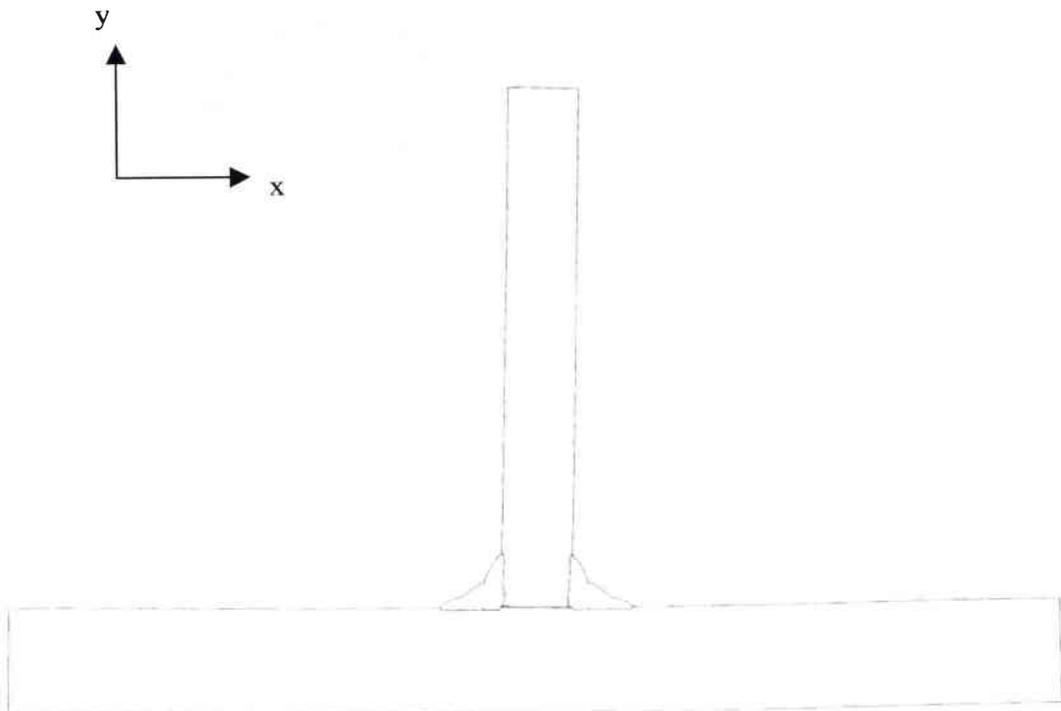


Planche 5.19: ZAT de l'assemblage multipasse (6 passes) de validation



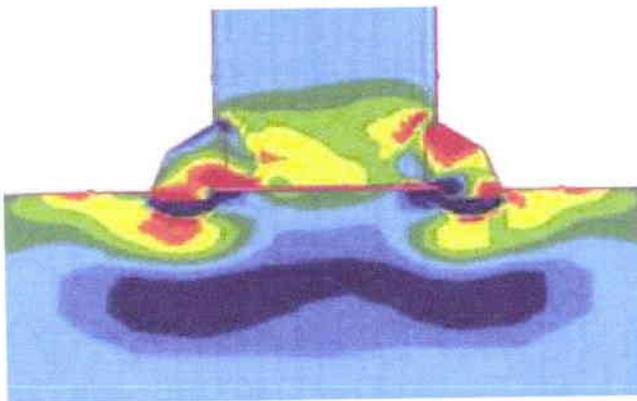
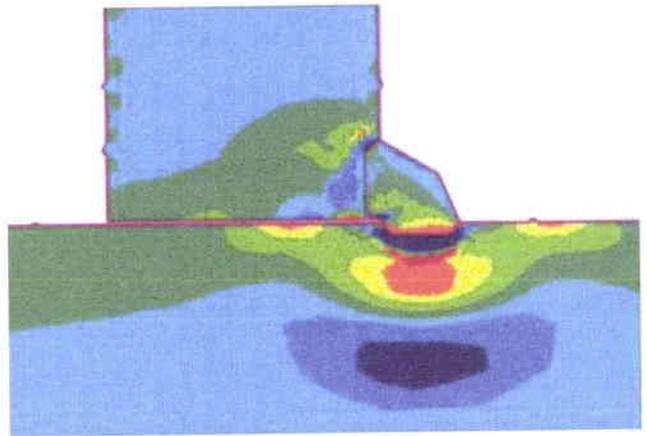
Déformée après les 6 premiers dépôts (amplitude de 4)



Déformée après les 6 derniers dépôts (amplitude de 4)

Planche 5.20 : Déformée de l'assemblage multipasse 20/30 (6 passes)

Premier dépôt

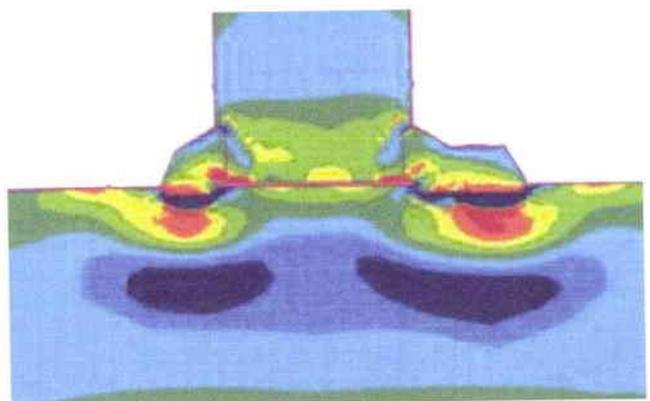
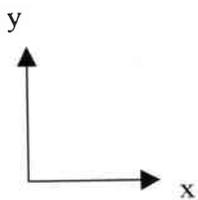


Deuxième dépôt



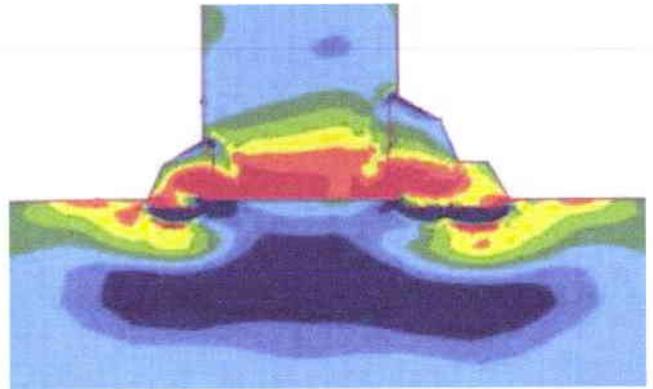
MPa

Troisième dépôt

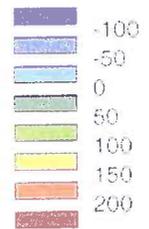
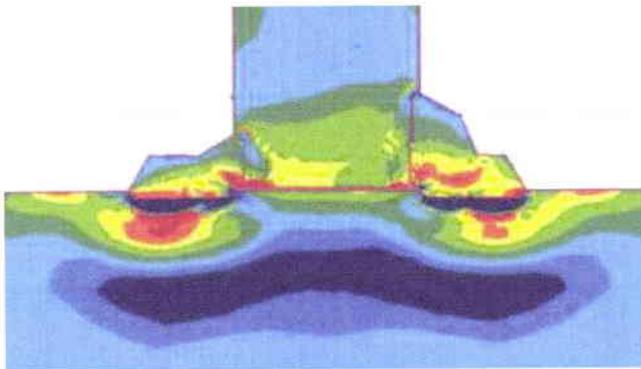


**Planche 5.21 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage multipasse 20/30 (6 passes) - Trois premiers dépôts**

Quatrième dépôt

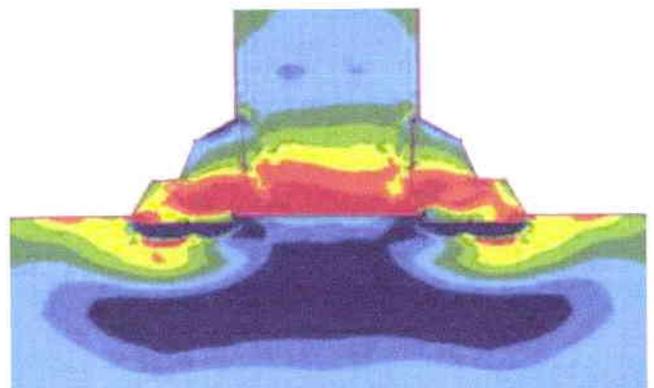
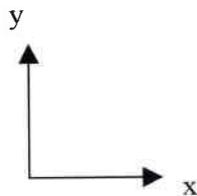


Cinquième dépôt



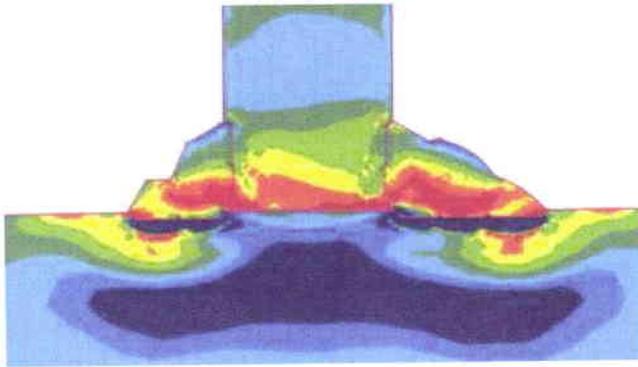
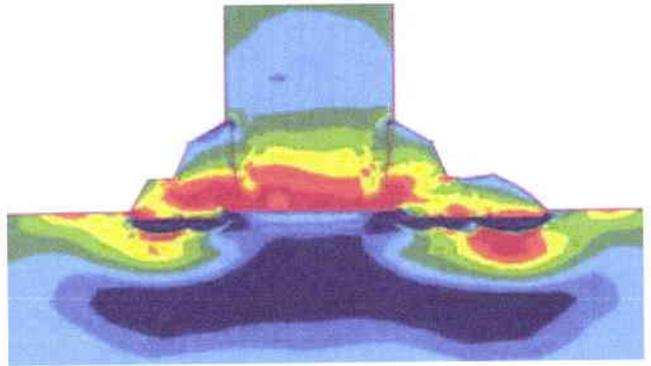
MPa

Sixième dépôt

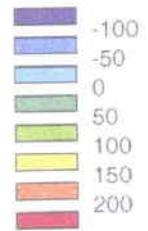


**Planche 5.22 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage multipasse 20/30 (6 passes) - 4^{ème}, 5^{ème} et 6^{ème} dépôts**

Septième dépôt

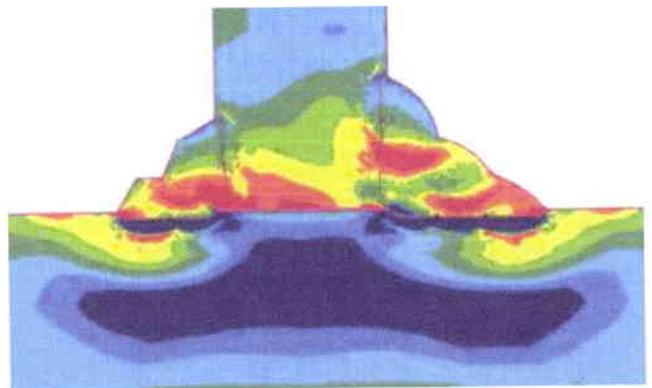
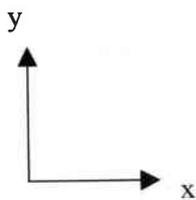


Huitième dépôt



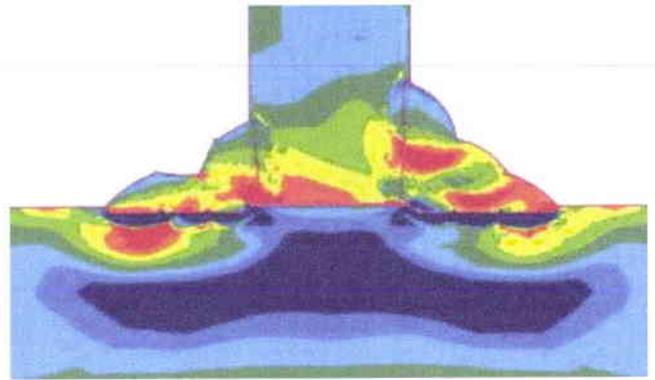
MPa

Neuvième dépôt

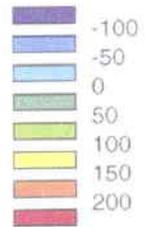
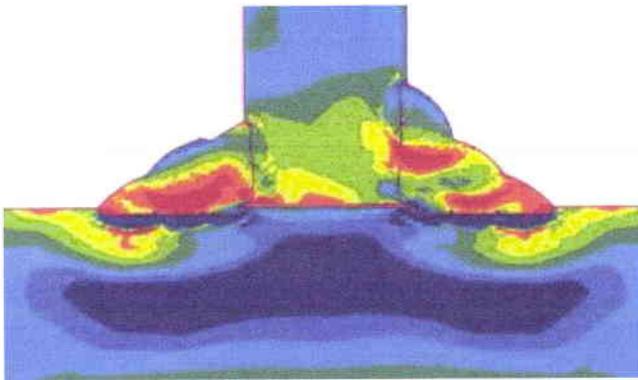


**Planche 5.23 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage multipasse 20/30 (6 passes) - 7^{ème}, 8^{ème} et 9^{ème} dépôts**

Dixième dépôt

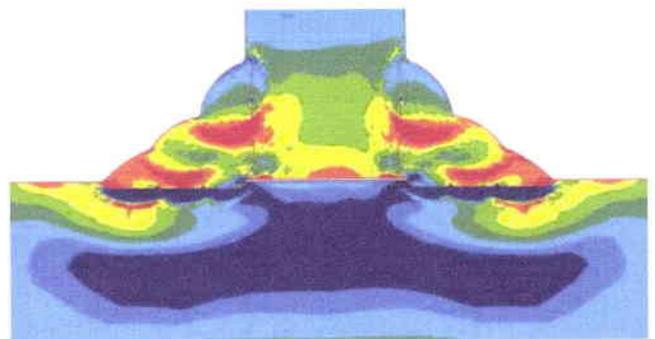
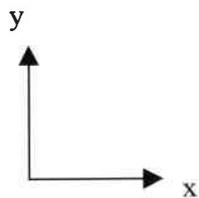


Onzième dépôt



MPa

Douzième dépôt



**Planche 5.24 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage multipasse 20/30 (6 passes) - Trois derniers dépôts**

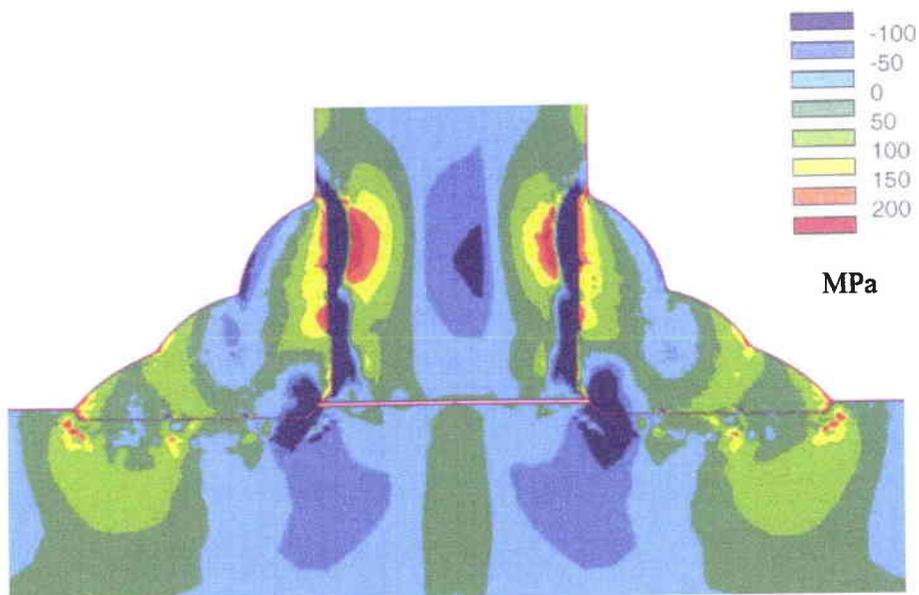
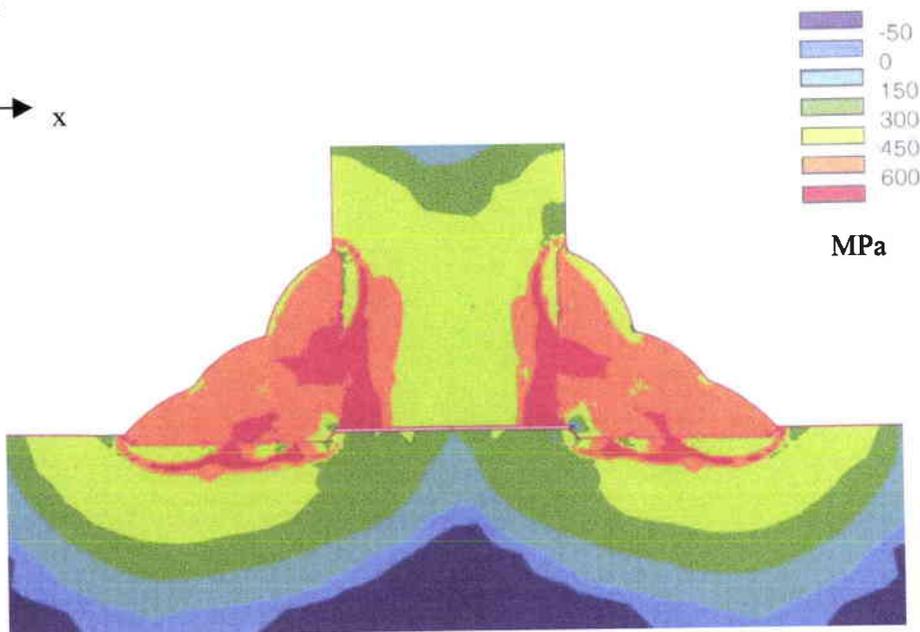
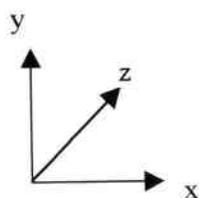
Contraintes transversales (σ_{yy}) à la fin du soudageContraintes longitudinales (σ_{zz}) à la fin du soudage

Planche 5.25 : Contraintes (σ_{yy}) et (σ_{zz}) dans l'assemblage à la fin du soudage - Assemblage multipasse 20/30 (6 passes)

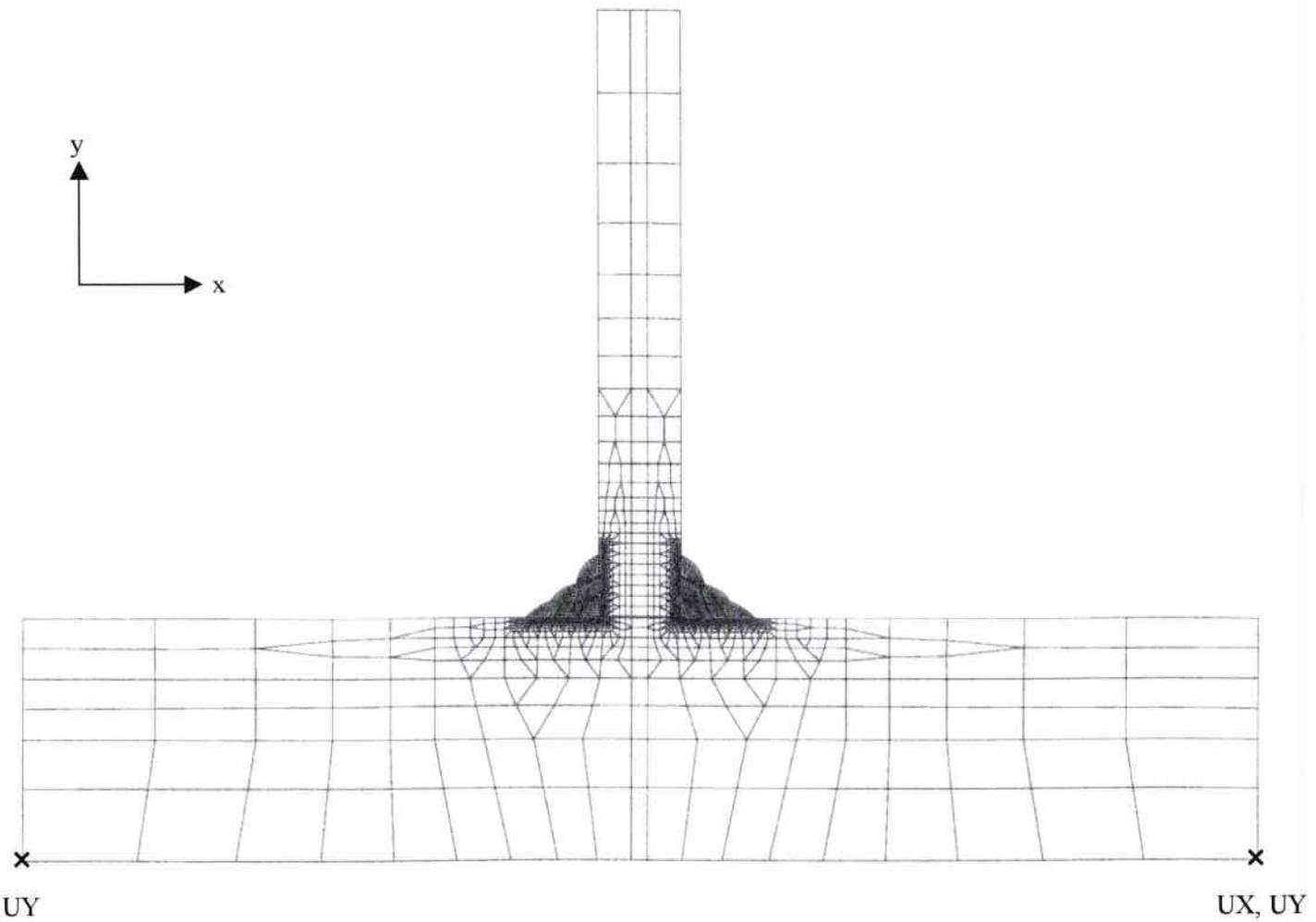
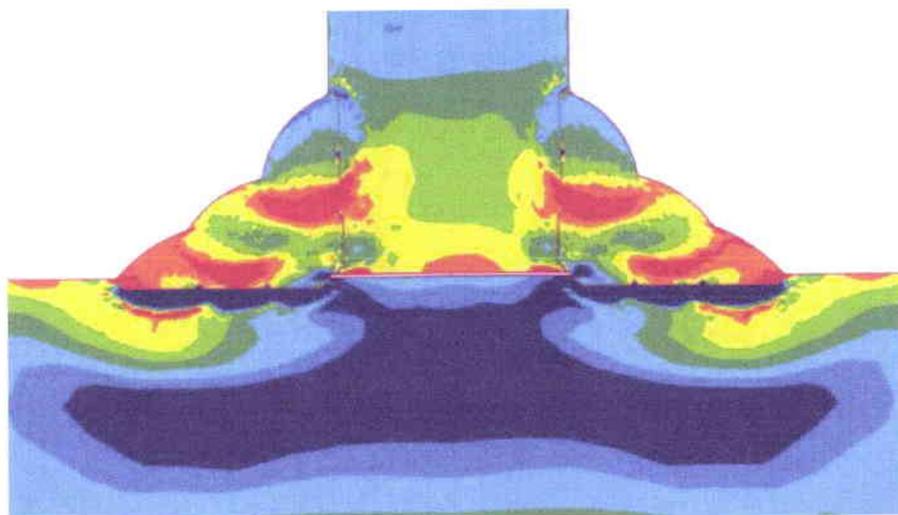
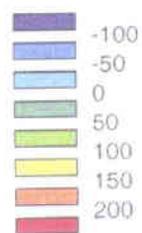
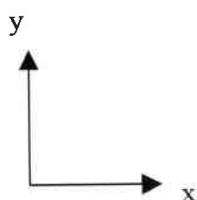
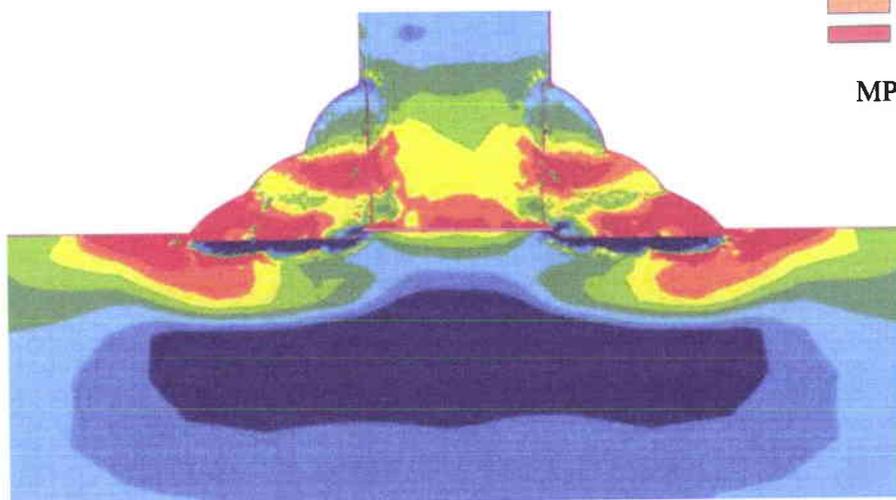


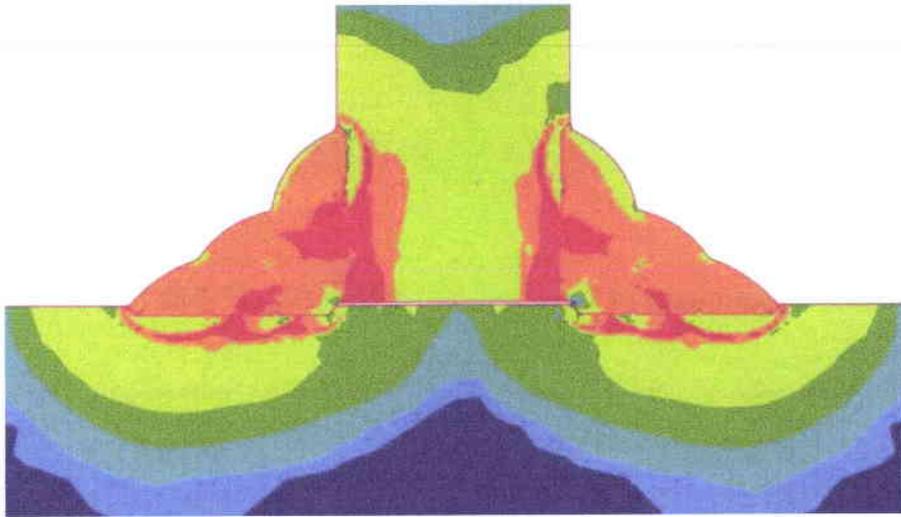
Planche 5.26 : Maillage de l'assemblage multipasse 20/60 (6 passes)

Contraintes transversales (σ_{xx}) - Assemblage 20/30

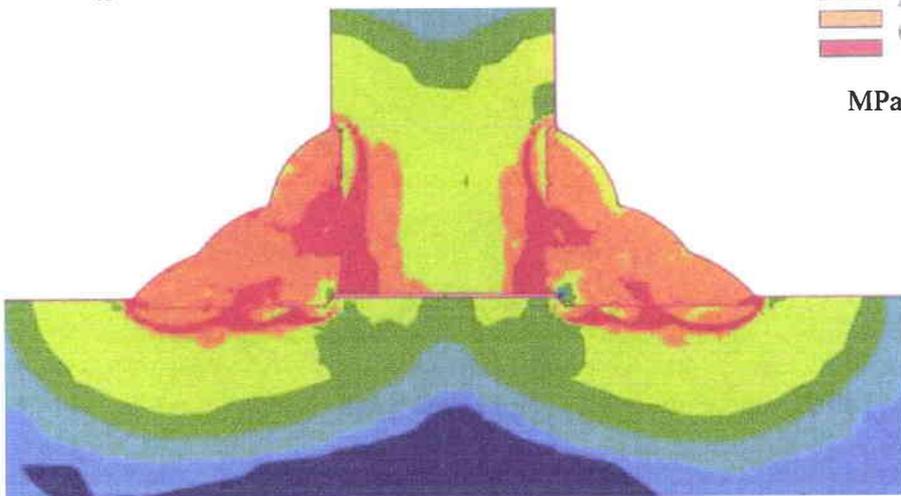
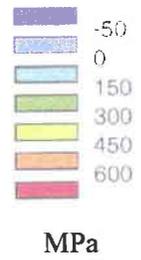
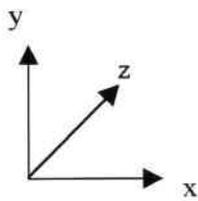
MPa

Contraintes transversales (σ_{xx}) - Assemblage 20/60

**Planche 5.27 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblages multipasse (6 passes) 20/30 et 20/60**

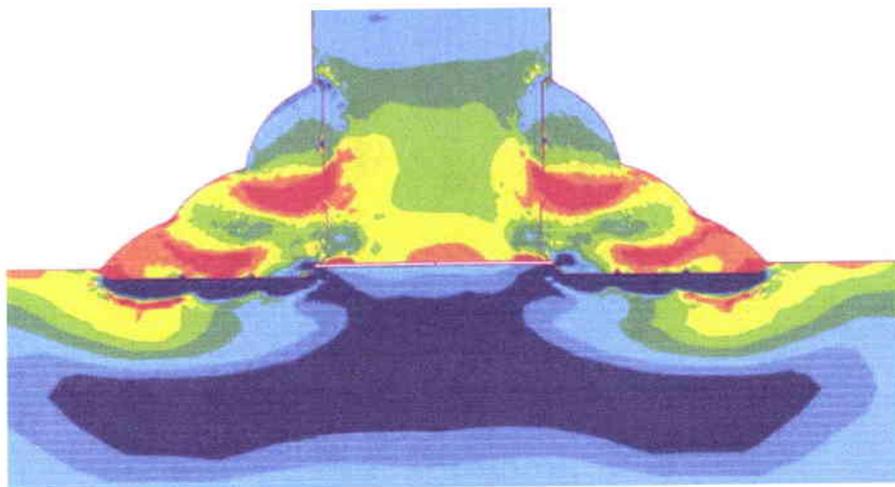


Contraintes longitudinales (σ_{zz}) - Assemblage 20/30

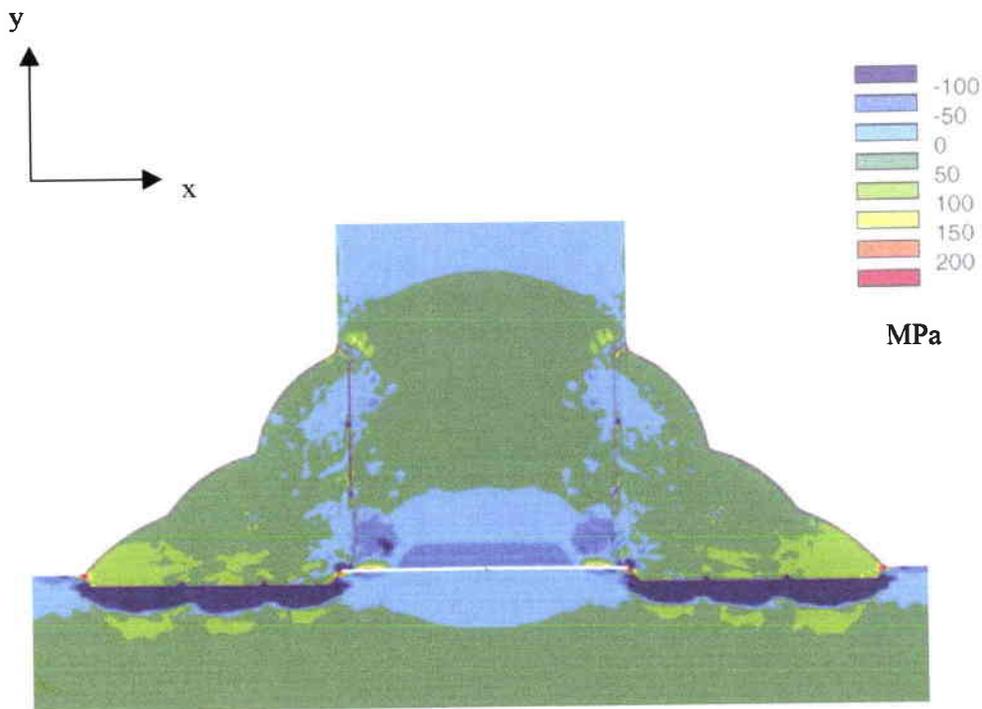


Contraintes longitudinales (σ_{zz}) - Assemblage 20/60

**Planche 5.28 : Contraintes longitudinales dans l'assemblage (σ_{zz})
Assemblages multipasse (6 passes) 20/30 et 20/60**

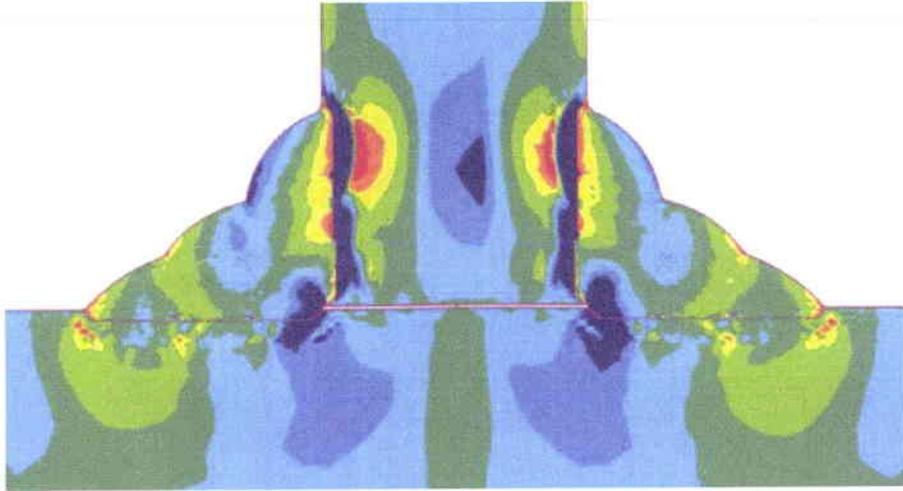


Contraintes transversales (σ_{xx}) – Sans traitement thermique

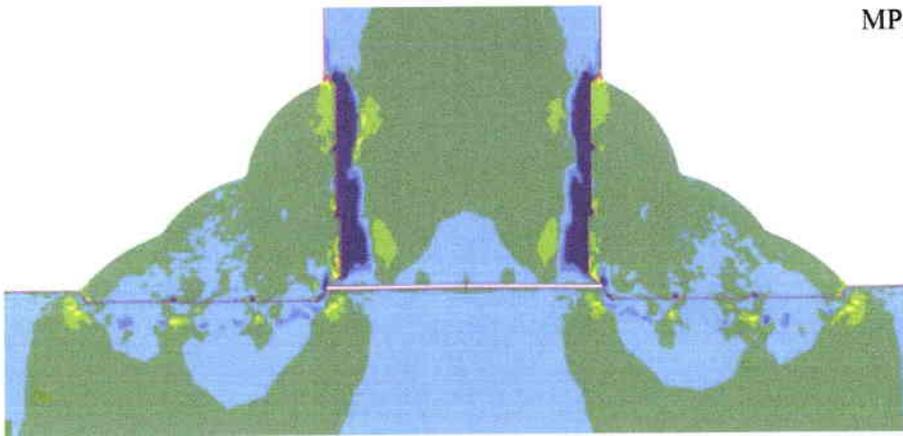


Contraintes transversales (σ_{xx}) – Avec traitement thermique

**Planche 5.29 : Contraintes transversales dans la semelle (σ_{xx})
Assemblage multipasse (6 passes) – Avec et sans traitement thermique**

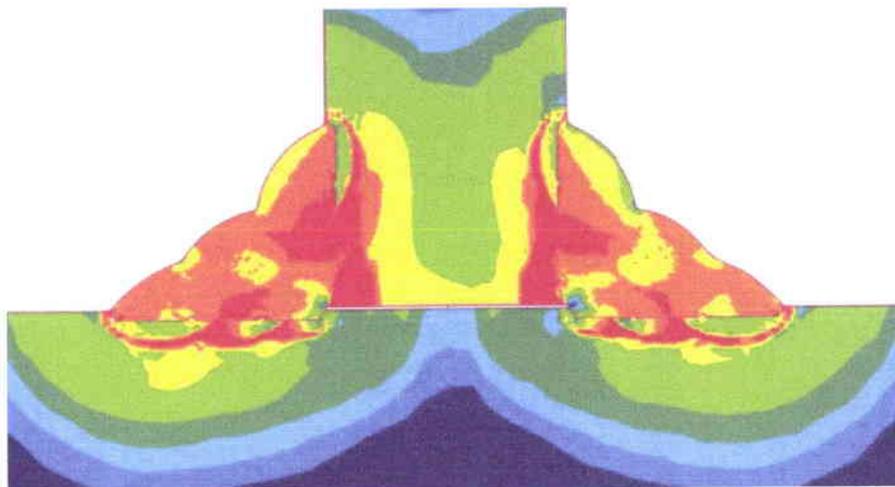


Contraintes transversales (σ_{yy}) – Sans traitement thermique

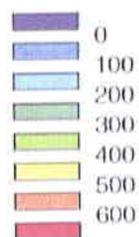
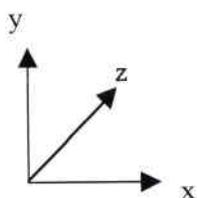


Contraintes transversales (σ_{yy}) – Avec traitement thermique

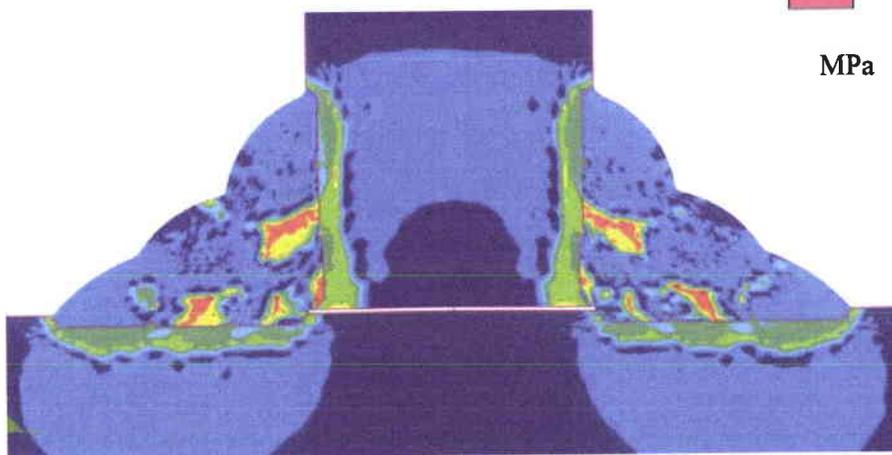
**Planche 5.30 : Contraintes transversales dans l'âme (σ_{yy})
Assemblage multipasse (6 passes) – Avec et sans traitement thermique**



Contraintes longitudinales (σ_{zz}) – Sans traitement thermique



MPa



Contraintes longitudinales (σ_{zz}) – Avec traitement thermique

**Planche 5.31 : Contraintes longitudinales dans l'assemblage (σ_{zz})
Assemblage multipasse (6 passes) – Avec et sans traitement thermique**

6 Exemple d'application pour l'approche mécanique locale

6.1 Introduction générale

Dans l'industrie de la construction métallique, la tenue à la fatigue des assemblages est déterminée par des recommandations préétablies, définies par classes de détail d'assemblages soudés et qui regroupent les faisceaux de courbes de Wöhler. Certes, ces recommandations sont indispensables à l'industrie mais nous pouvons actuellement leur reprocher de ne pas prendre en compte, pour chaque type d'assemblage étudié, certains paramètres locaux de l'assemblage soudé, qui conditionnent pourtant sa durée de vie. En effet, peu d'éléments permettent de considérer la géométrie du cordon de soudure ou l'état réel initial des contraintes résiduelles après soudage.

Depuis plusieurs années, l'Institut de Soudure et le CETIM ont conjugué des actions afin de mieux prédire le comportement en fatigue des assemblages soudés et, dans ce contexte, l'Institut de Soudure a proposé une nouvelle méthode de prédiction de la tenue à la fatigue de ces assemblages (méthode d'approche mécanique locale) [28, 29, 30, 31]. Un des paramètres importants de cette méthode, consiste à prendre en compte la qualité des soudures, en terme de géométrie de cordon, et l'état des contraintes résiduelles de soudage.

L'objectif de la suite de ces travaux consiste, à partir des résultats des travaux réalisés en simulation numérique (Chapitres 4 et 5) sur les assemblages d'angle, à intégrer l'influence de l'état des contraintes résiduelles dans l'application de la méthode de l'approche mécanique locale.

L'utilisation de critères de fatigue globaux, que nous trouverons en information dans l'annexe 1, ne nous donne pas entièrement satisfaction pour y intégrer l'influence des contraintes résiduelles locales dans la prédiction de la tenue à l'endurance des soudures. La suite de cette étude s'est donc orientée vers l'application des critères locaux (annexe 1) et nous avons choisi plus particulièrement le critère local de Dang Van pour prédire la durée de vie en fatigue des assemblages soudés, en prenant en compte la qualité des cordons, l'état des contraintes résiduelles et les conditions de sollicitations mécaniques.

6.2 Définition d'un critère de fatigue local [28, 29, 30, 31]

Ce chapitre a pour objectif de compléter l'approche mécanique locale existante, en intégrant l'histoire thermo-métallurgique et mécanique inhérente au processus de soudage (monopasse et multipasse), dans la définition du critère local d'endurance. Ces travaux permettent de prendre en compte l'influence conjointe des discontinuités géométriques locales induites par la présence du cordon et de l'état des contraintes résiduelles locales produites par le mode opératoire de soudage, pour prédire la tenue en fatigue des assemblages d'angle.

6.2.1 Principe de l'approche mécanique locale

Les critères de fatigue, habituellement utilisés dans l'industrie, informent des tendances générales des expérimentations d'un matériau homogène et isotrope. Lors des essais uniaxiaux de fatigue, on considère que le matériau a un comportement purement élastique d'un point de vue macroscopique. Les résultats de ces essais sont représentés dans un diagramme de Wöhler avec $N \geq 10^7$ cycles (le diagramme est défini dans le paragraphe 6.2.1). Nous obtenons ainsi la limite d'endurance du matériau considéré.

Quand on se place à l'échelle du grain, on observe que le matériau est constitué de cristaux orientés aléatoirement. Les cristaux mal orientés, par rapport au chargement, se plastifient durant la sollicitation cyclique et créent finalement une microfissure de fatigue. Le but de l'approche mécanique locale est alors de mieux prédire le comportement en fatigue des assemblages soudés, en prenant en compte les conditions cycliques réelles qui engendrent l'endommagement des matériaux.

6.2.2 Application de l'approche mécanique locale aux soudures d'angle [32]

a) Application spécifique du critère de Dang Van

L'application du critère de Dang Van est effectuée à l'Institut de Soudure. Ce critère est utilisé dans le cas spécifique des assemblages soudés en angle et sollicités transversalement avec une amplitude de charge constante. Dans ce cas, l'approche mécanique a été définie en posant les trois hypothèses suivantes :

- On se place dans le repère principal de contrainte en pieds et racine du cordon de soudure,
- L'amplitude de la contrainte principale locale normale à la surface des zones sensibles de la soudure ($\Delta\sigma_2$), est nulle,
- L'amplitude de la contrainte principale locale longitudinale ($\Delta\sigma_3$), est négligeable devant l'amplitude de la contrainte principale locale transversale ($\Delta\sigma_1$), c'est à dire : $\Delta\sigma_3 \ll \Delta\sigma_1$

Dans le cas d'un chargement nominal proportionnel, on peut supposer, parmi les grains qui composent les matériaux, qu'il y en a au moins un qui subit une étendue de contrainte locale égale à l'étendue de contrainte macroscopique σ_1 (en sens et en amplitude) appliquée dans la zone sensible du cordon de soudure (pied ou racine). Dans cette hypothèse, le critère de fatigue se simplifie et s'écrit alors en fonction de l'amplitude maximale de cisaillement (τ_{\max}) et de la pression hydrostatique (P_{\max}), calculées dans chaque zone sensible du cordon de soudure. Le critère est du même type que celui développé par Dang Van.

Ce critère est décrit sous la forme de l'inéquation suivante : $\tau_{\max} + aP_{\max} < b$
avec $\tau_{\max} = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) = \frac{1}{2}\sigma_{1a}$ et $P_{\max} = \frac{1}{3}tr\Sigma = \frac{1}{3}(\sigma_{1m} + \sigma_{1a})$

σ_{1m} : contrainte principale locale moyenne du cycle de fatigue,
 σ_{1a} : amplitude de contrainte principale locale alternée du cycle de fatigue,
a et b sont des constantes du matériau.

La limite d'endurance de la soudure est atteinte quand le trajet de chargement coupe la droite d'équation :

$$\tau_{\max} + aP_{\max} = b$$

Détermination des constantes de matériaux a et b :

Les assemblages testés expérimentalement, sont des assemblages soudés en angle et sollicités transversalement, dans le cas spécifique d'un chargement nominal uniaxial proportionnel.

Afin de déterminer la limite d'endurance de ces assemblages soudés, par la méthode de l'approche mécanique locale, l'état des étendues de contraintes mécaniques présentes dans chaque zone sensible du cordon, doit être connu ($\Delta\sigma_1$). Cet état est déterminé par simulation numérique en fonction des caractéristiques de l'assemblage, de la qualité du cordon de soudure et du chargement nominal [30]. Ce type de calcul est un calcul mécanique fait dans l'hypothèse 2D (bidimensionnelle), en utilisant un matériau ayant un comportement macroscopique élastique. Ensuite, il a été nécessaire de déterminer expérimentalement la limite d'endurance locale de ces assemblages pour intégrer les propriétés locales (a et b) des matériaux testés.

Remarque : On suppose, bien qu'une soudure soit par définition de composition hétérogène (métal d'apport et ZAT), possédant en plus des grosseurs de grains différentes, que les constantes a et b correspondent localement à un matériau "équivalent représentatif" de la liaison locale soudée.

Pour déterminer les constantes a et b, le programme d'essais avait été effectué sur des assemblages soudés bruts de soudage. La limite d'endurance était fixée à $2 \cdot 10^6$ cycles pour une probabilité de non-rupture de 95%.

Trois rapports de charge R et trois types de chargement ont été testés :

$$\text{➤ } R = \frac{\sigma_{\min}}{\sigma_{\max}} : 10; -1 \text{ et } 0.1$$

➤ Chargement : traction uniaxiale, traction-flexion et flexion.

Pour chaque cas de chargement étudié, nous avons provoqué l'amorçage d'une fissure de fatigue dans chacune des trois zones sensibles du cordon de soudure. Le critère d'amorçage était défini par l'étude de $\Delta\sigma_{1\max}$. Ces zones ont été définies dans le paragraphe 3.4.

La figure 6.1 présente différentes zones d'amorçage de fissure dans la soudure dans des assemblages sollicités différemment les uns des autres.

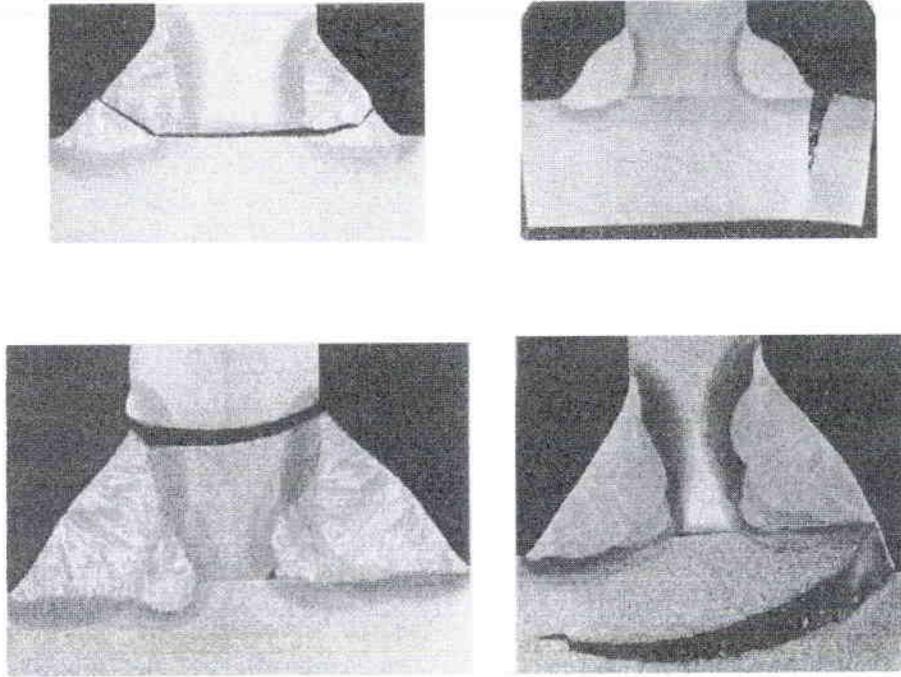


Figure 6.1 : Zones d'amorçage de fissure dans la soudure dans des assemblages sollicités différemment les uns des autres.

Les résultats des essais réalisés ont été regroupés dans un même diagramme (P, τ) de Dang Van. La figure 6.2 présente ce diagramme.

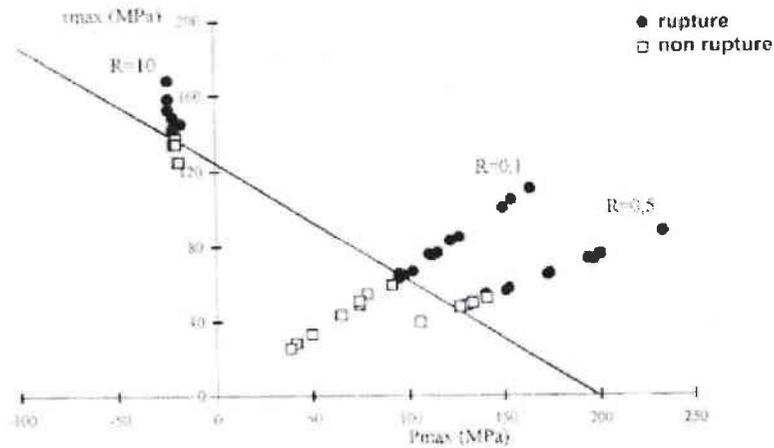


Figure 6.2 : Diagramme de Dang Van réalisé à partir de résultats d'essais

Ces résultats d'essais ont alors permis de calculer les constantes a et b du critère de Dang Van. Les valeurs des paramètres a et b sont alors : $a = 0.62$ et $b = 124.5$ MPa

Remarque : Les constantes a et b sont dans ce cas, définies pour un matériau "équivalent", localisées dans chaque site d'amorçage du cordon de soudure, qui est soumis à un champ de contraintes internes du au soudage. Les constantes naturelles du matériau a^ et b^* seront déterminées ultérieurement sur des assemblages soudés puis testés à l'état détensionné.*

A la vue des résultats d'essais et de ce diagramme, nous nous apercevons qu'il est possible de déterminer la zone d'amorçage du cordon et la tenue en fatigue de ces assemblages à partir du critère de l'approche mécanique locale. Toutefois, nous nous apercevons qu'il existe quelques résultats, proche de la droite de Dang Van, qui ne respectent pas, avec une précision suffisante, le critère local. Des travaux complémentaires ont alors permis d'apprécier les constantes a^* et b^* , pour un état "moyen" d'assemblage détensionné des contraintes résiduelles.

b) Prise en compte des contraintes résiduelles dans l'approche mécanique locale

i) Définition

Dang Van a déjà introduit la notion de champ de contraintes résiduelles dans son critère, sous la forme de pression hydrostatique.

Le critère devient :

$$\tau_{\max} + a^* \left[P_{\max} + \frac{1}{3} tr(\sigma_{res}) \right] < b^*$$

avec $tr(\sigma_{res})$: trace du tenseur des contraintes résiduelles adaptées et a^* , b^* : constantes du matériau déterminées sur des assemblages détensionnés thermiquement.

Les contraintes résiduelles utilisées pour établir ce critère, sont issues des résultats de l'étude portant sur la simulation numérique du soudage (chapitres 4 et 5).

ii) Applications numériques

Les assemblages d'angle ont été choisis dans le panel des simulations numériques des deux chapitres précédents, de façon à mettre en évidence l'influence de l'état de fortes contraintes résiduelles dans les zones étudiées et testées en fatigue.

Dans ce cas, nous rappelons que nous étudions différentes zones en fatigue :

- ★ Pieds de cordon sur la semelle (zones 1 et 4),
- ★ Pieds de cordon sur l'âme (zones 2 et 5),
- ★ Racine de l'assemblage : zone 3 et 6.

Nous avons utilisé les résultats des simulations numériques du soudage monopasse et multipasse, réalisé en trois passes. Ces modélisations ont été réalisées pour un acier S355 avec une transformation bainitique au refroidissement.

Pour le premier cas, nous nous sommes intéressés au soudage monopasse d'un assemblage d'angle. L'assemblage a une épaisseur d'âme de 10 mm et une épaisseur de semelle de 20 mm. Le rayon de raccordement en pied de cordon est de 0.5 mm. Le soudage est réalisé sans bridage extérieur de la semelle et l'âme est en libre rotation.

La figure 6.3 présente les contraintes résiduelles dans cet assemblage, suivant les zones testées en fatigue ainsi que les rapports de charge utilisés. Le choix de la configuration géométrique de cet assemblage et la procédure de soudage exécutée, sont définis pour accentuer, dans les zones testées en fatigue, l'écart entre les contraintes résiduelles présentes dans le premier et le second cordon (zones 1 et 4, figure 6.6.a et zones 2 et 5, figure 6.6.b). D'autre part, pour que l'état des contraintes mécaniques locales ne soit pas un critère suffisant pour provoquer l'amorçage dans un des deux cordons sollicités en fatigue, les qualités géométriques des zones testées en fatigue du premier et second cordon, sont deux à deux identiques (zones 1 et 4, figure 6.6.a et zones 2 et 5, figure 6.6.b).

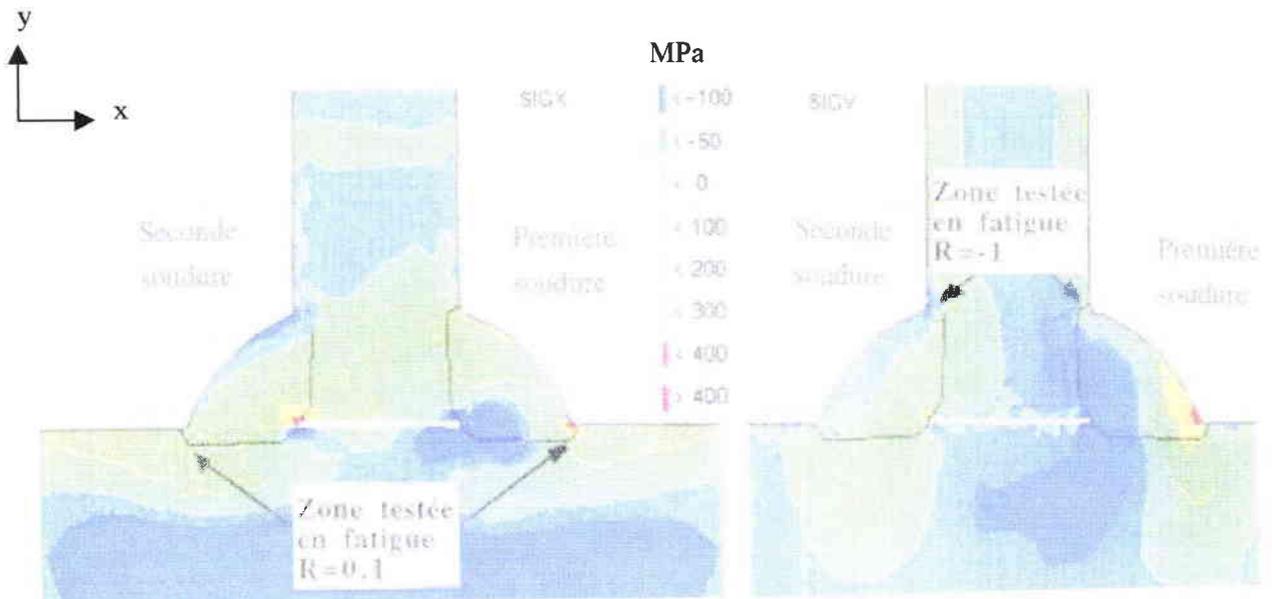


Figure 6.3 : Distribution des contraintes résiduelles dans les assemblages symétriques monopasse

Par opposition au premier cas d'étude, le second modèle a été réalisé en considérant une configuration d'assemblage asymétrique. Nous avons choisi de modéliser un soudage multipasse réalisé en trois passes. L'assemblage a une épaisseur d'âme de 20 mm et une épaisseur de semelle de 20 mm. Le soudage est réalisé sans bridage extérieur de la semelle et l'âme est en libre rotation. Nous avons réalisé la modélisation de deux séquences de soudage différentes, habituellement utilisées dans l'industrie.

Les deux séquences de soudage sont présentées sur la figure 6.4.

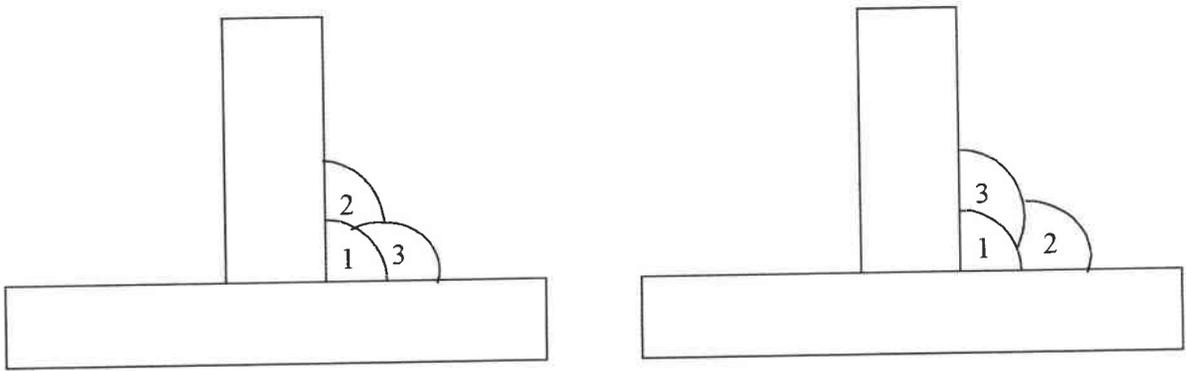


Figure 6.4 : Séquences de soudage pour un assemblage multipasse

La figure 6.5 présente les contraintes résiduelles dans les deux assemblages, suivant les zones testées en fatigue

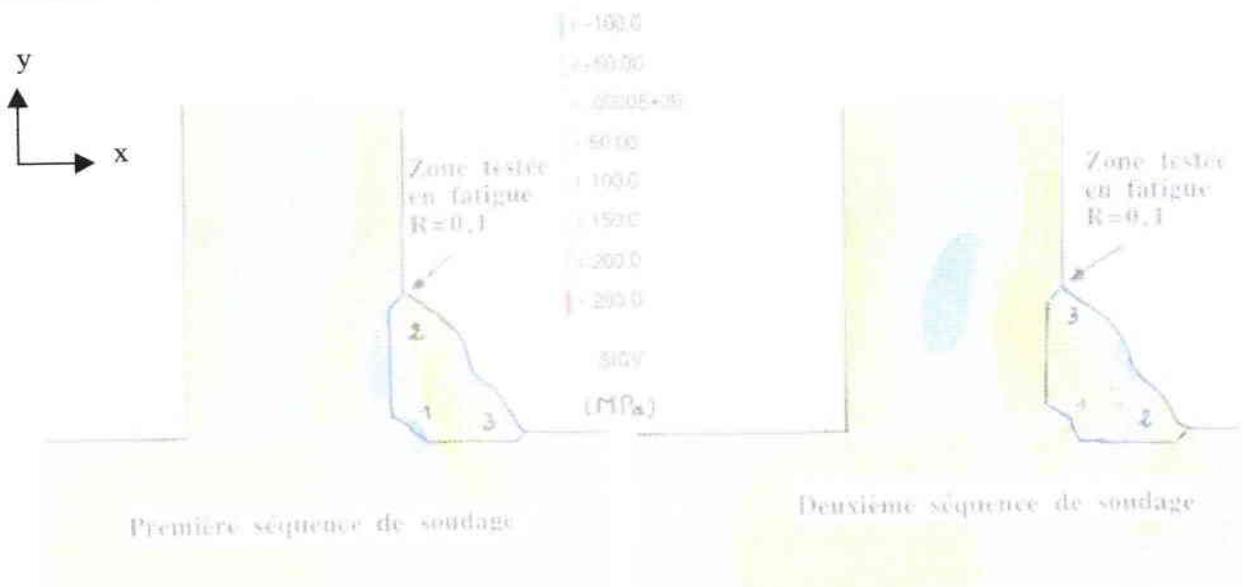


Figure 6.5 : Distribution des contraintes résiduelles pour des assemblages asymétriques multipasse

Malgré la simulation des deux séquences de soudage multipasse distincte pour réaliser le cordon, les conditions de bridage appliquées à ce type d'assemblage, sont définies de façon à obtenir après soudage, un même état de contraintes internes dans la zone testée en fatigue, qu'est le pied de cordon sur l'âme (zone 2, figures 6.6.c et 6.6.d). Ce choix doit permettre de valider par défaut, le critère local d'endurance car la tenue en fatigue de ces deux configurations devrait être identique. Par contre, nous constatons que ces deux séquences de soudage induisent des états de contraintes résiduelles différentes dans les autres zones sensibles du cordon (zone 1 : pied de cordon sur la semelle et zone 3 : racine du cordon).

Le tableau suivant présente, pour chaque cas d'étude et pour chaque zone de la soudure, la trace du tenseur des contraintes résiduelles prise en compte dans l'application du critère de Dang Van au cours du programme expérimental.

	Tr (σ_{res}) dans chaque zone de la soudure (MPa)	
	Premier cordon	Second cordon
<i>Assemblage symétrique monopasse : R = 0.1</i>	zone 1 : 300	zone 4 : 200
<i>Assemblage symétrique monopasse : R = -1</i>	zone 2 : 250	zone 5 : 100
<i>Assemblage asymétrique multipasse : R = 0.1</i>	Première séquence de soudage zone 2 : 50	Deuxième séquence de soudage zone 2 : 50

c) Réalisation d'essais de fatigue

i) Définition des conditions d'essais de fatigue

Les assemblages d'angle sont en acier courant (S355), soudés dans des conditions identiques à celles qui sont considérées pour la simulation numérique du soudage. L'objectif étant de mettre en évidence l'incidence des contraintes résiduelles, les géométries locales des zones testées des cordons sont sensiblement identiques à celles qui ont été définies pour la phase de modélisation du soudage. Les quatre cas d'étude retenus pour le programme d'essais sont présentés sur la figure 6.6.

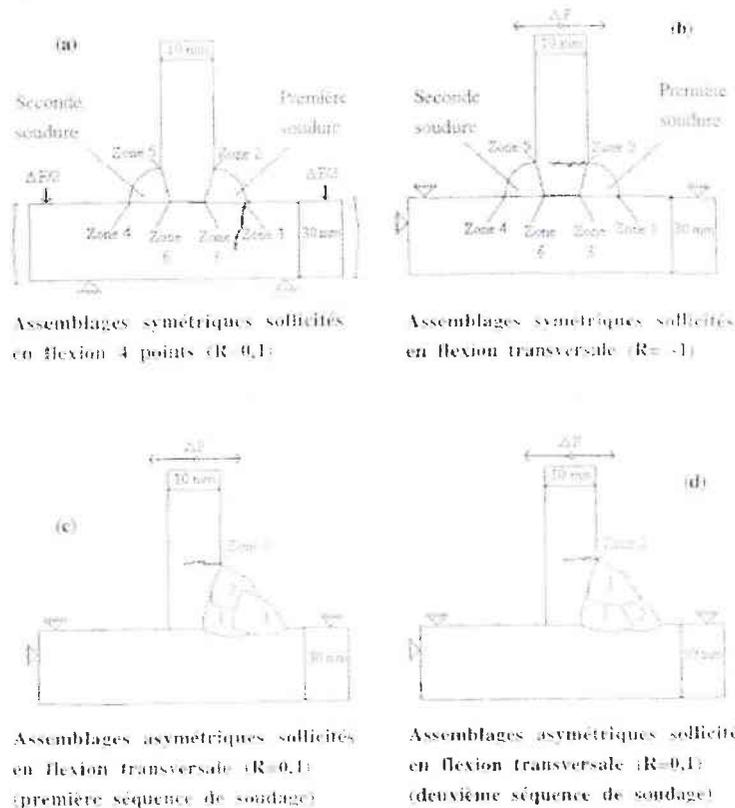


Figure 6.6 : Cas d'étude pour le programme d'essais

Les éprouvettes sont sollicitées sur des machines servohydrauliques en flexion quatre points ou en flexion transversale, comme le montre la figure 6.6. Les amplitudes de forces sont constantes et les rapports de charge sont définis à $R=0,1$ et -1 .

L'amplitude de contrainte locale appliquée en pied de cordon de soudure (zone 1-4 ou 2-5) est déterminée à partir de relations analytiques spécifiques et présentées dans [34]. La prise en compte des contraintes résiduelles, déterminées par simulation numérique, pour prédire la tenue à la fatigue de soudures, est ensuite réalisée pour chaque type d'assemblage, en appliquant le critère local de Dang-Van. L'analyse mécanique est dans ce cas, effectuée à l'échelle locale des amplitudes de contraintes dans la soudure.

ii) Résultats d'essais de fatigue

La figure 6.7 représente dans le diagramme (τ, P) l'ensemble des résultats expérimentaux obtenus sur les assemblages d'angle, en considérant dans chaque cas, les qualités géométriques respectives des zones testées ainsi que les états des contraintes résiduelles qui sont induits par les différents modes opératoires de soudage.

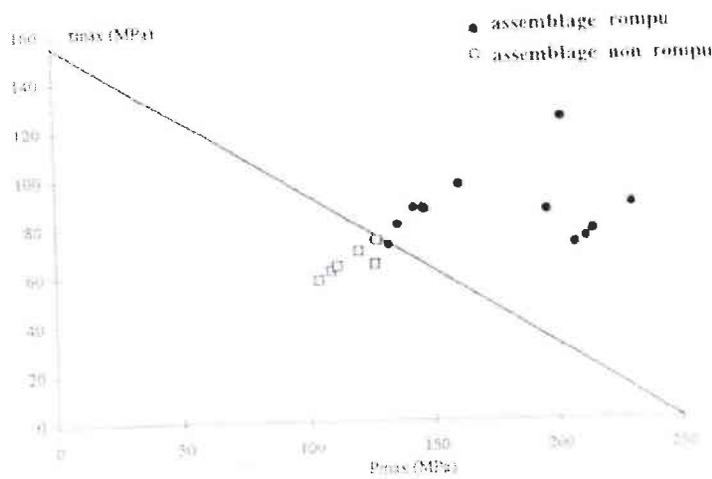


Figure 6.7 : Diagramme (τ, P) prenant en compte la qualité géométrique et les contraintes résiduelles

La figure 6.8 présente le diagramme (τ , P) de ces mêmes essais de fatigue sans que soit pris en compte l'état des contraintes résiduelles de soudage.

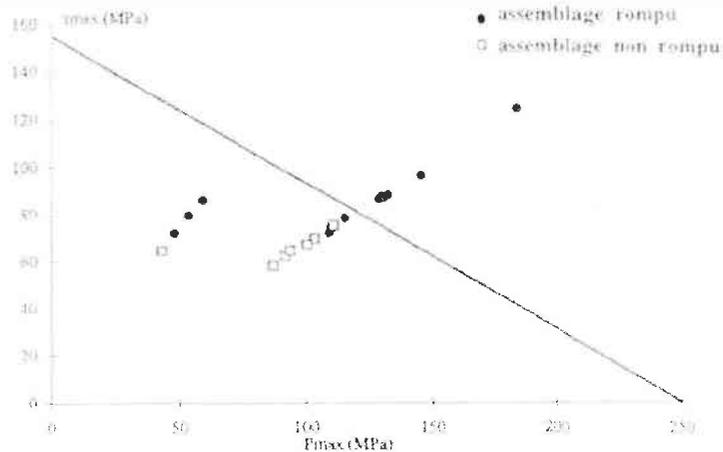


Figure 6.8 : Diagramme (τ , P) sans prendre en compte les contraintes résiduelles

Sur l'ensemble des assemblages étudiés et malgré la complexité physique du phénomène de soudage, 95 % des essais de fatigue ont validé le critère local de fatigue ainsi que la prédiction des zones d'amorçage lorsque l'état initial des contraintes résiduelles est pris en compte. Par contre, lorsque les contraintes internes ne sont pas considérées, il n'est pas possible de prédire la zone d'endommagement des différentes classes d'assemblages et l'appréciation de la limite d'endurance des soudures devient très relative.

L'analyse de ces résultats démontre donc l'intérêt de connaître précisément l'état initial des contraintes internes dans les soudures pour prédire la zone d'amorçage (parmi les six sites possibles des soudures symétriques) et la limite de fatigue des assemblages d'angle.

Ces travaux démontrent donc toute la potentialité du concept local dans l'analyse de la prédiction du comportement des assemblages d'angle en respect du procédé et de la séquence de soudage des cordons monopasse (cordon 1 ou 2) et des soudures multipasse (influence de la séquence du soudage d'un même cordon).

6.3 Conclusions

Pour progresser dans la méthode de l'approche locale et prédire de façon fiable, l'endommagement en fatigue et les sites d'amorçage dans les assemblages soudés en angle, nous avons donc commencé par prendre en compte l'influence conjointe de la qualité géométrique des soudures, c'est à dire le rayon de raccordement, et le mode opératoire de soudage dans le critère local d'endurance.

L'ensemble des assemblages testés en fatigue pour cette étude, a permis de valider, dans 95% des cas, la proposition du critère local d'endurance, tant pour déterminer la tenue à la fatigue des soudures que pour prévenir des zones d'amorçage dans les cordons.

Cette étude a permis, par ailleurs, de démontrer que la détermination des contraintes résiduelles de soudage, indispensables à l'application de l'approche locale pour les structures soudées, peut être obtenue numériquement de façon fiable et précise grâce à des codes de calcul aux éléments finis dont SYSWELD est particulièrement représentatif.

De plus, ces résultats font apparaître les perspectives d'utilisation de cette nouvelle méthode d'aide à la conception des constructions soudées pour prédire, non seulement le comportement mécanique des structures soudées mais aussi, pour optimiser les éléments du mode opératoire de soudage influant sur les contraintes résiduelles (choix du procédé de soudage, de la procédure de soudage, de la séquence de soudage, des conditions de bridage, de la température imposée entre passes, du traitement thermique de détensionnement...).

Conclusion générale

Ces travaux de thèse réalisés en simulation numérique avaient avant tout pour objectif de répondre aux préoccupations actuelles de l'industrie de la construction métallique qui sont de mieux appréhender la distribution des contraintes résiduelles dans les assemblages soudés en angle et mieux évaluer leur incidence en fatigue. Pour cela, nous nous sommes essentiellement intéressés aux applications courantes d'assemblages d'angle en acier S355, soudés à l'aide d'un procédé à l'électrode enrobée, en monopasse et en multipasse, en prenant en compte les pratiques usuelles appliquées par les soudeurs dans les ateliers de fabrication.

Ces travaux ont permis, en premier lieu, d'établir une base de données expérimentale complète et indispensable pour la modélisation numérique du soudage de ce type d'application. Celle-ci comprend les caractéristiques thermiques, métallurgiques et mécaniques, à toute température, pour les deux matériaux, métal de base et métal d'apport.

Les applications successives ont ensuite permis de mettre en évidence une bonne corrélation entre les valeurs expérimentales et numériques, aussi bien dans le cas de la modélisation thermo-métallurgique que dans le cas de la modélisation mécanique, ce qui prouve la fiabilité des nouvelles méthodes numériques de modélisation telle que le code de calcul aux éléments finis SYSWELD. Nous pouvons cependant remarquer, pour des modèles réalisés en bidimensionnel que les contraintes résiduelles longitudinales au sens du soudage sont surestimées (et admises par les utilisateurs) d'un facteur multiplicatif compris entre 2 et 3, par rapport aux mesures expérimentales. L'étape suivante serait donc d'intégrer la troisième dimension en réalisant des modélisations numériques tridimensionnelles.

Concernant l'application proprement dite sur le soudage des assemblages en angle, toutes les simulations numériques qui ont été effectuées, mettent généralement en évidence la présence de contraintes résiduelles de traction en pied de cordon sur la semelle (zones 1 et 4) et nulles ou de compression en pied de cordon sur l'âme (zones 2 et 5). La distribution des contraintes résiduelles à la racine est dissymétrique (contraintes résiduelles de traction et de compression) pour le soudage monopasse et symétrique pour le soudage multipasse (contraintes résiduelles de traction). Dans tous les cas de figure, la présence de martensite au refroidissement fait apparaître une zone de compression sous cordon, dans la semelle (contraintes résiduelles transversales σ_{xx}) et dans l'âme (contraintes résiduelles transversales σ_{yy}).

A travers ces travaux de thèse, nous avons appris que pour des simulations numériques bidimensionnelles du soudage, il est préférable de détensionner les tôles avant soudage et il est plus judicieux de réaliser un soudage avec des conditions de bridage libres. Ce qui n'est plus vrai pour des applications tridimensionnelles.

L'étude paramétrique liée au mode opératoire de soudage, nous montre également l'importance des conditions de soudage sur l'intensité du champ des contraintes résiduelles :

- ↳ Dans le cas du soudage monopasse, le bridage d'un assemblage, qui a dans la pratique pour but de minimiser les déformations, produit un état de contraintes résiduelles de traction élevées dans la soudure puis, le débridage de cet assemblage a pour effet d'inverser le champ des contraintes résiduelles dans la semelle, où règne alors un état de compression important (ce qui est favorable vis à vis de la fatigue),
- ↳ Par ailleurs, aussi bien dans le cas du soudage monopasse que multipasse, nous constatons que l'épaisseur de la semelle a réellement un effet prépondérant sur les contraintes résiduelles transversales σ_{xx} en pied de cordon sur la semelle (zones 1 et 4), cela jusqu'à une situation stabilisée pour des épaisseurs de semelle supérieures à 40 mm,
- ↳ En ce qui concerne la qualité extérieure des cordons de soudure, les travaux antérieurs réalisés en fatigue avaient déjà permis de montrer l'intérêt d'améliorer le profil géométrique des soudures pour accroître la limite d'endurance des assemblages soudés. Cette étude complète cette tendance, car nous avons pu démontrer que lorsque la qualité de la soudure augmente, l'état des contraintes résiduelles diminue en pied de cordon,
- ↳ La suite de ces travaux s'est orientée vers l'étude de l'influence de la séquence de soudage. Les résultats obtenus ont également permis de répondre à bon nombre d'interrogations car la séquence de soudage joue un rôle prépondérant sur l'intensité du champ des contraintes résiduelles. En effet, par rapport à un soudage monopasse séquentiel, le soudage simultané des deux cordons diminue fortement et globalement les contraintes résiduelles dans chaque zone sensible de la soudure. De plus, nous observons une symétrie des contraintes résiduelles comme dans le cas du soudage multipasse,
- ↳ Enfin, nous avons étudié l'influence d'un préchauffage et d'un traitement thermique de détensionnement. En ce qui concerne le préchauffage, dans le cas du soudage monopasse, la température de maintien affecte plutôt les contraintes transversales que les contraintes longitudinales. Dans ce cas, cette procédure produit une diminution du champ des contraintes résiduelles de 20 à 30% par rapport à la température ambiante. Enfin, nous avons pu modéliser dans le cas du soudage multipasse réalisé en six passes, l'application d'un traitement thermique de détensionnement et simuler en fonction du temps et de la température imposée, le phénomène de relaxation des contraintes résiduelles de soudage dans l'assemblage, pour retrouver en final, un état de contraintes interne faible, homogène et par ailleurs bien connu des soudeurs.

Dans sa dernière phase, cette étude a permis de montrer les performances d'une nouvelle méthode de prédiction en fatigue, permettant à la fois de mieux décrire le comportement des matériaux mais également de répondre aux besoins industriels pour mieux optimiser la conception des structures soudées. Celle-ci est basée sur l'approche mécanique locale et permet, non seulement de prendre en compte les propriétés locales en fatigue, mais également d'intégrer l'influence des contraintes résiduelles présentes dans chaque site préférentiel d'amorçage. Les applications réalisées dans ces travaux montrent que dans 95% des cas, la méthode de prédiction en fatigue était valide, tant pour déterminer la tenue à la fatigue des soudures que pour prévenir des zones d'amorçage dans les cordons.

Ce dernier point nous conduit à une conclusion majeure de ces travaux. En effet, ceux-ci ont permis de démontrer successivement que la détermination des contraintes résiduelles de soudage est aujourd'hui indispensable pour optimiser la conception et la tenue en fatigue des structures soudées notamment pour permettre l'application de méthodes nouvelles telles que l'approche locale [44, 45, 46, 47, 48]. Cette démarche semble également indispensable pour prévoir un comportement en fatigue dans le cas d'une expertise, où la précision est requise. Pour y parvenir, des moyens nouveaux de modélisation sont en effet disponibles, dont SYSWELD est particulièrement représentatif. Par ailleurs, de nouvelles perspectives d'utilisation de ces outils numériques se dessinent aujourd'hui et pourront être mis au service des soudeurs pour les aider à optimiser le mode opératoire de soudage et minimiser les déformations résiduelles dans les structures soudées (choix du procédé de soudage, de la procédure de soudage, de la séquence de soudage, des conditions de bridage, de la température imposée entre passes, du traitement thermique de détensionnement...).

Pour concrétiser ces besoins, l'Institut de Soudure a notamment proposé la création d'un groupe de travail au sein de l'IIW (Institut International of Welding) [52], dont les objectifs identifiés à ce jour sont :

- ↳ Définir une base de données comprenant des données expérimentales et numériques, nécessaires à la prédiction des contraintes résiduelles dans les constructions soudées,
- ↳ Evaluer les possibilités des méthodes numériques existantes,
- ↳ Définir les actions futures du groupe de travail pour répondre aux besoins industriels.

Ce qui laisse de très bonnes perspectives d'applications pour les années à venir ...

Références bibliographiques.

- [1] *Soudage à l'arc - Tome 2 : procédé avec électrodes enrobées*; B. LEBOURGEOIS; Publications de la soudure autogène - Conseil international de la langue française pp. 19-23, 1987.
- [2] *Bases métallurgiques du soudage*; H. GRANJON; Publications du soudage et de ses applications pp 17-27, 1995.
- [3] *Modélisation du soudage d'alliages d'aluminium*; E. SARRAZIN; Thèse de l'Ecole Polytechnique, 08/12/95.
- [4] *Déformations et contraintes en soudage*; P. BERTHET; Publications de la soudure autogène, 1988.
- [5] *Rôle des contraintes résiduelles des structures soudées*; H.P. LIEURADE.
- [6] *Steam generators weld repairs and their influence on its lifetime*; L.JUNEC; VITKOVICE; Doc. IIW - X/XV - RSDP; 06/97.
- [7] *Issues and solutions to modelling technology for predictive welding residual stresses and distortion*; C.L. TSAI, The Ohio State University, Doc. IIW - X/XV - RSDP - 03/97.
- [8] *Intégration des contraintes résiduelles dans les bureaux d'étude, présentation d'une démarche globale*; J. LU, D. FRANCOIS, J.F FLAVENOT et H.P. LIEURADE.
- [9] *Le calcul des contraintes*; H. DEBAECKER; Hermès, 1988.
- [10] *Une approche simple du calcul des structures par la méthode des éléments finis*; D. GAY et J. GAMBELIN; Hermès.
- [11] *Introduction au principe de base de la méthode aux éléments finis*; J.B. ROELENS, 1995.
- [12] *Simulation numérique des contraintes résiduelles dans les assemblages d'angle*, M. CLERGÉ, 1995.
- [13] *Manuel d'utilisation SYSWELD, version 233*; FRAMASOFT+CSI.
- [14] *Simulation numérique du soudage par faisceau d'électrons - Contribution au développement d'un modèle prédictif de l'apport d'énergie*; M. COSTANTINI; Thèse de l'Université de Paris VI, 26/06/96.

- [15] *Etude théorique et numérique de la diffusion d'hydrogène dans les aciers*; J.B. LEBLOND; Thèse de Doctorat d'Etat ès Sciences Physiques, Université de Paris VI, 18/010/84.
- [16] *Fiabilité des constructions soudées - Calcul des contraintes résiduelles par simulation numérique d'une soudure multipasse de 30 mm préparée en V*; J.B. ROELEN; Rapport Institut de Soudure n°28420, 1992.
- [17] *Fiabilité des constructions soudées - Comparaison des contraintes mesurées et calculées par simulation numérique d'une soudure multipasse*; J.B. ROELEN; Rapport Institut de Soudure n°28624, 1993.
- [18] *Fiabilité des constructions soudées - Calcul des contraintes résiduelles par simulation numérique d'une soudure multipasse de 30 mm préparée en X*; J.B. ROELEN; Rapport Institut de Soudure n°28625, 1993.
- [19] *Fiabilité des constructions soudées - Comparaison des contraintes mesurées par perçage incrémental et calculées par simulation numérique d'une soudure multipasse; de 30 mm d'épaisseur préparée en X*; J.B. ROELEN; Rapport Institut de Soudure n°28736, 1993.
- [20] *Fiabilité des constructions soudées - Calcul des contraintes résiduelles par simulation numérique d'une soudure multipasse de 60 mm préparée avec un chanfrein étroit à double pente*; J.B. ROELEN; Rapport Institut de Soudure n°28846, 1994.
- [21] *Fiabilité des constructions soudées - Comparaison des contraintes mesurées par perçage incrémental et calculées par simulation numérique d'une soudure multipasse de 60 mm*; J.B. ROELEN; Rapport Institut de Soudure n°30109, 1995.
- [22] *Calcul par simulation numérique du champ des contraintes résiduelles de soudures d'angle - 1^{er} calcul - Assemblage symétrique, soudures en 1 passe*; M. CLERGÉ; Rapport Institut de Soudure n°30108, 1995.
- [23] *Calcul par simulation numérique du champ des contraintes résiduelles de soudures d'angle - 2^{ème} calcul - Assemblage symétrique, soudures en 3 passes*; M. CLERGÉ; Rapport Institut de Soudure n°31377, 1996.
- [24] *Calcul par simulation numérique du champ des contraintes résiduelles de soudures d'angle - 3^{ème} calcul - Assemblage symétrique, soudures en 6 passes*; M. CLERGÉ; Rapport Institut de Soudure n°31854, 1997.
- [25] *Calcul des structures en fatigue polycyclique*, P. BALLARD; LMS, Ecole Polytechnique.

- [26] *Fatigue polycyclique des métaux, une nouvelle approche*, I. V. PAPADOPOULOS; Thèse de l'Ecole Nationale des Ponts et Chaussées, 18/12/86.
- [27] *Dimensionnement à la fatigue polycyclique de structures soudées*, J.L. FAYARD; Thèse de l'Ecole Polytechnique, 19/11/96.
- [28] *Etude de la tenue à la fatigue des assemblages en angle (en acier E36-4), en fonction de la dimension de la pénétration des soudures, dans le cas d'une sollicitation combinée de traction et flexion*, J.J. JANOSCH; Thèse de l'Université de Metz, 24/10/91.
- [29] *Etude de l'amélioration des formes des soudures d'angle pouvant être apportées par le soudeur - Evaluation des comportements en fatigue des différents types de raccordement*, J.J. JANOSCH, S. DEBIEZ; Rapport Institut de Soudure n°28659, 1993.
- [30] *Comportement en fatigue des soudures d'angle - Evaluation de l'influence de la limite d'élasticité du métal de base conférée par la qualité supérieure*, J.J. JANOSCH, S. DEBIEZ; Rapport Institut de Soudure n°30199, 1995.
- [31] *Définition des soudures d'angle sollicitées en fatigue - Applications de la méthode aux assemblages de type poutre sur plaque soumis à un chargement transversal*, J.J. JANOSCH; Rapport Institut de Soudure n°31922, 1997.
- [32] *Contraintes résiduelles de soudage dans l'approche mécanique locale*, J.J. JANOSCH, S. DEBIEZ, M. CLERGÉ, K. DANG VAN; Soudage et Techniques Connexes, Janvier-Février 1997.
- [33] *NP-2793 - Research Project 2055-8 and Contract TSA 81-485. High-temperature elastic-plastic and creep properties for SA533 grade B class I and SA508 materials*, Combustion Engineering, Inc 1982.
- [34] *Aide à la définition des soudures d'angle sollicitées transversalement en fatigue*, J.J. JANOSCH; Rapport Institut de Soudure n°30020, 1994.
- [35] *Evaluation des défauts et de leur nocivité dans les constructions soudées – Tome 7 : Contraintes résiduelles dans les joints soudés par faisceau d'électrons (F.E)*, A. CARMET; Rapport Institut de Soudure Phase 2 – IS.MO2, 1987.
(Volume A : Détermination numérique des contraintes et déformations résiduelles dans un assemblage soudé par F.E et Volume B : Mesures des déformations résiduelles et calculs des contraintes).
Calculs effectués par Framasoft CSI, J. DEVAUX, D. PONT; Rapport NT-87.1000, 1987.

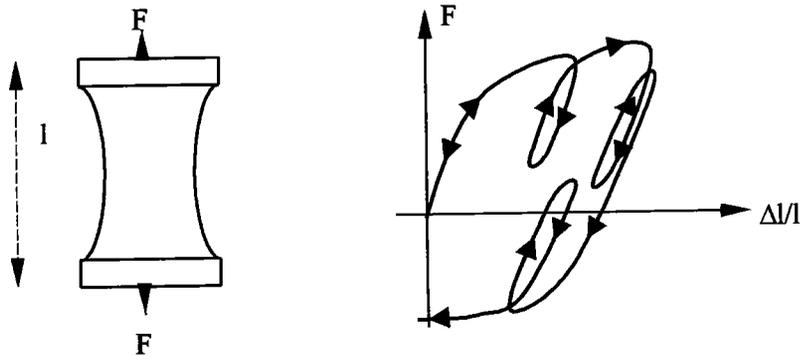
- [36] *Modélisation numérique du traitement de surface par faisceau laser et évaluation de la durée de vie en fatigue des pièces traités :*
J.J. JANOSCH, J.B. ROELENS; Rapport Institut de Soudure n°28290, 1992.
D. PONT; Rapport Framasoft CSI LEST-91/2021/A, 1991.
- [37] *Développement d'un logiciel d'aide à la conception des assemblages soudés*, Y. MENARD
- [38] IIW document XIII-1539-96 / XV-845-96
- [39] Eurocode 3, European code, "Design of Steel Structures" – Part 1.1 : General rules and rules for buildings, December 92
- [40] *La transmission de la chaleur au cours de la solidification, du réchauffage et de la trempe de l'acier*, Y. DARDEL, Edition de la revue de métallurgie, 1964.
- [41] *Simulation numérique des changements de phases, du rayonnement et de la convection – Applications aux traitements thermiques*, F. POTIER, J. DEVAUX, D. PONT et J.M BERGHEAU, Société Française des thermiciens, Journée d'étude du 06/02/1991.
- [42] *La simulation numérique du traitement thermique et du soudage – L'approche développée dans SYSWELD*, J.M BERGHEAU, D. PONT et J.B LEBLOND, Recherches soutenues par le MRT dans le secteur de la mécanique, Colloque Bilan 1991.
- [43] *Résultats d'essais effectués pour Framatome – Comportement dilatométrique et mécanique de l'austénite métastable d'un acier A533*, IRSID, Référence MET44, 1981.
- [44] *Simulation numérique des soudures d'angle*, M. CLERGÉ, Journée numérique du soudage - 1995.
- [45] *Numerical simulation of welding for determining the residual stress field – Application to multipass butt welds and to fillet welds*, M. CLERGÉ, J.J JANOSCH, S. DEBIEZ, Doc. IIW-X/XV-RSDP-12-97, San Francisco, 1997.
- [46] *Numerical simulation of manual arc welding of fillet welds (monopass and multipass) – Influence of the welding sequence on the residual stress state*, M. CLERGÉ, J.J JANOSCH, , Graz, 1997.
- [47] *Numerical simulation of manual arc welding of fillet welds (monopass and multipass) – Influence of the welding sequence on the residual stress state*, M. CLERGÉ, J.J JANOSCH, MAT-TEC : Analysis of residual stresses from materials to bio-materials, Reims, 1997.

- [48] *Simulation numérique du soudage pour la détermination du champ des contraintes résiduelles – Application aux soudures bout à bout multipasse et aux soudures d'angles*, M. CLERGÉ, J.J JANOSCH, S. DEBIEZ, Journées Nationales du Soudage, Marne la Vallée, 1997.
- [49] *Simulation numérique du soudage par faisceau d'électrons – Application sur acier et titane*, M. COSTANTINI, Journée numérique du soudage - 1995.
- [50] *Perspectives – Modélisation du soudage d'aluminium*, K. DANG VAN, E. SARRAZIN, Journée numérique du soudage - 1995.
- [51] *Modélisation des contraintes et déformations dues à une opération de soudage – Application au cas du lanceur Ariane 5*, M. BONNAFE, Journée numérique du soudage - 1995.
- [52] *Residual Stress and Distortion Prediction in welded structures (RSDP) – First annual report*, Commission X/XV, 50th Annual Assembly, San Francisco, 1997.

Annexe : Fatigue polycyclique et critères de fatigue [25, 26, 27]

1 Fatigue polycyclique

Le domaine d'action de l'approche mécanique locale est la fatigue polycyclique. Prenons comme exemple une éprouvette de traction. On lui applique alors une force variant dans le temps comme le montre la figure ci-dessous :



La force périodique appliquée s'écrit alors de la façon suivante : $F(t) = F_0 \cdot \sin(\omega t)$

En fixant ω et en prenant différentes valeurs de F_0 , on enregistre le nombre N de cycles subi par l'éprouvette jusqu'à rupture de celle-ci. En répétant cet essai sur des éprouvettes subissant différentes valeurs de F_0 , on obtient un nombre de cycles à rupture N qui diffère également. On définit alors une courbe dans le plan $(\log N, F_0)$. Cette courbe est appelée "courbe de Wöhler" et on observe généralement une asymptote horizontale à cette courbe pour une valeur de F_0 que l'on note f et que l'on nomme "limite d'endurance". Cette limite dépend de la nature du matériau utilisé et du type de chargement. Pour les aciers (en métal de base), l'ordre de grandeur de f est égal environ au tiers de la limite d'élasticité en traction simple (donc très inférieur à la valeur de la limite d'élasticité R_e). Après plusieurs essais sur différents types de matériau et/ou de chargement, on obtient un faisceau de courbes de Wöhler.

2 Chargements périodiques

Les chargements les plus rencontrés dans le milieu industriel sont les chargements périodiques que nous présentons dans ce paragraphe. A un temps t donné, l'état des contraintes est représenté par un point dans l'espace des contraintes. Ce point, pour un chargement périodique, décrit une courbe fermée (C) . La période T du chargement est le temps pour que le point considéré ait parcouru une fois la courbe (C) .

T est alors le plus petit intervalle de temps tel que : $\forall t, \quad \Sigma_{ij}(t+T) = \Sigma_{ij}(t)$

Nous nous intéressons plus particulièrement à un sous groupe des chargements périodiques que sont les chargements affines. Leur courbe représentative dans l'espace des contraintes, est un segment de droite.



Σ^A et Σ^B sont les états de contraintes pour les extrémités du trajet de chargement.

Si le point considéré varie de façon monotone entre les deux extrémités du chargement, alors le chargement est de type affine simple, sinon il est de type affine complexe. Un cas particulier des chargements affines est le chargement proportionnel ou radial. Dans l'espace des contraintes, le trajet de ce chargement est porté par une droite issue de l'origine du repère. Ce sont ces chargements qui sont les plus souvent utilisés dans l'industrie.

3 Critères de fatigue

3.1 Introduction

Suite aux nombreux essais réalisés en fatigue, nous nous sommes intéressés à généraliser les résultats de ces essais, sous forme de critères de fatigue. En effet, l'utilisation de critère permet de s'affranchir de la connaissance de la géométrie de l'assemblage étudié, du type de matériau utilisé, du type de chargement appliqué ... Un critère de fatigue nous informe sur l'endommagement qu'un assemblage subit lors d'un chargement périodique et permet de prévoir la tenue à la fatigue de cet assemblage.

A l'heure actuelle, il existe des critères de fatigue à l'échelle macroscopique et microscopique. Le critère de fatigue développé par l'Institut de Soudure, est un critère établi à l'échelle locale de la soudure. Pour arriver à sa définition, il est nécessaire de présenter les critères existants et ayant servi à l'élaboration de ce critère local.

3.2 Critères à l'échelle macroscopique

Tous les critères présentés dans ce paragraphe se font à l'échelle macroscopique.

Soit (Σ) l'état de contraintes macroscopique lié à un chargement donné. On définit :

- Σ_{\max} : la contrainte macroscopique maximale,
- Σ_{\min} : la contrainte macroscopique minimale,
- Σ_a : l'amplitude de contraintes macroscopiques telle que : $\Sigma_a = \frac{1}{2}(\Sigma_{\max} - \Sigma_{\min})$
- Σ_m : la contrainte macroscopique moyenne telle que : $\Sigma_m = \frac{1}{2}(\Sigma_{\max} + \Sigma_{\min})$

3.2.1 Critères uniaxiaux

Le trajet de chargement étant uniaxial, on se place dans un état de contraintes uniaxial macroscopique (Σ).

Le chargement qui produit cet état de contraintes, est de la forme :
$$\Sigma(t) = \begin{pmatrix} \Sigma_m + (\Sigma_a - \Sigma_m) \sin \omega t & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix}$$

Dans ce cas, on regarde l'influence d'une contrainte uniaxiale statique sur un essai de traction-compression cyclique. Ce cas de figure limite les actions car il agit dans un domaine limité.

Nous pouvons citer quatre critères, couramment utilisés dans le milieu industriel, qui découlent de ce type d'expériences. Ces critères sont définis à partir de l'amplitude de contraintes (Σ_a), de la contrainte moyenne (Σ_m), de la contrainte de rupture statique en traction (σ_u) et de la limite d'endurance en flexion alternée (f).

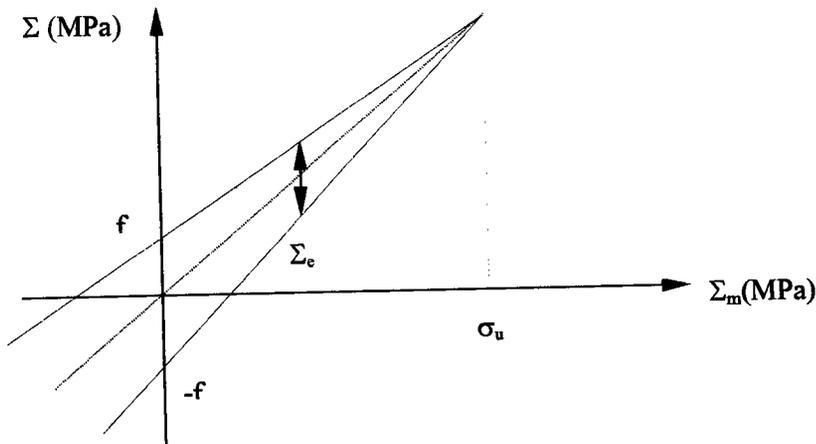
Ces critères sont les suivants :

- Le critère le plus utilisé dans l'industrie, est le *diagramme de Goodman* qui est défini de la façon suivante :

$$\frac{\Sigma_a}{f} + \frac{\Sigma_m}{\sigma_u} < 1$$

La représentation de ce critère est définie par un cône dans un repère de contraintes macroscopiques. Deux points situés sur une verticale à l'intérieur de ce diagramme, définissent une étendue de contraintes Σ_e (égale au double de l'amplitude de contraintes : $\Sigma_e = 2 \cdot \Sigma_a$) et une contrainte moyenne (Σ_m), ce qui permet d'en déduire le rapport de charge R. Les droites définissant ce cône, sont construites pour une probabilité de rupture donnée à $2 \cdot 10^6$ cycles (nombre de cycles à rupture pour les aciers considéré dans le domaine de la construction métallique). Si le matériau est soumis à une étendue de contraintes (Σ_e) située à l'intérieur du cône, le matériau possède une limite de fatigue "illimitée" (supérieure à $2 \cdot 10^6$ cycles).

Le diagramme de Goodman est présenté sur la figure ci-dessous :



- Le second critère est défini lui aussi, par un diagramme et a été développé par Haigh. Il est établi à l'aide de deux inéquations et s'écrit de la manière suivante :
$$\frac{\Sigma_a}{f} + \left(\frac{\sigma_u}{f} - 2 \right) \frac{\Sigma_m}{f} \leq 1 \text{ et } \frac{\Sigma_a}{f} \leq 1$$

- Le troisième critère est défini à l'aide d'une parabole et a été développé par *Gerber*. Il est très proche de celui décrit par *Goodman* : chaque terme de *Goodman* est mis au carré sauf la contrainte de rupture statique en traction. Il est défini de la façon suivante :
- $$\left(\frac{\Sigma_a}{f}\right)^2 + \frac{\Sigma_m}{\sigma_u} \leq 1$$

- Enfin, le dernier critère est celui de *Marin* et est décrit par l'équation d'une ellipse. Il est très similaire à celui de *Gerber*. La différence se situe dans le terme de la contrainte moyenne (Σ_m) : *Marin* l'utilise dans son critère sous forme de carré alors que *Gerber* l'utilise dans sa forme initiale.

$$\left(\frac{\Sigma_a}{f}\right)^2 + \left(\frac{\Sigma_m}{\sigma_u}\right)^2 \leq 1$$

3.2.2 Critères multiaxiaux

a) Critères multiaxiaux empiriques

Le domaine du chargement uniaxial est, par définition, très limité. Pour répondre aux besoins industriels, d'autres critères de fatigue ont été établis dès le début des années 30, afin d'intégrer des chargements plus réalistes et représentatifs des sollicitations multiaxiales que subissent les matériaux. Ces critères, issus de l'expérimentation par empirisme, permettent effectivement de prendre en compte des chargements multiaxiaux. Cependant, ils sont validés sur des domaines de sollicitations limités. Ces critères utilisent, dans leur définition, des paramètres tels que l'amplitude de contrainte (Σ_a), la contrainte moyenne (Σ_m), les limites d'endurance en flexion (f) et en torsion (t).

Ces critères sont les suivants :

- Formule de *Hohenemser et Prager* (1933) : Le chargement multiaxial utilisé par *Hohenemser et Prager*, est composé d'une traction statique superposée à de la torsion alternée. Le critère qu'ils ont proposé est

le suivant :

$$\frac{T_a^2}{t^2} + \frac{\Sigma_m}{\sigma_u} \leq 1$$

On peut noter l'influence de la traction statique sur la limite d'endurance en torsion t . Ici, σ_u représente la contrainte ultime en traction monotone.

- Critères de *Gough et Pollard* (1935) : *Gough et Pollard* se sont intéressés à des chargements multiaxiaux de flexion-torsion alternées pour des métaux ductiles ou fragiles. Ils ont obtenu deux critères de fatigue suivant le type de matériau testé.

Ces critères sont proposés dans le plan (Σ_a , T_a) où Σ_a et T_a sont positifs :

- Pour les matériaux ductiles, le critère est décrit sous forme du premier quadrant de l'ellipse ayant pour

équation :

$$\frac{T_a^2}{t^2} + \frac{\Sigma_a^2}{f^2} \leq 1$$

- Pour les matériaux fragiles, l'équation est plus complexe et se traduit de la manière suivante :

$$\frac{T_a^2}{t^2} + \left(\frac{f}{t} - 1\right) \frac{\Sigma_a^2}{f^2} + \left(2 - \frac{f}{t}\right) \frac{\Sigma_a}{f} \leq 1$$

Ces deux critères sont identiques quand la limite d'endurance en flexion est égale au double de celle en torsion, c'est à dire : $\frac{f}{t} = 2$

- Formule de *Davies* (1935) : *Davies* a mené quelques expériences avec un chargement de flexion-torsion. Ce trajet de chargement est affine mais non proportionnel.

Le critère se traduit par la relation suivante où intervient t_u la contrainte de cisaillement à la rupture,

sous charge monotone de torsion :
$$\left(\frac{\Sigma_a}{f}\right)^2 + \frac{T_m}{t_u} \leq 1$$

- Critère de *Nishitara-Kawamoto* (1941) : Les expériences menées par *Nishitara-Kawamoto* ont été réalisées en flexion-torsion sur neuf métaux différents. Ils ont ainsi établi deux critères de fatigue suivant la valeur du rapport entre la limite d'endurance en flexion et celle en torsion.

Si $\frac{f}{t} \geq \sqrt{3}$, on se retrouve dans le cas du premier quadrant de l'ellipse de *Gough et Pollard*,

Si $\frac{f}{t} \leq \sqrt{3}$, on obtient l'inéquation suivante :
$$\frac{T_a^2}{t^2} + \frac{1}{2} \left(1 - \left(\frac{f}{t}\right)^2\right) \frac{\Sigma_a^2}{f^2} + \frac{1}{2} \left(3 - \left(\frac{f}{t}\right)^2\right) \frac{\Sigma_a}{f} \leq 1$$

b) Critères multiaxiaux semi-empiriques

Devant la grande difficulté de caractériser les matériaux pour tous les types de chargement périodiques, il a été indispensable de déterminer des critères, plus adaptés, utilisant des bases physiques des phénomènes liés à la fatigue. Les critères qui ont été développés, s'appuient sur la base des mécanismes des premiers stades de propagation d'une fissure en fatigue.

Le stade I de propagation est représenté par le phénomène suivant : une fissure de fatigue une fois amorcée, se propage dans le plan de cisaillement. Ensuite, la fissure change de direction et se propage dans un plan perpendiculaire à la direction de la contrainte principale maximale de traction. C'est le stade II de propagation faisant l'objet de recherche dans un autre domaine qu'est la Mécanique de la Rupture. Deux types de critères s'intéressant au stade I, sont :

- Ceux s'inspirant de celui de Tresca,
- Ceux s'inspirant de celui de Von Mises.

i) Critères de type Tresca

Ce type de critère prend en compte la contrainte de cisaillement maximale. Nous rappelons ici le critère de Tresca :
$$F(\Sigma_{ij}) = \sup_{i,j} |\Sigma_i - \Sigma_j| - 2k \leq 0$$
 avec $F(\Sigma_{ij})$ la fonction seuil.

Ces critères sont définis en utilisant comme paramètre, une combinaison de la contrainte normale (σ_n) et de cisaillement (τ_n) sur un même plan (notion de contrainte équivalente).

Ils sont différents sur deux points :

- la définition de la contrainte équivalente,
- le choix du plan de propagation du stade I (plan de cisaillement critique).

Ces critères utilisent des constantes intrinsèques au matériau. On peut citer quelques critères tels que ceux de Stulen-Cummings en 1954, Findley en 1957, Mac Diarmid en 1973 et de Mataka en 1977.

ii) Critères de type Von Mises

Ce type de critère est basé sur l'interprétation énergétique du critère de Von Mises pour un chargement statique qui utilise le second invariant du déviateur (I_2) sous la forme de sa racine carrée.

Nous rappelons ici le critère de Von Mises qui a la forme suivante :

$$F(\Sigma_{ij}) = \sqrt{\frac{1}{2} \Sigma_{ij} \Sigma_{ij}} - k \leq 0 \quad \text{avec } F(\Sigma_{ij}) \text{ la fonction seuil}$$

La différence entre les critères découlant de celui de Von Mises, est la définition de la contrainte équivalente.

On peut citer le critère de Marin sous forme d'ellipse qui est une généralisation de l'ellipse de Marin décrite dans le paragraphe 6.2.3. Cette généralisation traduit l'influence d'une contrainte moyenne de traction sur la limite d'endurance en traction-compression asymétrique. Trois autres critères ont été établis et sont fréquemment utilisés : Crossland (1956), Sines (1959) et Kakuno-Kawada (1979) qui est une synthèse des deux critères précédents. Tous ces critères sont basés sur l'influence de la pression hydrostatique sur la limite d'endurance. Ils utilisent des paramètres tels que les limites d'endurance en flexion alternée (f) et torsion alternée (t).

Nous rappelons quelques définitions :

$$P(t) = \frac{1}{3} tr \Sigma(t) \quad P_{\max} = \max_{t \in T} P(t)$$

$$P_m = \frac{1}{2} \left(\max_{t \in T} P(t) + \min_{t \in T} P(t) \right) \quad P_a = \frac{1}{2} \left(\max_{t \in T} P(t) - \min_{t \in T} P(t) \right)$$

Les critères de type Von Mises sont les suivants :

- Le critère de *Crossland* a pour but de prendre en compte l'influence, constatée expérimentalement, de la pression hydrostatique maximale (P_{\max}) sur la résistance à la fatigue. Pour cela, la contrainte équivalente a été déterminée comme une combinaison linéaire de la contrainte de cisaillement (τ_a) et de la pression hydrostatique maximale (P_{\max}).

Elle est définie comme suit : $\tau_a + aP_{\max} \leq b$

avec a et b étant des constantes déterminées par des essais de fatigue réalisés pour des modes de chargements définis et distincts (par exemple en torsion et en flexion).

Dans le cas de la flexion-torsion, on a : $a = \frac{t - \frac{f}{\sqrt{3}}}{\frac{f}{3}} \quad b = t$

De plus, $a > 0$ donc $\frac{f}{t} < \sqrt{3}$. Le critère de *Crossland* est valable pour tout chargement périodique.

- Le critère de *Sines* définit quant à lui, la contrainte équivalente comme une combinaison linéaire de la pression hydrostatique en prenant la valeur moyenne (P_m) de celle-ci et de la contrainte de cisaillement τ_a . Ce qui conduit à la relation suivante :

$$\tau_a + aP_m \leq b$$

a et b sont identifiables par des essais en torsion et flexion alternées. Si nous appliquons cette relation dans le cas de la torsion-flexion alternée, nous obtenons le résultat suivant : $\frac{f}{t} < \sqrt{3}$

En effet, pour un chargement de torsion alternée, nous avons les résultats suivants :

$$\tau_a = t \quad \text{et} \quad P_m = 0 \quad \text{donc} \quad b = t$$

Pour un chargement en flexion alternée de la forme $\Sigma_{xx}(t) = f \cdot \sin \omega t$, nous trouvons les relations suivantes :

$$\tau_a = \frac{f}{\sqrt{3}} \quad \text{et} \quad P_m = 0$$

Sines considère que son critère est valable pour les matériaux ductiles (il le déconseille cependant pour les matériaux fragiles). Ce critère est utilisable pour tout chargement périodique.

- Le troisième critère, celui de *Kakuno et Kawada*, introduit l'influence conjointe de la valeur moyenne de la pression hydrostatique (P_m) et de l'amplitude de la pression hydrostatique (P_a), subit par le matériau durant les cycles de fatigue. Ils définissent la contrainte équivalente comme une combinaison linéaire de P_m , P_a et τ_a . Cela se traduit par la relation suivante :

$$\tau_a + aP_m + cP_a \leq b$$

Les trois constantes a, b et c peuvent être déterminées par des essais en torsion alternée, flexion alternée et flexion répétée. On obtient alors les valeurs de constantes suivantes :

$$b = t \quad c = \frac{t - \frac{f}{\sqrt{3}}}{\frac{f}{3}} \quad a = \frac{t - \frac{f_0}{\sqrt{3}}}{\frac{f_0}{3}} - c$$

3.3 Critères à l'échelle microscopique

Le passage de l'échelle macroscopique à microscopique, ne se fait pas de manière directe. Différents critères ont été développés à l'échelle du grain mais, nous nous attacherons principalement à celui qui a permis d'établir le critère de l'approche mécanique locale, à savoir le critère de Dang Van (1984).

3.3.1 Le critère original de Dang Van

L'hypothèse utilisée par Dang Van, est de dire qu'aucune fissure de fatigue ne s'amorcera au bout d'un nombre de cycle de chargement infini si et seulement si la réponse à la sollicitation cyclique au niveau du grain considéré est adaptée. Donc, la contrainte au niveau de ce grain au cours de ce cycle adapté, doit satisfaire à tout moment du cycle, le critère de plasticité.

Les différentes étapes suivies par Dang Van, sont les suivantes :

1. Déterminer le cycle de contraintes microscopiques adapté $\hat{\sigma}(t)$, à partir du cycle de chargement local,
2. Ecrire que $\hat{\sigma}(t)$ doit satisfaire le critère de plasticité,
3. Redéfinir le critère en utilisant les grandeurs macroscopiques.

Comme nous sommes à l'échelle microscopique, nous nous plaçons dans l'hypothèse d'un grain inclus dans un volume. Soit $\rho(t)$ défini comme étant le champ de contraintes autoéquilibré déterminé dans le volume

élémentaire du grain, appelé champ de contraintes résiduelles microscopiques et tel que : $\sigma(t) = \Sigma(t) + \rho(t)$

De plus, $\rho(t)$ est proportionnel aux déformations plastiques du grain, c'est à dire : $\rho(t) = -2\mu\varepsilon^p(t)$

avec μ étant le coefficient de Lamé. Dang Van définit ainsi $\hat{\sigma}(t)$ tel que : $\hat{\sigma}(t) = \Sigma(t) + \rho^*(t)$

Cette équation détermine $\hat{\sigma}(t)$ pour l'étape 1. $\rho^*(t)$ est le champ des contraintes résiduelles microscopiques adapté. Il est indépendant du temps car le grain étant dans un état adapté, il n'y a plus de plasticité dans ce grain.

L'étape 2 préconise que $\hat{\sigma}(t)$ satisfasse au critère de plasticité du grain et ce à tout instant. Cela se traduit par

un critère de la forme : $\forall t \quad f(\hat{\sigma}(t)) \leq 0$

Dang Van établit dès 1973 un critère de plasticité en prenant en compte l'influence de la pression hydrostatique sur la tenue en fatigue.

Ce critère est établi sous la forme suivante : $\forall n, \forall t \quad \hat{\tau}(n, t) + a\hat{p}(t) \leq b$
où $\hat{p}(t)$ est la pression hydrostatique instantanée et $\hat{\tau}(n, t)$ est la cission instantanée associée à $\hat{\sigma}(t)$.

a et b étant déterminées grâce à f et t (limites d'endurance flexion alternée et torsion alternée).

Le critère établi par Dang Van découle du critère de Von mises.

Nous pouvons écrire ce critère d'une autre manière : $\max_n \left\{ \max_t [\hat{\tau}(n, t) + a\hat{p}(t)] \right\} \leq b$

Les termes de cette inéquation sont à déterminer en fonction de la contrainte macroscopique $\Sigma(t)$.

Enfin, il reste à établir le critère en utilisant les grandeurs macroscopiques. On peut relier les pressions hydrostatiques macroscopique et microscopique par la relation suivante :

$$\hat{p}(t) = P = \frac{1}{3} \text{tr} \left(\Sigma(t) \right) \quad \hat{\tau}(n, t) \text{ reste difficilement calculable.}$$

3.3.2 Le critère final de Dang Van

Grâce des travaux complémentaires menés par Papadopoulos, on peut simplifier le critère de Dang Van.

On définit alors la cisssion microscopique maximale $\tau(t)$, donnée par l'égalité suivante :

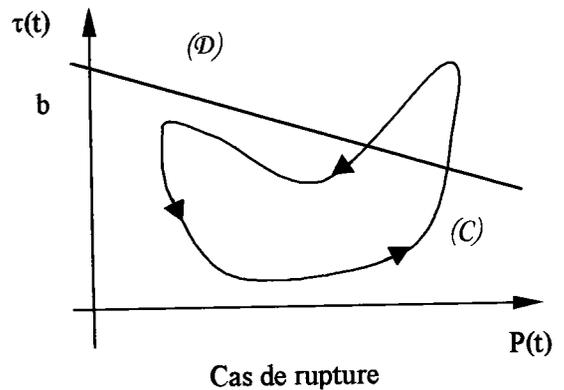
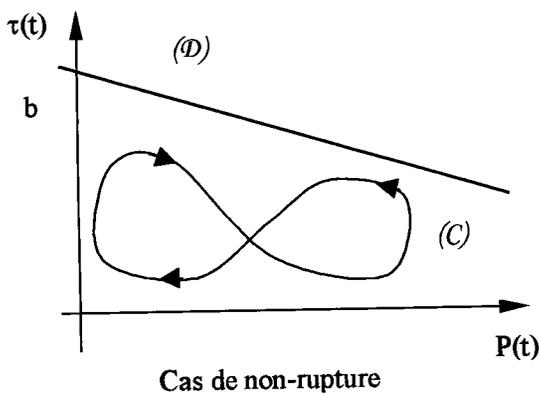
$$\tau(t) = \frac{\sigma_I(t) - \sigma_{III}(t)}{2}$$

où $\sigma_I(t)$ et $\sigma_{III}(t)$ sont respectivement la plus grande et la plus petite des valeurs propres du déviateur des contraintes microscopiques $\hat{\sigma}(t)$.

Le critère de Dang Van devient alors :

$$\max_t [\tau(t) + aP(t)] \leq b$$

Ce critère de fatigue est la base du critère de l'approche mécanique locale, développé par l'Institut de Soudure. On définit alors le diagramme de Dang Van, à savoir le trajet de chargement dans le plan (P, τ) . Deux cas se présentent : cas de non-rupture ou de rupture. Les schémas ci-dessous illustrent les deux cas :



La droite (D) est définie par l'équation suivante : $\tau(t) + aP(t) = b$

La courbe (C) est le trajet de chargement du point considéré :

- Si (C) reste en dessous de (D), aucune fissure de fatigue ne s'amorcera.
- Si (C) coupe (D), alors une rupture peut apparaître à l'endroit étudié.

Notations générales

Pour toute fonction u , nous posons : $\frac{du}{dt} = \dot{u}$

Les indices α et γ sont relatifs à la quantité respectivement, de ferrite-perlite et d'austénite.

Définition

A	:	Proportion de changement de phase par unité de temps	,	sans dim.
b(θ)	:	Paramètre du modèle de Johnson-Mehl-Avrami	,	sans dim.
C _p	:	Chaleur spécifique	,	J/kg.°C
d	:	Diffusivité	,	m ² /s
D	:	Grosueur du grain austénitique	,	Mm
E	:	Module d'élasticité ou d'Young	,	kN/mm ³
F(t)	:	Force appliquée en fonction du temps	,	N
f	:	Limite d'endurance en flexion alternée	,	Mpa
H	:	Enthalpie	,	
Hv	:	Dureté	,	Vickers
I	:	Intensité	,	A
l	:	Longueur	,	mm
L	:	Chaleur latente de changement de phase	,	J/m ³
Ms	:	Température de début de transformation martensitique	,	°C
N	:	Nombre de cycles à rupture	,	sans dim.
n(θ)	:	Paramètre du modèle de Johnson-Mehl-Avrami	,	sans dim.
P	:	Puissance	,	W
P	:	Trace du tenseur des contraintes	,	MPa
P _{max}	:	Pression hydrostatique maximale	,	MPa
P _a	:	Amplitude de la trace du tenseur des contraintes	,	MPa
P _m	:	Moyenne de la trace du tenseur des contraintes	,	MPa
P _i	:	Proportion de la phase i	,	sans dim.
P _{eq}	:	Proportion d'équilibre d'austénite	,	sans dim.
P _∞	:	Proportion de phase obtenue au bout d'un temps infini	,	sans dim.
R	:	Constante des gaz parfaits (8.314)	,	J/mol.K
R	:	Rapport de charge	,	sans dim.
R _e	:	Limite d'élasticité	,	N/mm ²
R _m	:	Limite à rupture	,	N/mm ²
s	:	Epaisseur de la semelle	,	mm
t	:	Temps	,	s
t	:	Limite d'endurance en torsion alternée	,	MPa
t _n	:	Contrainte de cisaillement à rupture	,	MPa
T	:	Température absolue	,	K
T	:	Période de chargement	,	s

T_a	:	Torsion alternée	,	MPa
T_m	:	Torsion moyenne	,	MPa
T_s	:	Temps de séjour au dessus d'une température θ_s	,	S
T_R	:	Temps de refroidissement entre deux températures	,	S
U	:	Tension	,	V
V	:	Vitesse de soudage	,	m/s
V_R	:	Vitesse de refroidissement à une température T_R	,	°C/s
ε	:	Tenseur des déformations	,	sans dim.
ε^e	:	Déformations élastiques	,	sans dim.
ε^{pc}	:	Déformations plastiques classiques	,	sans dim.
ε^{pt}	:	Déformations plastiques de transformation	,	sans dim.
ε^{th}	:	Déformations thermiques et métallurgiques	,	sans dim.
ϕ	:	Diamètre de l'électrode	,	mm
λ	:	Conductivité thermique	,	W/m.°C
μ	:	Coefficient de Lamé	,	sans dim.
θ	:	Température	,	°C
θ_m	:	Température maximale atteinte	,	°C
ρ	:	Masse volumique	,	kg/m ³
ρ	:	Rayon de raccordement en pied de cordon de soudure	,	mm
$\rho(t)$:	Tenseur des contraintes résiduelles microscopiques	,	MPa
Σ	:	Tenseur des contraintes macroscopiques	,	MPa
Σ_{max}	:	Contrainte macroscopique maximale	,	MPa
Σ_{min}	:	Contrainte macroscopique minimale	,	MPa
Σ_a	:	Amplitude de contraintes macroscopiques	,	MPa
Σ_e	:	Contrainte macroscopique moyenne	,	MPa
Σ_a	:	Etendue de contraintes macroscopiques	,	MPa
σ	:	Tenseur des contraintes microscopiques	,	MPa
σ_1	:	Contrainte principale transversale	,	MPa
σ_2	:	Contrainte principale normale	,	MPa
σ_3	:	Contrainte principale longitudinale	,	MPa
σ_u	:	Contrainte de rupture statique en traction	,	MPa
σ_{1a}	:	Amplitude de contrainte principale transversale	,	MPa
σ_{1m}	:	Contrainte principale transversale moyenne	,	MPa
σ_{res}	:	Tenseur des contraintes résiduelles adaptées	,	MPa
τ	:	Fonction de retard dans le modèle de Leblond-Devaux	,	l/s
τ_a	:	Contrainte de cisaillement	,	MPa
τ_{max}	:	Amplitude maximale de cisaillement	,	MPa
$\tau(t)$:	Cission microscopique maximale	,	MPa
ω	:	Vitesse	,	rad/s

SIMULATION NUMERIQUE DU SOUDAGE A L'ELECTRODE ENROBEE D'ASSEMBLAGES D'ANGLE EN ACIER S355

Résumé :

Pour répondre aux besoins industriels du mécano-soudage, une meilleure connaissance de l'influence des paramètres de soudage sur le niveau des déformations est nécessaire en vue de mettre en œuvre et prédire le comportement en fatigue des structures soudées.

Un des outils particulièrement adapté pour analyser cette influence est la simulation numérique du soudage.

La présente étude a pour objet la simulation numérique du soudage à l'électrode enrobée d'assemblage d'angle en acier S355, réalisée avec le code de calcul SYSWELD. Les lois de comportement thermiques, métallurgiques et mécaniques sont introduites dans les modèles afin de déterminer le champ de contraintes résiduelles et d'identifier les zones critiques des soudures.

A chaque nouvelle étape des calculs et pour chaque application, les résultats thermiques, métallurgiques et mécaniques sont comparés aux résultats expérimentaux. Une bonne corrélation entre les résultats numériques et expérimentaux est observée (cycles thermiques, taille et forme de la zone affectée thermiquement, contraintes résiduelles).

L'étude de l'influence des paramètres de soudage (énergie, séquence de soudage, conditions de bridage etc), sur le champ des contraintes résiduelles, est effectuée pour diverses configurations d'assemblages.

Afin d'analyser et d'optimiser la tenue en fatigue, l'influence du champ des contraintes résiduelles a été intégrée dans la méthode de l'approche mécanique locale. Les résultats encourageants démontrent l'intérêt et les perspectives d'application industrielles de ce type d'approche pour optimiser la conception, la fabrication et la tenue en service des structures soudées.

Mots clés : modélisation, soudage à l'électrode enrobée, assemblages d'angle, acier, thermique, métallurgique, mécanique, contraintes résiduelles, fatigue.

NUMERICAL SIMULATION OF MANUAL METAL ARC WELDING OF FILLET WELDED ASSEMBLIES IN S355 STEEL

Summary :

To meet the industrial needs in the field of welded structures, a better knowledge of the influence of welding parameters on the extent of distortion is required for fabricating welded structures and predicting their fatigue behaviour.

Numerical simulation of welding is one of the most adequate tools for analysing this influence.

This study deals with the numerical simulation of manual metal arc welding of fillet welded assemblies in S355 steel, conducted by using the SYSWELD calculation code. The laws of thermal, metallurgical and mechanical behaviour are introduced in the models for determining the residual stress field and identifying the critical zones in the welds.

At each further step of the calculations and for each application, the thermal, metallurgical and mechanical results are compared with the experimental results. A good agreement between the numerical and experimental results was obtained (thermal cycles, dimensions and shape of the heat affected zone, residual stresses).

The influence of welding parameters (energy, welding sequence, restraint conditions, etc.) on the residual stress field was studied for various joint geometries.

So as to analyse and optimise the fatigue behaviour, the influence of the residual stress field was integrated in the method based on local mechanical approach. The promising results demonstrate the interesting potential for industrial applications of this type of approach for optimising the design, the manufacture and the in-service behaviour of welded structures.

Keywords : modelling, manual metal arc welding, fillet welds, steel, thermal, metallurgical, mechanical, residual stresses, fatigue

SIMULATION NUMERIQUE DU SOUDAGE A L'ELECTRODE ENROBEE D'ASSEMBLAGES D'ANGLE EN ACIER S355

Résumé :

Pour répondre aux besoins industriels de la construction métallique, une meilleure connaissance de l'influence des paramètres de soudage sur le niveau des déformations est nécessaire en vue de mettre en œuvre et prédire le comportement en fatigue des structures soudées.

Un des outils particulièrement adapté pour analyser cette influence est la simulation numérique du soudage.

La présente étude a pour objet la simulation numérique du soudage à l'électrode enrobée d'assemblage d'angle en acier S355, réalisée avec le code de calcul SYSWELD. Les lois de comportement thermiques, métallurgiques et mécaniques sont introduites dans les modèles afin de déterminer le champ de contraintes résiduelles et d'identifier les zones critiques des soudures.

A chaque nouvelle étape des calculs et pour chaque application, les résultats thermiques, métallurgiques et mécaniques sont comparés aux résultats expérimentaux. Une bonne corrélation entre les résultats numériques et expérimentaux est observée (cycles thermiques, taille et forme de la zone affectée thermiquement, contraintes résiduelles).

L'étude de l'influence des paramètres de soudage (énergie, séquence de soudage, conditions de bridage etc), sur le champ des contraintes résiduelles, est effectuée pour diverses configurations d'assemblages.

Afin d'analyser et d'optimiser la tenue en fatigue, l'influence du champ des contraintes résiduelles a été intégrée dans la méthode de l'approche mécanique locale. Les résultats encourageants démontrent l'intérêt et les perspectives d'application industrielles de ce type d'approche pour optimiser la conception, la fabrication et la tenue en service des structures soudées.

Mots clés : modélisation, soudage à l'électrode enrobée, assemblages d'angle, acier, thermique, métallurgique, mécanique, contraintes résiduelles, fatigue.

NUMERICAL SIMULATION OF MANUAL METAL ARC WELDING OF FILLET WELDED ASSEMBLIES IN S355 STEEL

Summary :

To meet the industrial needs in the field of welded structures, a better knowledge of the influence of welding parameters on the extent of distortion is required for fabricating welded structures and predicting their fatigue behaviour.

Numerical simulation of welding is one of the most adequate tools for analysing this influence.

This study deals with the numerical simulation of manual metal arc welding of fillet welded assemblies in S355 steel, conducted by using the SYSWELD calculation code. The laws of thermal, metallurgical and mechanical behaviour are introduced in the models for determining the residual stress field and identifying the critical zones in the welds.

At each further step of the calculations and for each application, the thermal, metallurgical and mechanical results are compared with the experimental results. A good agreement between the numerical and experimental results was obtained (thermal cycles, dimensions and shape of the heat affected zone, residual stresses).

The influence of welding parameters (energy, welding sequence, restraint conditions, etc.) on the residual stress field was studied for various joint geometries.

So as to analyse and optimise the fatigue behaviour, the influence of the residual stress field was integrated in the method based on local mechanical approach. The promising results demonstrate the interesting potential for industrial applications of this type of approach for optimising the design, the manufacture and the in-service behaviour of welded structures.

Keywords : modelling, manual metal arc welding, fillet welds, steel, thermal, metallurgical, mechanical, residual stresses, fatigue.