UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

MODÉLISATION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES THERMIQUES ET ÉTUDE DE LEUR EFFET SUR LA VIE EN FATIGUE DE L'ACIER INOXYDABLE AUSTÉNITIQUE 304L

DANIEL PAQUET
DÉPARTEMENT DE GÉNIE MÉCANIQUE
ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION
DU DIPLÔME MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES
(GÉNIE MÉCANIQUE)
AOÛT 2006

© Daniel Paquet, 2006

Library and Archives Canada

Published Heritage Branch

395 Wellington Street
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Bibliothèque et Archives Canada

Direction du Patrimoine de l'édition

395, rue Wellington
Ottawa ON K1A 0N4
Canada

Your file Votre référence
ISBN: 978-0-494-19319-8
Our file Notre référence
ISBN: 978-0-494-19319-8

NOTICE:
The author has granted a non-exclusive license allowing Library and Archives Canada to reproduce, publish, archive, preserve, conserve, communicate to the public by telecommunication or on the Internet, loan, distribute and sell theses worldwide, for commercial or non-commercial purposes, in microform, paper, electronic and/or any other formats.

The author retains copyright ownership and moral rights in this thesis. Neither the thesis nor substantial extracts from it may be printed or otherwise reproduced without the author's permission.

AVIS:
L'auteur a accordé une licence non exclusive permettant à la Bibliothèque et Archives Canada de reproduire, publier, archiver, sauvegarder, conserver, transmettre au public par télécommunication ou par l'Internet, prêter, distribuer et vendre des thèses partout dans le monde, à des fins commerciales ou autres, sur support microforme, papier, électronique et/ou autres formats.

L'auteur conserve la propriété du droit d'auteur et des droits moraux qui protège cette thèse. Ni la thèse ni des extraits substantiels de celle-ci ne doivent être imprimés ou autrement reproduits sans son autorisation.

In compliance with the Canadian Privacy Act some supporting forms may have been removed from this thesis.

While these forms may be included in the document page count, their removal does not represent any loss of content from the thesis.

Conformément à la loi canadienne sur la protection de la vie privée, quelques formulaires secondaires ont été enlevés de cette thèse.

Bien que ces formulaires aient inclus dans la pagination, il n'y aura aucun contenu manquant.

Canada

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire est intitulé :

MODÉLISATION DES CONTRAINTES RÉSIDUELLES THERMIQUES ET ÉTUDE DE LEUR EFFET SUR LA VIE EN FATIGUE DE L'ACIER INOXYDABLE AUSTÉNITIQUE 304L

Présenté par : PAQUET Daniel

En vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

A été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. BUI-QUOC Thang, D.Sc.A., président

Mme BERNARD Marie, Ph.D., membre et directrice de recherche

M. LANTEIGNE Jacques, D.Sc.A., membre et codirecteur de recherche

M. VERREMAN Yves, Ph.D., membre

Remerciements

Je remercie tout d'abord ma directrice de recherche, Pr. Marie Bernard, pour m'avoir soutenu et guidé tout au long de ce projet de recherche. Elle a su me motiver et tirer profit du meilleur de moi-même en attisant ma passion. Ses précieux avis et conseils ont enrichi de façon importante le contenu de ce mémoire. Finalement, je lui dois ma rencontre avec l'équipe du centre de recherche d'Hydro-Québec (IREQ) au sein de laquelle j'ai accompli les travaux de recherche relatifs à ce mémoire.

Je voudrais remercier tout spécialement mon codirecteur, Dr. Jacques Lanteigne, sans lequel ces travaux de recherche n'auraient pu être réalisés. En effet, il a su me proposer un sujet de recherche passionnant et rempli de défis. De plus, nos nombreuses discussions ont hautement contribué à l'avancement de mes travaux et il a su me transmettre sa passion pour la recherche scientifique. Le plaisir que j'ai eu à travailler au sein de son équipe est assurément l'un des facteurs principaux expliquant pourquoi j'entamerai des études doctorales l'automne prochain.

La qualité technique de ce projet de recherche n'aurait pu être possible sans le travail minutieux du technologue Carlo Baillargeon. Ce dernier m'a énormément appris sur le travail technique et la qualité des résultats expérimentaux présents dans ce mémoire est principalement due à son esprit de débrouillardise, à sa dextérité, à sa patience et, surtout, à l'intérêt qu'il porte aux projets dans lesquels il s'investit.

Le travail exceptionnel de Mr. Hamid Shahani de la compagnie Norax Canada Inc. a été très apprécié. La qualité de son travail et sa grande disponibilité ont permis de tirer profit au maximum des possibilités techniques de la machine de chauffage par induction.

Je veux également souligner l'apport de tous ceux qui ont participé de près ou de loin à ce projet de recherche tant à l'École Polytechnique qu'à l'IREQ. Plus particulièrement, je remercie mes collègues étudiants Hassan Nasri et David-Alexandre Bouffard pour leur aide technique, leur appui et, surtout, pour leur amitié.

L'aide financière du Conseil de Recherche en Sciences Naturelles et en Génie du Canada (CRSNG), de l'institut de recherche d'Hydro-Québec, de la Fondation de Polytechnique ainsi que de l'École Polytechnique m'a permis de m'investir pleinement dans ce programme de recherche. Le support de ces organismes en a facilité la réalisation.

Finalement, je veux dire merci à mes amis qui ont partagé ces belles années à mes côtés. Plus particulièrement, merci à Mélanie qui a su m'encourager tout au long de ce projet et qui a contribué, à sa façon, à la réalisation de ce mémoire.

Surtout, je remercie mes parents qui ont tout investi pour me permettre de réaliser ce mémoire. Je suis reconnaissant pour l'amour, le temps ainsi que pour les supports moral et financier qu'ils m'ont donnés depuis ma naissance. Ce sont eux qui m'ont donné la chance de devenir ce que je suis aujourd'hui.

Résumé

Cette étude porte sur le comportement en fatigue de pièces subissant des procédés complexes de fabrication tels le soudage et le martelage. Pour bien comprendre l'influence des contraintes résiduelles induites par ces procédés sur la vie en fatigue, il est toutefois nécessaire de simplifier le problème en isolant l'effet des contraintes résiduelles des autres facteurs d'influence.

Le premier objectif de ce projet est donc de développer une méthode expérimentale permettant d'induire des contraintes résiduelles dans un échantillon d'acier sans en modifier la microstructure. Le second objectif est d'étudier l'influence de ces contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue de cet acier.

Un banc d'essai a été développé pour doser les contraintes résiduelles à partir du chauffage par induction à haute fréquence (360 kHz) d'éprouvettes cylindriques. L'acier inoxydable austénitique 304L a été choisi, car ce matériau ne subit aucune transformation de phase entre la température ambiante et 1000 °C tant au chauffage qu'au refroidissement. Finalement, l'utilisation d'une atmosphère de protection d'argon a permis d'éviter l'oxydation de la surface des éprouvettes pendant le chauffage.

Des mesures de température en surface et à l'intérieur des échantillons ont permis d'établir les paramètres du chauffage par induction. Entre autres, l'utilisation d'un fluide caloporteur au centre de l'éprouvette a été nécessaire pour obtenir un champ de contraintes résiduelles en tension de forte intensité sous la surface des éprouvettes. Pour valider l'efficacité du système de chauffage, des mesures de contraintes résiduelles ont été faites à l'aide de la méthode de la diffraction des rayons X. En particulier, la composante axiale de contrainte résiduelle induite par un chauffage d'une durée de 1,4 seconde à la puissance maximale de la machine a été mesurée à 250 MPa en tension.

La simulation multiphysique du procédé de chauffage par induction a permis de calculer le champ de contraintes résiduelles induit dans la section complète de

l'éprouvette. Cette simulation a nécessité la résolution simultanée des systèmes d'équations électromagnétique, thermique et mécanique élasto-plastique, ce qui a été réalisé à l'aide d'un couplage séquentiel.

Les résultats des calculs ont confirmé qu'un champ de contraintes en tension est induit sous la surface des échantillons. Le modèle numérique a été validé par des mesures expérimentales par diffraction des rayons X faites jusqu'à une profondeur de 250 microns. La distribution de contraintes calculée par la simulation facilitera l'analyse des résultats de fatigue.

Une première série d'essais en fatigue à amplitude constante, avec un rapport des contraintes R = -1, a été réalisée sur l'acier 304L, à température ambiante, afin d'établir la courbe de référence. Une autre série d'essais a été effectuée sur des échantillons préalablement chauffés par induction pendant 1,4 seconde et refroidis subséquemment.

La comparaison de la courbe de fatigue obtenue pour les éprouvettes ayant subi le chauffage avec la courbe de référence démontre que la vie en fatigue de l'acier 304L est augmentée par la présence de contraintes résiduelles de tension. La durée de vie des éprouvettes chauffées est augmentée par un facteur de plus de 35 pour une amplitude de contrainte appliquée de 190 MPa, de 5,79 pour 210 MPa, de 2,1 pour 230 MPa et ne montre pas d'augmentation notable pour des niveaux de contraintes supérieurs à 230 MPa. Ces résultats sont contraires à ceux attendus. En effet, il est généralement accepté que ce type de contrainte est néfaste en fatigue. Trois analyses statistiques sont donc utilisées pour valider les résultats obtenus (norme ASTM E739, distribution de Student et fonction de probabilité). Celles-ci confirment que la vie en fatigue des échantillons chauffés est supérieure à celle des échantillons de base.

La diminution de l'effet des contraintes résiduelles avec une augmentation de l'amplitude imposée correspond à une augmentation de la relaxation des contraintes résiduelles lors de la sollicitation. Des mesures effectuées à l'aide de la diffraction des rayons X sur des éprouvettes préalablement chauffées et sollicitées à une amplitude de

210 MPa ont mis en évidence les phénomènes de redistribution et de relaxation des contraintes résiduelles. La contrainte résiduelle axiale initiale de 250 MPa diminue d'environ 50 MPa pendant les 50 premiers cycles et atteint une valeur négative de -60 MPa après 50 000 cycles, soit à la demi-vie de l'éprouvette. La présence de cette contrainte moyenne de compression explique l'augmentation de la résistance à la fatigue des éprouvettes ayant subi le dosage des contraintes résiduelles.

Des calculs de la vie en fatigue des échantillons chauffés ont été effectués en utilisant l'approche de Morrow et en se basant sur la valeur des contraintes résiduelles mesurées à la demi-vie des éprouvettes. Cette approche n'a pas permis de prédire adéquatement les résultats expérimentaux obtenus. D'ailleurs, des essais de fatigue incluant une contrainte statique de compression ont démontré que l'application d'une contrainte de -60 MPa augmentait la vie d'une façon beaucoup plus importante que l'introduction de contraintes résiduelles en surface, de même intensité à la demi-vie, par le chauffage. Il semble donc nécessaire de considérer l'historique complet des contraintes résiduelles ainsi que leur distribution volumétrique pour prédire avec précision leur influence en fatigue.

Abstract

The general interest of this study was to examine the fatigue behaviour of components subjected to complex manufacturing processes such as welding and hammer peening. To better understand the influence of the residual stresses induced by these processes on the fatigue life, the effect of this parameter had to be isolated from other influences.

The first objective of this study was to develop an experimental method to induce residual stresses in a steel sample without producing microstructural changes. The second objective was to study the influence of these residual stresses on the fatigue strength of this steel.

An experimental set-up, based on high frequency (360 kHz) induction heating, was designed to introduce the proper amount of residual stresses on cylindrical specimens. The 304L austenitic steel was chosen because it does not undergo microstructural changes during heating and cooling in the temperature range of 20-1000 °C. Also, Argon gas was used to prevent oxidation at the surface of the specimen during heating.

Surface temperature measurements allowed to set the parameters of the induction heating. The use of a coolant at the centre of the specimen was necessary to obtain a high tensile residual stress field beneath the surface of the samples. In order to validate the efficiency of the heating system, residual stresses were measured using the X ray diffraction method. The axial component of the residual stress induced with a heating time of 1,4 second at full power was 250 MPa in tension.

The multiphysical simulation of the induction heating process allowed to calculate the residual stress field induced all over the specimen cross-section. This simulation required the simultaneous resolution of electromagnetic, thermal, and elasto-plastic mechanical equation sets, which was done by sequential coupling.

Calculation results confirmed that a tensile residual stress field was induced beneath the surface. The numerical model was validated by experimental X ray diffraction measurements done at a maximum depth of 250 μm. The stress distribution obtained from the simulation has been useful for the analysis of experimental fatigue life results.

A first fatigue test series at constant amplitude and at a stress ratio R = -1 was realized at room temperature in order to establish the 304L steel reference curve. Another test series was done with 1,4 second heat induction samples, subsequently cooled.

Comparing the fatigue curve obtained from the conditioned samples to the reference curve showed that the 304L fatigue life was improved by tensile residual stresses. The lifetime of conditioned samples was improved by a factor of 35 at a stress amplitude of 190 MPa, by a factor of 5,79 at 210 MPa and by a factor of 2,1 at 230 MPa; no noticeable improvement was observed when the stress level was above 230 MPa. This result was unexpected. Indeed, it is generally accepted that this type of stress is deleterious to fatigue. Three statistical methods were then used to test the validity of the results (ASTM E739 standard, Student distribution, and probability function). All three confirmed that fatigue life of heated specimens was longer than that of the reference samples.

The decrease of the influence of the residual stresses with increased applied stress amplitude corresponded to an increase in the residual stress relaxation during cycling. Some X ray measurements on pre-heated and cycled samples at a stress amplitude of 210 MPa showed residual stress redistribution and relaxation phenomena. The initial residual axial stress of 250 MPa relaxed to around 200 MPa during the first 50 cycles and further to -60 MPa after 50 000 cycles, which corresponds to the sample half-life. This mean compression stress explains the increase in fatigue strength of the samples subjected to the residual stress conditioning.

The Morrow model was used to compute fatigue life, based on the residual stresses measured at mid-life of heated samples. This model did not allow to adequately predict the experimental results. Actually, fatigue tests performed with a static compression stress showed that a -60 MPa stress level would lead to a much more significant life improvement than the introduction, by means of heat induction, of a surface mid-life residual stress of the same level. It does therefore appear necessary to consider the complete history of residual stresses together with their volumetric distribution in order to predict adequately their influence on fatigue life.

Table des matières

Remerciements iv

Résumé vi

Abstract ix

Table des matières xii

Liste des tableaux xvi

Liste des figures xviii

Liste des sigles et abréviations xxx

Liste des annexes xlii

Introduction 1

Chapitre 1 Revue bibliographique 5

1.1 Les contraintes résiduelles 5

1.1.1 Contraintes résiduelles de soudage 6

1.1.2 Contraintes résiduelles résultant du grenaillage 10

1.1.3 Synthèse 13

1.2 Influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue 13

1.2.1 Modification de la durée de vie des composantes mécaniques 14

1.2.2 Effet des contraintes résiduelles sur la courbe *S-N* 15

1.2.3 Relaxation des contraintes résiduelles 25

1.3 Modèles de prévision de vie incorporant les contraintes résiduelles.....30
1.3.1 Relaxation des contraintes résiduelles.....31
1.3.2 Critères multiaxiaux de résistance en fatigue.....32
1.3.3 Prévision de vie.....33
1.4 Conclusion.....41
Chapitre 2 Dosage des contraintes résiduelles.....43
2.1 Chauffage par induction.....44
2.1.1 Procédé du chauffage par induction.....44
2.1.2 Montage du chauffage par induction.....47
2.2 Calibration de l'appareil de chauffage par induction.....49
2.3 Mesure des contraintes résiduelles induites.....56
2.3.1 La méthode de la coupe.....56
2.3.2 Détection des contraintes résiduelles à l'aide d'essais de traction.....59
2.3.3 La méthode du trou.....61
2.3.4 Analyse des résultats.....65
2.4 Dosage des contraintes résiduelles en utilisant la circulation d'un fluide caloporteur.....67
2.4.1 Montage expérimental.....68
2.4.2 Variation temporelle du champ de température.....69
2.4.3 Mesure des contraintes résiduelles induites.....76
2.5 Conclusion.....84
Chapitre 3 Simulation du chauffage par induction: distributions du champ électrique, de température et de contraintes résiduelles.....86
3.1 Mise en contexte théorique.....86
3.1.1 Le modèle électromagnétique.....87

3.1.2 Le modèle thermique 90
3.1.3 Le modèle mécanique 92

3.2 Modèle numérique 97
3.2.1 Éléments finis en électromagnétisme 98
3.2.2 Éléments finis en transfert de chaleur 101
3.2.3 Éléments finis en mécanique du solide 103
3.2.4 Couplage 106

3.3 Caractérisation des paramètres pour la simulation du chauffage par induction 109
3.3.1 Caractéristiques géométriques 109
3.3.2 Propriétés des matériaux 111
3.3.3 Paramètres du procédé de chauffage par induction 118

3.4 Résultats et analyse 128
3.4.1 Modélisation électromagnétique-thermique 128
3.4.2 Modélisation mécanique 141
3.4.3 Analyse de l'historique mécanique 146

3.5 Conclusion 155

Chapitre 4 Influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue 157

4.1 Courbe de référence en fatigue de l'acier 304L 157
4.1.1 Procédure expérimentale 158
4.1.2 Comportement σ-ε cyclique de l'acier 304L 160
4.1.3 Courbe *S-N* de base de l'acier 304L 162

4.2 Effet des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue 164
4.2.1 Influence du canal interne sur la tenue en fatigue des éprouvettes 165
4.2.2 Influence des contraintes résiduelles sur la tenue en fatigue des éprouvettes 167

4.3 Analyse des résultats *169*
4.3.1 Mise en évidence de l'effet des contraintes résiduelles 170
4.3.2 Analyse statistique 174
4.3.3 Discussion 190
4.4 Conclusion *207*

Conclusions et recommandations 209

Références 213

Annexes 222

Liste des tableaux

Tableau 1.1 : Paramètres de grenaillage (Fontanari et al, 2001) 18
Tableau 1.2 : Intensité des chargements étudiés par Belassel et al (2003) 26
Tableau 2.1 : Caractéristiques de la bobine 48
Tableau 2.2 : Composition chimique de l'acier 304L des éprouvettes 53
Tableau 2.3 : État de déformation et de contrainte à la surface de l'éprouvette d'acier 304L CI_3 ayant subi un chauffage suivi d'une trempe 58
Tableau 2.4 : Historique des éprouvettes percées 76
Tableau 2.5 : Contraintes résiduelles mesurées par la diffraction des rayons X 84
Tableau 3.1 : Propriétés électromagnétiques des milieux 112
Tableau 3.2 : Caractéristiques de l'écoulement de l'eau dans le canal de refroidissement 121
Tableau 3.3 : Caractéristiques géométriques de l'éprouvette et propriétés de l'argon pour le calcul du transfert de chaleur par convection naturelle 125
Tableau 3.4 : Détermination des coefficients C et n pour le calcul du nombre de Nusselt 126
Tableau 3.5 : Maillages utilisés lors de l'étude de convergence électromagnétique-thermique 132
Tableau 3.6 : Maillages utilisés pour l'étude de convergence en mécanique 141
Tableau 4.1 : Programme d'essai utilisé pour mesurer la courbe de référence de l'acier 304L 158
Tableau 4.2 : Composition de l'électrolyte utilisé pour le polissage des éprouvettes ... 159
Tableau 4.3 : Programme d'essais utilisé pour mesurer l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue endurance de l'acier 304L 165
Tableau 4.4 : Données utilisées pour l'application de la norme ASTM E 739 aux échantillons de la courbe de référence 179
Tableau 4.5 : Données utilisées pour l'application de la norme ASTM E 739 aux échantillons avec contraintes résiduelles 180

Tableau 4.6 : Calcul de l'erreur pour une amplitude de 210 MPa 184
Tableau 4.7 : Calcul de l'erreur pour une amplitude de 230 MPa 184
Tableau 4.8 : Résultats du calcul de probabilité 188
Tableau B.1 : Équivalence du critère de Golos avec des critères empiriques connus (Golos, 1989) 242
Tableau H.1 : Composition chimique de l'acier 304L des éprouvettes 277
Tableau K.1 : Données brutes de fatigue 284

Liste des figures

Figure 1.1 : Formation des contraintes résiduelles pour un joint soudé bout-à-bout (Berkovits et al, 1998) 8
Figure 1.2 : Contraintes résiduelles transversales causées par l'effet de Poisson (Dong et Zang, 1999) 9
Figure 1.3 : Influence de la géométrie sur la vie en fatigue endurance des joints soudés (Berkovits et al, 1998) 14
Figure 1.4 : Géométrie de l'assemblage soudé étudié par Lee et al (2002) (dimensions en mm) 16
Figure 1.5 : Effet du recuit de détente sur la résistance à la fatigue d'un assemblage mécano-soudé (Lee et al, 2002) 17
Figure 1.6 : L'influence du grenaillage sur la résistance à la fatigue d'un alliage d'aluminium 6082-T5 (Fontanari et al, 2001) 19
Figure 1.7 : Variation de la dureté en fonction de la position radiale (Zhang et al, 1999) 22
Figure 1.8 : Distribution des contraintes résiduelles dans l'éprouvette après le durcissement superficiel (Zhang et al, 1999) 22
Figure 1.9 : Schéma du procédé d'écrouissage localisé par laminage (Hanus et Ericsson, 1995) 23
Figure 1.10 : L'influence du laminage localisé sur la résistance à la fatigue d'un assemblage mécano-soudé (Maluf et al, 2004) 24
Figure 1.11 : Modification de la courbe S-N (Lawrence, 1981) 25
Figure 1.12 : Exemple typique du phénomène de relaxation des contraintes résiduelles pendant une sollicitation cyclique (Belassel et al, 2003) 27
Figure 1.13 : Influence des contraintes résiduelles initiales sur la relaxation (Fontanari et al, 2001) : a) pour le traitement B60-10N b) pour le traitement Z850-10A 28
Figure 1.14 : Variation instable des contraintes résiduelles (Cindra Fonseca, 2001) 30

Figure 1.15 : Schématisation de l'utilisation de l'approche locale pour la prédiction de vie en fatigue (Teng et al, 2002) 35
Figure 1.16 : Prévision de vie sans tenir compte des contraintes résiduelles induites lors du soudage (Teng et Chang, 2004) 40
Figure 1.17 : Prévision de vie en fatigue en considérant l'effet des contraintes résiduelles induites lors du soudage (Teng et Chang, 2004) 40
Figure 2.1 : Schéma simplifié du procédé de chauffage par induction (Bay et al, 2003) 44
Figure 2.2 : Influence de la fréquence sur la pénétration du champ électrique pour l'acier 304L à la température de la pièce 46
Figure 2.3 : Effet de la température sur la résistivité de l'acier 304L (Peckner et Bernstein, 1977) 47
Figure 2.4 : Montage du chauffage par induction 48
Figure 2.5 : Machine de chauffage par induction 49
Figure 2.6 : Influence du temps de chauffage sur la variation temporelle de la température en surface des tiges d'acier 303 51
Figure 2.7 : Effet de l'oxydation de la surface lors du chauffage à la position 100° du chronomètre interne sur le chauffage de la tige d'acier 303 52
Figure 2.8: Variation temporelle de la température dans l'éprouvette d'acier 304L pour un angle de 130° (2,06 secondes) 54
Figure 2.9 : Variation temporelle de la température dans l'éprouvette d'acier 304L pour un angle de 130° (2,06 secondes) lorsqu'elle est plongée dans l'azote avant le chauffage 55
Figure 2.10 : Variation de la température à la surface et au centre de l'éprouvette de calibration d'acier 304L pour un chauffage à 115° (0,98 seconde) suivi d'une trempe thermique 56
Figure 2.11 : Positionnement de la rosette pour la coupe 57
Figure 2.12 : Déformations de relaxation mesurées lors de la coupe de CI_3 58

Figure 2.13 : Courbes de traction à la température ambiante de trois éprouvettes d'acier 304L, dont l'une a été préalablement chauffée par induction, courbes entières....60
Figure 2.14 : Courbes de traction à la température ambiante de trois éprouvettes d'acier 304L, dont l'une a été préalablement chauffée par induction, dans la région du domaine élastique....61
Figure 2.15 : Montage pour le perçage....63
Figure 2.16 : Positionnement de la rosette pour le perçage....63
Figure 2.17 : Fixation du RS-200....64
Figure 2.18 : Variation des contraintes résiduelles principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme équivalente pour une éprouvette d'acier 304L chauffée par induction puis trempée dans l'eau....65
Figure 2.19 : Schématisation de l'historique de la contrainte axiale dans le cas de la trempe....66
Figure 2.20 : Schématisation de l'historique de la contrainte axiale sans l'utilisation d'une trempe....67
Figure 2.21 : Photo du banc d'essai utilisé pour le dosage des contraintes résiduelles....69
Figure 2.22 : Variation de la limite d'écoulement et du module de Young de l'acier 304L en fonction de la température....71
Figure 2.23 : Variation temporelle des températures en surface et sous la surface du canal d'un échantillon d'acier 304L pour un chauffage d'une durée de 0,91 seconde....73
Figure 2.24 : Variation temporelle des températures en surface et sous la surface du canal d'un échantillon d'acier 304L pour un chauffage d'une durée de 1,50 seconde....73
Figure 2.25 : Variation temporelle des températures en surface et sous la surface du canal d'un échantillon d'acier 304L pour un chauffage d'une durée de 1,94 seconde....74
Figure 2.26 : Superposition des mesures des trois essais....75

Figure 2.27 : Résultats du perçage de CI_10 : a)Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage b) Variation de l'orientation de la contrainte principale par rapport à la direction circonférentielle c) Variation des contraintes principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme 78
Figure 2.28 : Prise de mesure de contraintes résiduelles par la diffraction des rayons X a) Orientation des prises de mesure b) Montage expérimental 83
Figure 3.1 : Conditions aux frontières à l'interface de deux milieux (Jin, 1993) 90
Figure 3.2 : Schématisation bidimensionnelle de la surface d'écoulement dans l'espace des contraintes (Zienkiewicz et al, 1969) 94
Figure 3.3 : Couplage électromagnétique-thermique pour la modélisation numérique du chauffage par induction 107
Figure 3.4 : Caractéristiques géométriques du montage de chauffage par induction 111
Figure 3.5 : Résistivité de l'acier 304 (Peckner et Bernstein, 1977) 113
Figure 3.6 : Variation de la chaleur spécifique d'aciers de composition similaire au 304L en fonction de la température (Touloukian et Buyco, 1970 et Gale et Totemeter, 2004) 114
Figure 3.7 : Variation de la conductivité thermique de l'acier 304L en fonction de la température (Touloukian, Powell, Ho et Klemens, 1970) 115
Figure 3.8 : Variation de l'émissivité de l'acier 304L en fonction de la température 115
Figure 3.9 : Courbes de traction de l'acier 304L pour une déformation inférieure à 16% 117
Figure 3.10 : Courbes de traction de l'acier 304L pour une déformation inférieure à 0,5% 117
Figure 3.11 : Variation du coefficient de dilatation thermique d'aciers de composition similaire au 304L en fonction de la température (Peckner et Bernstein, 1977; Gale et Totemeter, 2004 et Touloukian et Buyco, 1975) 118
Figure 3.12 : Différence de potentiel entre les deux points du circuit lors du chauffage par induction de l'éprouvette d'acier 304L (durée de 1,8 seconde) 119

Figure 3.13 : Variation du coefficient de transfert de chaleur en fonction de la température moyenne du fluide de refroidissement obtenue à l'aide des modèles de Dittus-Boelter, Sieder and Tate et Petukhov 123
Figure 3.14 : Variation du coefficient de transfert de chaleur en surface des éprouvettes en fonction de la température de la surface 127
Figure 3.15 : Maillage EMAG060524 utilisé pour la simulation électromagnétique-thermique 129
Figure 3.16 : Agrandissement du maillage EMAG060524 utilisé pour la simulation électromagnétique-thermique 131
Figure 3.17 : Densité de noeuds en surface pour les différents maillages utilisés pour la simulation électromagnétique-thermique (zoom #1 de la figure 3.16)..... 132
Figure 3.18 : Variation de la température à la surface externe de l'éprouvette et à la surface du canal de refroidissement obtenue par la simulation 134
Figure 3.19 : Distribution du champ électrique après 1,4 seconde de chauffage (exprimé en V/m ou N/C) 135
Figure 3.20 : Distribution du champ électrique dans l'éprouvette après 1,4 seconde de chauffage (exprimé en V/m ou N/C) 136
Figure 3.21 : Variation du champ électrique en profondeur dans la section centrale de l'éprouvette..... 137
Figure 3.22 : Distribution spatiale de la température après 1,4 seconde de chauffage (exprimée en °C)..... 137
Figure 3.23 : Localisation des thermocouples utilisés pour la validation du modèle numérique 138
Figure 3.24 : Validation de la variation temporelle de la température au centre de l'éprouvette et en surface a) pour un intervalle de temps de 20 secondes b) pour un intervalle de temps de 4 secondes 138
Figure 3.25 : Validation de la variation temporelle de la température au centre de l'éprouvette et à une position radiale de 2,075 mm..... 139

Figure 3.26 : Validation de la variation temporelle de la température à une distance de 5 mm du centre de l'éprouvette et en surface a) pour un intervalle de temps de 20 secondes b) pour un intervalle de temps de 4 secondes...140
Figure 3.27 : Validation de la variation temporelle de la température à une distance de 10 mm du centre de l'éprouvette et en surface 140
Figure 3.28 : Densité de noeuds en surface de la section centrale pour les mailles MEC060605 et MEC060607 (zoom #2 sur la figure 3.16) 142
Figure 3.29 : Distribution spatiale des contraintes résiduelles axiales obtenue par la simulation par éléments finis pour un chauffage d'une durée de 1,4 seconde suivi d'un refroidissement de 38,6 secondes 143
Figure 3.30 : Mise en évidence de la contrainte résiduelle maximale de tension dans la zone du changement de section pour un chauffage d'une durée de 1,4 seconde suivi d'un refroidissement de 38,6 secondes. 144
Figure 3.31 : Validation de la simulation thermomécanique à l'aide de mesures expérimentales obtenues par la méthode de la diffraction des rayons X 145
Figure 3.32 : Variation temporelle des contraintes normales en surface de l'éprouvette pendant le procédé de chauffage par induction d'une durée de 1,4 seconde suivi d'un refroidissement subséquent à l'air ambiant 147
Figure 3.33 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 0,3 seconde de chauffage a) température b) contraintes.....149
Figure 3.34 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 0,8 seconde de chauffage a) température b) contraintes.....150
Figure 3.35 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 1,4 seconde de chauffage (arrêt du chauffage) a) température b) contraintes 151

Figure 3.36 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 0,6 seconde de refroidissement a) température b) contraintes 152
Figure 3.37 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 2,6 secondes de refroidissement a) température b) contraintes 153
Figure 3.38 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 38,6 secondes de refroidissement a) température b) contraintes 154
Figure 4.1 : Montage utilisé pour le polissage électrolytique 159
Figure 4.2 : Comportement cyclique de l'acier 304L en contrôle de déformation, à la température ambiante, pour des écarts de déformation compris entre 0,05% et 0,80% par incrément de 0,05% 161
Figure 4.3 : Comportement cyclique de l'acier 304L pour de petites amplitudes de déformation à la température ambiante 162
Figure 4.4 : Courbe S-N de l'acier inoxydable austénitique 304L 163
Figure 4.5 : Influence de la présence du canal interne sur la vie en fatigue 166
Figure 4.6 : Influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de l'acier 304L 168
Figure 4.7 : Vie en fatigue pour une amplitude de 210 MPa, avec et sans contraintes résiduelles 171
Figure 4.8 : Vie en fatigue pour une amplitude de 230 MPa, avec et sans contraintes résiduelles 171
Figure 4.9 : Vie en fatigue pour une amplitude de 255 MPa, avec et sans contraintes résiduelles 172
Figure 4.10 : Effet des contraintes résiduelles induites par un chauffage par induction d'une durée de 1,4 seconde sur la vie en fatigue de l'acier 304L 173

Figure 4.11 : Facteur d'amélioration de vie associé à la présence des contraintes résiduelles induites par un chauffage par induction d'une durée de 1,4 seconde en fonction de l'amplitude de contrainte appliquée.....174
Figure 4.12 : Bandes de confiance à 99% pour la courbe de référence 181
Figure 4.13 : Bande de confiance à 99% pour la courbe incorporant l'influence des contraintes résiduelles.....181
Figure 4.14 : Comparaison des intervalles de confiance obtenus pour les deux courbes de fatigue, avec et sans contraintes résiduelles.....182
Figure 4.15 : Bandes de confiance à 95% pour l'analyse statistique par niveau d'amplitude.....185
Figure 4.16 : Distribution de probabilité de bris pour une amplitude de 210 MPa : a) Fonction de densité b) Fonction cumulative de probabilité.....189
Figure 4.17 : Distribution de probabilité de bris pour une amplitude de 230 MPa : a) Fonction de densité b) Fonction cumulative de probabilité.....189
Figure 4.18 : Distribution de probabilité de bris pour une amplitude de 255 MPa : a) Fonction de densité b) Fonction cumulative de probabilité.....189
Figure 4.19 : Contraintes résiduelles mesurées après le polissage électrolytique de l'éprouvette.....193
Figure 4.20 : Contraintes résiduelles dans l'acier 304L mesurées après un chauffage d'une durée de 1,4 seconde à une puissance de 71%.....194
Figure 4.21 : Contraintes résiduelles dans l'acier 304L mesurées après une sollicitation de 50 cycles à une amplitude de 210 MPa.....195
Figure 4.22 : Contraintes résiduelles dans l'acier 304L mesurées après une sollicitation de 50 000 cycles à une amplitude de 210 MPa.....195
Figure 4.23 : Évolution de la contrainte résiduelle axiale induite par le chauffage dans un échantillon sollicité à une amplitude de 210 MPa, pendant 50 000 cycles 196

Figure 4.24 : Contraintes résiduelles mesurées après la sollicitation de 10 000 cycles d'une éprouvette préalablement polie à une amplitude de contrainte de 210 MPa 198
Figure 4.25 : Comparaison entre les contraintes résiduelles axiales pour une éprouvette polie, chauffée et sollicitée à 50 000 cycles et une éprouvette polie et sollicitée à 10 000 cycles 198
Figure 4.26 : Effet d'une contrainte moyenne négative sur la résistance à la fatigue de l'acier 304L 200
Figure 4.27 : Variation à la demi-vie de la différence de contrainte entre les éprouvettes polies et les éprouvettes polies et chauffées avec la profondeur 201
Figure 4.28 : Illustration de l'effet de volume sur la résistance à la fatigue (Banvillet et al, 2003) 203
Figure 4.29 : Détermination des paramètres de l'équation d'endommagement de Basquin à l'aide d'une régression de puissance 205
Figure 4.30 : Prévision de vie en fatigue dans le domaine de l'endurance incorporant l'effet de la contrainte moyenne à l'aide de l'équation de Morrow simplifiée au cas de chargement élastique 206
Figure 4.31 : Prévision de vie en fatigue dans le domaine de l'endurance incorporant l'effet des contraintes résiduelles à l'aide de l'équation de Morrow simplifiée au cas de chargement élastique 207
Figure B.1 : a) Illustration du volume V et du plan Δ b) Schématisation des contraintes agissant sur Δ (Papadopoulos et al, 1997) 231
Figure B.2 : Définition de l'amplitude de contrainte de cisaillement de Papadopoulos (Papadopoulos et al, 1997) 231
Figure B.3 : Définition de l'amplitude de contrainte de cisaillement T_a (Papadopoulos et al, 1997) 238
Figure B.4 : Application de la règle de Neuber (Lawrence et Yung, 1987) 247
Figure B.5 : Comparaison des méthodes de Neuber et de Molski-Glinka (Tricoteaux et al, 1995) 249

Figure C.1 : Dimensions de l'éprouvette à section constante, exprimées en millimètres....252
Figure C.2 : Dimensions de l'éprouvette à section constante, exprimées en millimètres (suite)....253
Figure C.3 : Dimensions de l'éprouvette avec canal utilisée pour la calibration du procédé, exprimées en millimètres....254
Figure C.4 : Dimensions de l'éprouvette avec canal utilisée pour la calibration du procédé, exprimées en millimètres (suite)....255
Figure C.5 : Dimensions de l'éprouvette à section variable, exprimées en millimètres 256
Figure C.6 : Dimensions de l'éprouvette à section variable, exprimées en millimètres (suite)....257
Figure C.7 : Dimensions de l'éprouvette de fatigue avec canal, exprimées en millimètres....258
Figure C.8 : Dimensions de l'éprouvette de fatigue avec canal, exprimées en millimètres (suite)....259
Figure C.9 : Dimensions de l'éprouvette utilisée pour la validation expérimentale, exprimées en millimètres....260
Figure C.10 : Dimensions de l'éprouvette utilisée pour la validation expérimentale, exprimées en millimètres (suite)....261
Figure D.1 : Coupe transversale sans chauffage (76x)....262
Figure D.2 : Coupe transversale avec chauffage (76x)....262
Figure D.3 : Coupe axiale sans chauffage (76x)....263
Figure D.4 : Coupe axiale avec chauffage (76x)....263
Figure E.1 : Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage de CI_5....264

Figure E.2 : Résultats du perçage de CI_1 : a)Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage b) Variation de l'orientation de la contrainte principale par rapport à la direction circonférentielle c) Variation des contraintes principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme 265
Figure E.3 : Résultats du perçage de CI_9 : a)Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage b) Variation de l'orientation de la contrainte principale par rapport à la direction circonférentielle c) Variation des contraintes principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme 266
Figure E.4 : Résultats du perçage de CI_10 : a)Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage b) Variation de l'orientation de la contrainte principale par rapport à la direction circonférentielle c) Variation des contraintes principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme 267
Figure E.5 : Résultats du perçage de CI_12 : a)Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage b) Variation de l'orientation de la contrainte principale par rapport à la direction circonférentielle c) Variation des contraintes principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme 268
Figure I.1 : Masse volumique de l'eau à la pression atmosphérique 278
Figure I.2 : Viscosité dynamique de l'eau 279
Figure I.3 : Chaleur spécifique de l'eau 279
Figure I.4 : Conductivité thermique de l'eau 280
Figure I.5 : Nombre de Prandtl de l'eau 280
Figure J.1 : Densité de l'argon gazeux (Lide et Frederikse, 1994) 281
Figure J.2 : Viscosité dynamique de l'argon gazeux (Touloukian et al, 1975 et Lide et Frederikse, 1994) 282

Figure J.3 : Chaleur spécifique de l'argon gazeux (Lide et Frederikse, 1994 et Touloukian et Makita, 1970) 282
Figure J.4 : Conductivité thermique de l'argon gazeux (Touloukian et al, 1970 et Lide et Frederikse, 1994) 283

Liste des sigles et abréviations

Abréviations

AFNOR :	Association française de normalisation
ASME :	American Society of Mechanical Engineers
ASTM :	American Society for Testing and Materials
CRSNG :	Conseil de recherche en sciences naturelles et en génie du Canada
DEN :	Éprouvette du type « double-edge notch »
IREQ :	Institut de recherche d'Hydro-Québec
LCF :	Low cycle fatigue
SAE :	Society of Automotive Engineers
SWT :	Smith-Watson-Topper
XRD :	Diffraction des rayons X
ZAT :	Zone affectée thermiquement

Symboles mathématiques

$x_{,i}$:	Dérivée de x par rapport à i
$\dot{x}$:	Dérivée temporelle de x
$\hat{x}$:	Valeur estimée de x
$\overline{x}$:	Valeur moyenne de x
d, ∂, δ :	Opérateurs différentiels
δ_{ij} :	Fonction de Kronecker
Δ :	Opérateur pour une quantité différentielle
$\sum$:	Opérateur de sommation
∇ :	Opérateur delta
$\nabla \times \mathbf{V}$:	Rotationnel du vecteur $\mathbf{V}$
$\nabla \cdot \mathbf{V}$:	Divergence du vecteur $\mathbf{V}$

∇g : Gradient de la fonction g

$|\mathbf{V}|$: Module du vecteur **V**

$\{\ \}$: Vecteur colonne

$\lfloor\ \rfloor$: Vecteur ligne

$[\ ]^T$: Transposée d'une matrice

$[\ ]$: Matrice carrée ou rectangulaire

$|\mathbf{M}|$: Déterminant de la matrice **M**

Symboles latins

a : Paramètre de Peterson

A : Paramètre de consolidation du matériau

A : Aire de la section du matériau supportant la charge P

$\tilde{A}$: Aire effective de la section supportant la charge P

A : Tenseur d'ordre 4 reliant les tenseurs des contraintes mésoscopiques et macroscopiques

$\hat{A}, \hat{B}$: Coefficients de régression linéaire

b : Exposant de résistance en fatigue

b : Limite d'endurance en flexion alternée

B : Vecteur de la densité de flux magnétique

$\mathbf{B}_{em}$: Les dérivées spatiales du champ électrique sont $\mathbf{B}_{em}$ x $\mathbf{E}_{\theta}$

$\mathbf{B}_{me}$: Matrice différentielle en mécanique

$\mathbf{B}_{th}$: Matrice différentielle en transfert de chaleur

c : Exposant de ductilité en fatigue

$\mathbf{c}_{em}$: Matrice d'amortissement élémentaire en électromagnétisme

c_p : Chaleur spécifique à pression constante

$\mathbf{c}_{th}$: Matrice élémentaire d'amortissement en transfert de chaleur

C : Vecteur contrainte dans le plan Δ

C_a : Amplitude de contrainte de cisaillement selon la définition de Papadopoulos

$\mathbf{C_{em}}$: Matrice d'amortissement en électromagnétisme

$\mathbf{C_m}$: Contrainte moyenne de cisaillement selon la définition de Papadopoulos

$\mathbf{C_{th}}$: Matrice d'amortissement en transfert de chaleur

D : Diamètre

D : Variable d'état d'endommagement isotropique

$\mathbf{D}$: Vecteur de la densité de flux électrique

$\mathbf{D}$: Matrice d'élasticité

D_c : Valeur critique de la variable d'endommagement correspondant à la rupture

$\mathbf{D_{ep}}$: Matrice de rigidité élasto-plastique

D_{1c} : Valeur critique d'endommagement en traction uniaxiale

e : Rugosité en surface du canal

$\mathbf{e_r}$, $\mathbf{e_\theta}$, $\mathbf{e_z}$: Vecteur unitaire dans les directions r, θ et z

E : Module d'Young

$\mathbf{E}$: Vecteur champ électrique

$\mathbf{E}$: Tenseur des déformations macroscopiques

Er : Erreur absolue

E_r, E_θ, E_z : Les composantes du champ électrique dans les directions r, θ et z

$E_{\theta eff}$, $\overline{E_\theta}$: Champ électrique circonférentiel efficace

E_θ^* : Fonction d'essai pour la composante circonférentielle du champ électrique

$\dot{\mathbf{E}}_\theta$: Vecteur des valeurs nodales de la dérivée du champ électrique par rapport au temps

$\mathbf{E_\theta}$: Vecteur des valeurs nodales du champ électrique circonférentiel

f : Fréquence

f :	Coefficient de friction
f :	Fonction de densité de probabilité
$\mathbf{f}$:	Vecteur des forces volumiques
f_B :	Condition frontière de flux de chaleur
f_i :	Force volumique selon la direction i
f_D :	Loi d'endommagement en fatigue
F :	Critère de plasticité ou potentiel de plasticité
F :	Fonction cumulative de probabilité
$\mathbf{F}$:	Vecteur colonne des forces volumiques
F_p :	Quantile d'ordre α d'une loi de distribution normale à deux paramètres
g :	Fonction quelconque
g :	Accélération gravitationnelle locale
G :	Module de Coulomb
Gr :	Nombre de Grashof
h :	Coefficient de transfert de chaleur
$\mathbf{h}$:	Matrice élémentaire de rigidité de convection
h_{rad} :	Coefficient de convection équivalent de radiation
$\mathbf{H}$:	Vecteur champ magnétique
$\mathbf{H}$:	Matrice de rigidité convective
I :	Courant
I_1 :	Premier invariant des contraintes
$\mathbf{J}$:	Vecteur de la densité de courant
$\mathbf{J_s}$:	Vecteur de la densité de courant de la source
$J_{sr}, J_{s\theta}, J_{sz}$:	Les composantes de la source de courant selon les directions r, θ et z
J_2 :	Deuxième invariant du déviateur des contraintes
k :	Conductivité thermique
$\mathbf{k}$:	Matrice élémentaire de rigidité de conduction thermique
$\mathbf{k_{em}}$:	Matrice de rigidité élémentaire en électromagnétisme
K :	Coefficient de consolidation monotone

$\mathbf{K}$:	Matrice de rigidité de conduction thermique
K' :	Coefficient de consolidation cyclique
$\mathbf{K_{em}}$:	Matrice de rigidité en électromagnétisme
K_f :	Facteur d'entaille en fatigue
$\mathbf{K_{me}}$:	Matrice de rigidité en mécanique
K_t :	Facteur de concentration de contrainte monotone
$\mathbf{K_{th}}$:	Matrice de rigidité en transfert de chaleur
K_σ :	Facteur de concentration de contrainte
K_ε :	Facteur de concentration de déformation
L :	Longueur
L :	Direction arbitraire sur le plan Δ définie par l'angle χ
n :	Exposant de consolidation monotone
n :	Taille d'un échantillon statistique
n' :	Exposant de consolidation cyclique
$\mathbf{n}$:	Vecteur unitaire normal à une surface
N :	Nombre de cycle courant en fatigue
N :	Module du vecteur contrainte **N** perpendiculaire au plan Δ
$\mathbf{N}$:	Vecteur contrainte perpendiculaire au plan Δ
N, N_f :	Nombre de cycles à la rupture en fatigue
N_i :	Nombre de cycles nécessaires à l' amorçage d'une fissure
N_i :	Fonctions d'interpolation
$\mathbf{N_i}$:	Vecteur ligne contenant les fonctions d'interpolation
N_{max} :	Contrainte normale maximale agissant sur le plan Δ
N_s :	Nombre de spires de la bobine inductrice
Nu :	Nombre de Nusselt
N_1 :	Nombre de cycles de l'essai le plus court effectué sur une éprouvette contenant des contraintes résiduelles pour une amplitude de contrainte donnée
p :	Pression hydrostatique

p_D : Déformation plastique correspondant au début de l'endommagement

P : Probabilité

P : Charge nominale appliquée sur le matériau

P : Puissance

$\mathbf{P}$: Vecteur des forces nodales

Pr : Nombre de Prandtl

q : Flux de chaleur

Q : Source de chaleur

Q : Débit

Q_{eff}, $\overline{Q}$: Source de chaleur efficace

r : Rayon du cordon de soudure

r, θ, z : Axes dans le système de coordonnées cylindriques

$\mathbf{r_B}$: Vecteur colonne élémentaire des conditions aux frontières de flux de chaleur

$\mathbf{r_h}$: Vecteur colonne élémentaire des conditions aux frontières de convection

$\mathbf{r_Q}$: Vecteur colonne élémentaire des conditions aux frontières de source de chaleur

$\mathbf{r_{q\theta em}}$: Vecteur colonne élémentaire des conditions aux frontières de gradient du champ électrique

$\mathbf{r_{Q\theta em}}$: Vecteur colonne élémentaire des conditions aux frontières de source de courant

R : Ratio des valeurs maximale et minimale de contrainte d'un chargement cyclique

R : Résidu lié à la fonction d'essai

$\mathbf{R}$: Vecteur des conditions aux frontières en mécanique

R_a : Écart moyen arithmétique par rapport au profil moyen de la surface

Ra : Nombre de Rayleigh

$\mathbf{R_B}$: Vecteur colonne des conditions aux frontières de flux de chaleur

R_{bob} : Rayon nominal de la bobine de chauffage par induction

Re : Nombre de Reynolds

$\mathbf{R_h}$: Vecteur colonne des conditions aux frontières de convection

$\mathbf{R_Q}$: Vecteur colonne des conditions aux frontières de source de chaleur

$\mathbf{R_{q\theta em}}$: Vecteur colonne des conditions aux frontières de gradient du champ électrique

$\mathbf{R_{Q\theta em}}$: Vecteur colonne des conditions aux frontières de source de courant

$\mathbf{R_{th}}$: Vecteur colonne des conditions aux frontières en transfert de chaleur

s : Écart type d'un échantillon statistique

s_{ij} : Tenseur du déviateur des contraintes

S : Contrainte nominale

S : Surface du volume V

S : Paramètre de résistance à l'endommagement

S_a : Amplitude de contrainte en fatigue

S_m : Contrainte moyenne en fatigue

$\mathbf{S_n}$: Vecteur contrainte agissant sur le plan Δ

S_u : Contrainte ultime en traction

S_Y : Limite conventionnelle d'écoulement

S_0 : Surface du volume V où des conditions aux frontières de Dirichlet sont imposées

t : Temps

t : Épaisseur du fil de la bobine

t : Distribution statistique de Student

t : Limite d'endurance en torsion alternée

t_A, t_B : Limites d'endurance en torsion pour les fissures de type A et de type B selon la définition de Brown et Miller

T : Température

T : Période du chauffage par induction

T^* : Fonction d'essai pour la température

$\mathbf{T}$:	Vecteur des valeurs nodales de température
$\dot{\mathbf{T}}$:	Vecteur des valeurs nodales de la dérivée de la température par rapport au temps
T_a :	Amplitude de cisaillement agissant sur la direction L du plan Δ
T_{ext} :	Température à la surface extérieure de l'éprouvette
T_{fl} :	Température du fluide
T_{int} :	Température au centre de l'éprouvette
T_m :	Température moyenne du fluide
T_s :	Température de la surface
T_∞ :	Température du fluide ambiant
u :	Déplacement selon la direction r
u_m :	Vitesse moyenne du fluide
$\mathbf{U}$:	Vecteur colonne des déplacements
$\mathbf{U^*}$:	Vecteur composé des fonctions d'essai u^*_i
v :	Déplacement selon la direction z
V :	Volume
V :	Différence de potentiel
$\mathbf{V}$:	Vecteur
V_s :	Différence de potentiel de la source de courant
W_c :	Densité de travail plastique par cycle
W_e :	Densité d'énergie de déformation élastique
Wg^* :	Valeur critique d'énergie en fatigue
W_N :	Énergie nominale de déformation
W_p :	Densité d'énergie de déformation plastique
W_t :	Densité d'énergie de déformation totale
W_σ :	Énergie de déformation élastique en fond d'entaille
x, y, z :	Axes dans le système de coordonnées cartésiennes
X :	Variable statistique indépendante

y : Fonction de Golos qui permet de tenir compte de l'effet de la contrainte moyenne

Y : Variable statistique dépendante

Symboles grecs

α : Coefficient de dilatation thermique

α : Niveau de confiance statistique

γ'_f : Coefficient de ductilité en cisaillement en fatigue

γ_{ij} : Déformation en cisaillement dans le plan *ij*

γ^p_{ij} : Déformation plastique en cisaillement dans le plan *ij*

γ_{max} : Déformation en cisaillement maximale

Γ : Contour

Γ_0 : Contour où des conditions aux frontières de Dirichlet sont imposées

δ : Pénétration du champ électrique

δ : Angle formé par le plan de fissuration et la direction moyenne de la contrainte principale

Δ : Plan élémentaire

ε : Déformation normale

ε : Paramètre de convergence électromagnétique

ε : Coefficient d'émissivité

$\boldsymbol{\varepsilon}$: Tenseur des déformations

$\boldsymbol{\varepsilon}_\mathbf{e}$: Tenseur des déformations élastiques

ε_{em} : Permittivité électrique

ε'_f : Coefficient de ductilité en fatigue

ε_i : Déformation normale selon la direction *i*

ε^p_i : Déformation plastique normale selon la direction *i*

ε_{max} : Valeur maximale de la déformation en fonction du temps en fatigue

ε_{min} : Valeur minimale de la déformation en fonction du temps en fatigue

ε_n :	Déformation normale au plan de cisaillement maximal
ε_p :	Déformation plastique uniaxiale
$\boldsymbol{\varepsilon_p}$:	Tenseur des déformations plastiques
ε_{rel} :	Permittivité électrique relative
ε_0 :	Permittivité du vide
$\boldsymbol{\varepsilon_0}$:	Vecteur de l'état initial de déformation
ε_1 :	Première déformation normale principale
κ :	Paramètre d'écrouissage de la fonction de plasticité F
λ :	Coefficient de plasticité
μ :	Perméabilité magnétique
μ :	Viscosité dynamique
μ :	Moyenne d'une population statistique
μ_{rel} :	Perméabilité magnétique relative
μ_s :	Viscosité dynamique à la température moyenne de la surface
μ_0 :	Perméabilité magnétique du vide
ν :	Coefficient de Poisson
Π :	Fonction potentielle
ρ :	Rayon de l'entaille
ρ :	Résistivité électrique
$\boldsymbol{\rho}$:	Champ de contraintes résiduelles mésoscopique
ρ^* :	Paramètre du matériau lié à sa résistance ultime dans la définition de K_f de Neuber
ρ_{em} :	Densité de charge électrique
ρ_v :	Masse volumique
ρ, φ, ϑ :	Coordonnées sphériques
σ :	Contrainte normale
σ :	Constante de Stephan-Boltzmann
$\bar{\sigma}$:	Contrainte équivalente de Von Misès

$\tilde{\sigma}$:	Contrainte effective
$\boldsymbol{\sigma}$, σ_{ij} :	Tenseur des contraintes
σ_a :	Amplitude de la variation dans le temps de la contrainte en fatigue
σ'_a :	Contrainte alternée équivalente du critère de Kiocecioglu
σ_{am} :	Contrainte alternée permise en présence d'une contrainte moyenne
σ_{em} :	Conductivité électrique
σ_f :	Limite d'endurance en fatigue (traction alternée)
σ'_f :	Coefficient de résistance en fatigue
σ_i :	Contrainte normale selon la direction *i*
σ_{ij}^R :	Tenseur des contraintes résiduelles
${}^M\sigma_{ij}^R$:	Tenseur des contraintes résiduelles macroscopiques
${}^\mu\sigma_{ij}^R$:	Tenseur des contraintes résiduelles microscopiques
σ_{ij}^S :	Tenseur des contraintes de service
σ_{ini} :	Valeur initiale de la contrainte en fatigue
σ'_m :	Contrainte équivalente moyenne du critère de Kiocecioglu
σ_{max} :	Valeur maximale de la contrainte en fonction du temps en fatigue
σ_N :	Contrainte nominale
σ_{n0} :	Contrainte normale moyenne agissant sur le plan de cisaillement maximal
σ_r :	Contrainte résiduelle
σ_y :	Limite réelle d'élasticité
σ_0 :	Contrainte moyenne
σ'_0 :	Contrainte moyenne due au chargement
$\boldsymbol{\sigma_0}$:	Vecteur de l'état initial de contrainte
σ_1, σ_2, σ_3 :	Contraintes principales
σ_1^{max} :	Contrainte normale maximale agissant sur le plan subissant la plus grande variation de déformation normale
σ^2 :	Variance d'une population statistique
$\boldsymbol{\Sigma}$:	Tenseur des contraintes macroscopiques

$\Sigma^{\infty}\Delta\gamma_p$:	Amplitude de déformation de cisaillement plastique cumulée dans la direction L
τ :	Contrainte de cisaillement
τ'_f :	Coefficient de résistance en cisaillement en fatigue
τ_{ij} :	Contrainte de cisaillement dans le plan ij
$\boldsymbol{\varphi}$:	Vecteur des conditions aux frontières de pression
φ :	Diamètre
χ :	Angle définissant l'orientation de la direction L dans le plan Δ
ψ :	Courbe fermée délimitant le trajet du vecteur contrainte $\mathbf{C}$

Liste des annexes

Annexe A : Références selon le procédé de fabrication étudié 222

Annexe B : Complément à la revue de la littérature 226

Annexe C : Dessins de définition des éprouvettes 252

Annexe D : Métallographies de l'éprouvette CI_3 262

Annexe E : Mesures des déformations résiduelles par la méthode du trou 264

Annexe F : Développement de la formulation axisymétrique des équations de Maxwell 269

Annexe G : Développement de la formulation axisymétrique pour le calcul par éléments finis 272

Annexe H : Fiche technique de l'acier 304L 277

Annexe I : Propriétés de l'eau à pression atmosphérique 278

Annexe J : Propriétés de l'argon gazeux à la pression atmosphérique 281

Annexe K : Données brutes de fatigue 284

Introduction

Mise en situation

Un enjeu majeur pour l'industrie hydroélectrique est la prédiction et l'augmentation de la vie utile des groupes turbines-alternateurs en centrale. Les roues de turbines étant le site de nombreux problèmes associés à la présence de fissures, l'amélioration des modèles de prévision de vie en fatigue de ces composantes mécaniques est un élément déterminant.

La prévision de la durée de vie des roues hydrauliques est très complexe, car celle-ci dépend de leur géométrie, des procédés de fabrication, du chargement appliqué ainsi que des matériaux les composant. En particulier, le champ de contraintes résiduelles ayant été introduit dans la pièce lors de sa fabrication ou de sa réparation doit être pris en considération puisqu'il modifie sa sollicitation. Quoiqu'il soit généralement admis que ce type de contrainte influence la résistance à la fatigue des pièces en service, des méthodes plutôt subjectives sont habituellement utilisées lors du design puisque aucune méthode rigoureuse de calcul ne permet de tenir compte de cet effet.

Certaines méthodes consistent à appliquer des facteurs de sécurité élevés afin de tenir compte de l'effet des contraintes résiduelles. D'autres méthodes assimilent ces contraintes résiduelles à des contraintes causées par un chargement statique. La redistribution et la relaxation des contraintes résiduelles lors du chargement ne sont donc pas prises en compte, ce qui rend les calculs imprécis et, dans certains cas, les résultats peuvent être non conservateurs. Il serait plus adéquat de considérer, lors du design, l'historique mécanique complet de la roue avant et pendant sa sollicitation. Une connaissance précise du comportement des contraintes résiduelles et de leur influence sur la résistance en fatigue de l'acier permettrait de réduire considérablement les facteurs de sécurité et les coûts de production des roues de turbines tout en diminuant la probabilité de bris prématuré en opération. Pour répondre à ce besoin, le présent

programme de recherche a été entrepris dans le cadre d'un projet plus global visant à améliorer les modèles de prédiction de vie des turbines hydrauliques.

Objectif

Même si l'intérêt de cette étude consiste en la détermination du comportement en fatigue de pièces subissant des procédés de fabrication complexes tels que le soudage ou le martelage, il est nécessaire de simplifier le problème afin de bien cerner l'effet des contraintes résiduelles. Le premier objectif est donc de développer une méthode expérimentale permettant d'étudier de façon rigoureuse leur influence sur la résistance à la fatigue de l'acier. Le second est ensuite d'utiliser cette nouvelle méthode pour étudier l'influence de contraintes résiduelles de tension en surface d'éprouvettes de laboratoire.

Méthodologie

Le procédé utilisé pour induire des contraintes résiduelles en tension en surface d'éprouvettes d'acier inoxydable austénitique 304L est le chauffage par induction à haute fréquence. Le gradient thermique élevé dans les échantillons induira des contraintes résiduelles selon un dosage et une distribution connus. L'acier 304L est choisi comme matériau afin d'éliminer les effets causés par les changements de phase.

Des mesures de contraintes à l'aide des méthodes de la coupe, du perçage du trou et de la diffraction des rayons X permettront de vérifier la présence de contraintes résiduelles de tension dans les éprouvettes après chauffage.

Afin d'obtenir le champ de contraintes résiduelles sur la section entière de l'éprouvette, une simulation numérique du chauffage par induction sera effectuée. Ceci nécessitera le développement et le couplage de trois logiciels de calcul par éléments finis : un premier pour simuler le phénomène électromagnétique du chauffage par induction, un second pour le transfert de chaleur et un troisième pour le champ de contraintes induit. Les résultats de simulation seront validés à l'aide de mesures de températures et de contraintes résiduelles.

Pour étudier l'influence des contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue de l'acier 304L dans le domaine de l'endurance, deux séries d'essais de fatigue seront effectuées : une première sur des échantillons en acier 304L non chauffés et une seconde sur des échantillons chauffés par induction.

Plan du mémoire

Ce mémoire comporte quatre chapitres. Le premier chapitre traite d'abord des contraintes résiduelles introduites par les procédés de soudage et de grenaillage. Ensuite, l'influence de ces contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue est mise en évidence. Entre autres, la modification de la courbe *S-N* par la présence de contraintes résiduelles ainsi que la relaxation des contraintes résiduelles pendant la sollicitation sont deux aspects importants qui sont élaborés. Les approches de calcul de vie ayant été développées pour inclure l'effet des contraintes résiduelles aux analyses de fatigue sont présentés.

Au deuxième chapitre, une nouvelle méthode expérimentale de dosage de contraintes résiduelles en surface d'éprouvettes de laboratoire, en utilisant le chauffage par induction, est présentée. D'abord, le procédé de chauffage par induction est expliqué. Ensuite, les travaux de calibration de la machine de chauffage par induction ayant permis d'optimiser les contraintes induites sont décrits. L'analyse des résultats de mesures de contraintes résiduelles permet ensuite de statuer sur les paramètres à utiliser pour induire les contraintes résiduelles dans les échantillons lors des essais de fatigue.

Le troisième chapitre traite de la modélisation multiphysique par la méthode des éléments finis du procédé de chauffage par induction. Les équations régissant la propagation des ondes électromagnétiques et le transfert de chaleur ainsi que les équations de la mécanique des solides servant à calculer le champ de contraintes résiduelles induit par le chauffage sont décrites. Les paramètres et propriétés des matériaux et des fluides servant à résoudre ces systèmes d'équations par éléments finis

sont également présentés. Ensuite, les résultats de simulation sont validés à l'aide de mesures expérimentales de températures et de contraintes résiduelles.

Le dernier chapitre présente une étude expérimentale pour évaluer l'influence des contraintes résiduelles induites par le chauffage sur la résistance à la fatigue de l'acier inoxydable austénitique 304L. Tout d'abord, la procédure expérimentale utilisée pour établir la courbe de référence de l'acier 304L est décrite. Ensuite, les résultats des essais de fatigue effectués sur des éprouvettes ayant subi le procédé de dosage sont présentés et analysés à l'aide des résultats de simulation numériques et de mesures expérimentales de contraintes résiduelles utilisant la méthode de la diffraction des rayons X.

Finalement, une conclusion présente un résumé des résultats obtenus dans ce mémoire et des recommandations sont proposées pour des travaux futurs traitant de l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de l'acier 304L dans le domaine de l'endurance.

Chapitre 1
Revue bibliographique

Ce chapitre présente une revue de la littérature traitant de l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue des métaux dans le domaine de l'endurance. Une attention particulière est d'abord portée aux contraintes résiduelles induites par les procédés de soudage et de grenaillage. Ensuite, l'influence de ces contraintes sur la résistance à la fatigue des composants métalliques est analysée à partir des résultats expérimentaux disponibles dans la littérature scientifique. Finalement, les méthodes de calcul développées pour incorporer ces contraintes aux modèles de prédiction de vie en fatigue sont décrites.

1.1 Les contraintes résiduelles

Par définition, un champ de contraintes résiduelles est en équilibre et existe à l'intérieur d'un corps ne subissant aucune force et aucune restriction de déplacement sur sa frontière (Hanus et Ericsson, 1995). Plusieurs phénomènes physiques peuvent produire ce type de champ de contraintes. Les causes les plus fréquentes sont les suivantes (Lanteigne et al, 1998) :

- Une déformation plastique localisée ;
- Un fort gradient thermique ;
- Une transformation de phase du matériau ;
- Une disparité entre les propriétés de différents matériaux constituant une pièce.

Il existe également des phénomènes microstructuraux pouvant générer localement des contraintes résiduelles importantes tel que la présence d'inclusions de très haute rigidité dans une matrice moins rigide (Lanteigne et al, 1998).

La distribution des contraintes produites par ces divers phénomènes n'est pas uniforme dans le matériau. Elle varie dans l'espace et ce, à différentes échelles de grandeur. Cela a amené Hanus et al (1995) à séparer les contraintes résiduelles en deux

catégories distinctes, soit les contraintes macroscopiques et microscopiques. D'une part, les contraintes résiduelles macroscopiques, notées ${}^{M}\sigma_{ij}^{R}$, sont homogènes à l'échelle macroscopique, c'est-à-dire pour un volume contenant plusieurs grains de métal. D'autre part, les contraintes résiduelles microscopiques, notées ${}^{\mu}\sigma_{ij}^{R}$, varient à l'échelle macroscopique et ne sont homogènes que sur un très petit domaine correspondant à un ou quelques grains de la microstructure. La distribution de ces contraintes varie d'une phase à l'autre et elles sont produites par les phénomènes métallurgiques ponctuels mentionnés précédemment. Le tenseur total des contraintes résiduelles en un point est, selon les auteurs, la somme de ces deux composantes :

$$\sigma_{ij}^{R} = {}^{M}\sigma_{ij}^{R} + {}^{\mu}\sigma_{ij}^{R} \tag{1.1}$$

Toutefois, cette définition du tenseur n'est pas la plus générale puisqu'un autre type de contrainte existe, à une échelle inférieure, qui varie à l'intérieur du grain de métal et qui est dû aux défauts microstructuraux telles les dislocations.

Les contraintes résiduelles, quelle que soit l'échelle considérée, sont généralement issues des procédés de fabrication ou de réparation des pièces et s'ajoutent aux contraintes structurales normales d'opération. Elles peuvent donc avoir un effet important sur la durée de vie des composantes mécaniques puisqu'elles modifient la sollicitation interne du matériau.

Avant d'étudier leur influence sur la vie en fatigue des métaux, les procédés de soudage ainsi que de grenaillage seront analysés plus spécialement afin de mettre en évidence l'importance d'étudier leur effet sur le comportement mécanique des roues de turbines hydrauliques.

1.1.1 Contraintes résiduelles de soudage

Les contraintes résiduelles de soudage sont produites par le gradient thermique élevé induit par le passage de l'arc (Zinn et Scholtes, 2002; Berkovits et al, 1998 et Dong et Zan, 1999), par un changement de phase du matériau de la zone affectée

thermiquement (ZAT) (Zinn et Scholtes, 2002) ou par une disparité entre les propriétés du métal de base et du métal d'apport (Dong et Zan, 1999). Les deux premières causes sont toutefois les plus importantes.

Lors du soudage d'une composante mécanique, le gradient thermique élevé induit des contraintes résiduelles par deux phénomènes distincts, soit par l'opposition qu'exerce le matériau éloigné de la soudure à la dilatation thermique du matériau de base lors du chauffage et par l'opposition qu'il exerce à la contraction du métal de base et du métal d'apport lors du refroidissement (Zinn et Scholtes, 2002).

Le premier phénomène associé à la formation de contraintes résiduelles lors du soudage est expliqué par Zinn et Scholtes (2002). Lors du dépôt du métal d'apport, la température atteint une valeur très élevée près de la soudure. Le métal de base non fondu se situant près de la soudure se dilate donc fortement et le reste de la pièce s'oppose à cette déformation. Des efforts thermomécaniques considérables sont engendrés et le matériau dilaté est déformé plastiquement en compression jusqu'à ce que l'équilibre mécanique soit atteint. Une fois la pièce refroidie, le matériau de base ayant subi des déformations plastiques de compression se contracte et l'opposition du reste de la pièce à cette contraction y induit des contraintes résiduelles de tension.

Le second de ces phénomènes est illustré à la figure 1.1 pour un joint soudé bout-à-bout dans une plaque. Des contraintes résiduelles sont introduites lors de la solidification du métal d'apport et de son refroidissement subséquent (Zinn et Scholtes, 2002 et Berkovits et al, 1998). En a), le métal d'apport est tout juste solidifié. Lors du refroidissement, le cordon de soudure se contracte. S'il ne subissait aucune restriction longitudinale, il atteindrait la longueur montrée en b). En réalité, la contraction du cordon est empêchée par le reste de la plaque et des efforts thermomécaniques sont engendrés en c). Il faut noter que la fraction du matériau de base qui fond pendant le chauffage participe également à ce processus de formation des contraintes résiduelles. La zone près du cordon de soudure est donc en tension, tandis que le reste de la pièce

subit des efforts de compression. Le champ de contraintes résultant de ce phénomène, après le refroidissement complet de l'assemblage, est présenté en d) et e). La composante longitudinale des contraintes résiduelles peut atteindre une valeur aussi élevée que celle de la limite d'élasticité et des déformations plastiques peuvent être produites dans le cordon de soudure. Dans la direction transversale, l'intensité des contraintes dépend fortement de la procédure de soudage utilisée tel qu'il sera exposé plus loin. Ces dernières s'ajoutent à celles produites par la contraction du métal de base.

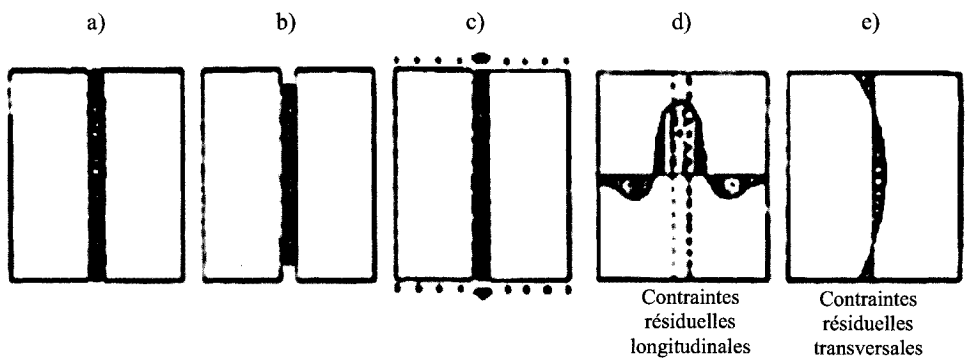


Figure 1.1 : Formation des contraintes résiduelles pour un joint soudé bout-à-bout (Berkovits et al, 1998)

Ces deux phénomènes se produisent également dans la direction transversale, mais dans cette direction, la distribution finale des contraintes résiduelles dépend du degré de restriction de l'assemblage (Berkovits et al, 1998). Par exemple, si le côté d'une des plaques de la figure 1.1 est libre de se déplacer, aucune restriction latérale n'est imposée et le cordon de soudure est libre de se contracter dans cette direction. Aucune contrainte résiduelle transverse n'est ajoutée par ce phénomène et seules les contraintes de compression, issues de l'effet de Poisson décrit plus loin, sont alors présentes. Dans le cas contraire, lorsqu'un système de bridage est utilisé, des contraintes résiduelles transverses de tension sont produites dans la zone de la soudure et se superposent aux contraintes dues à l'effet de Poisson.

La formation de contraintes résiduelles transversales associées à l'effet de Poisson est illustrée à la figure 1.2. D'une part, la figure 1.2a présente un profil typique de

variation de la contrainte longitudinale selon la direction transverse à la soudure (direction x) ainsi que la variation de la contrainte longitudinale maximale selon la direction longitudinale (direction y). D'autre part, la figure 1.2b montre la forme que prendrait la plaque soudée de la figure 1.2a si elle était coupée en deux, le long du cordon de soudure. Les déformations observées sont dues à l'effet de Poisson associé à la distribution de contraintes résiduelles longitudinales schématisée dans la portion gauche de la figure (figure 1.2a). La restriction de déplacement imposée par l'intégrité physique du matériau induit donc un champ de contraintes transverses de tension dans le milieu de la pièce, tandis que de la compression est induite aux extrémités (Dong et Zang, 1999).

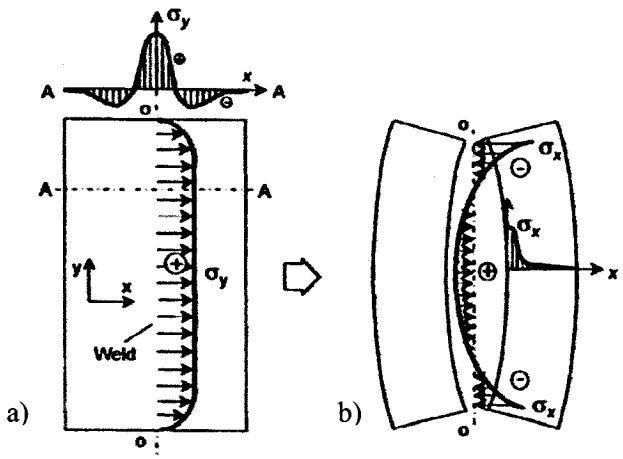


Figure 1.2 : Contraintes résiduelles transversales causées par l'effet de Poisson (Dong et Zang, 1999)

Une autre cause de l'introduction de contraintes résiduelles dans un assemblage soudé est la formation de nouvelles phases métallurgiques pendant l'historique thermique du matériau (Zinn et Scholtes, 2002). Il est toutefois nécessaire qu'une transformation de phase liée à une expansion volumétrique se produise localement lors du refroidissement du matériau de la zone affectée thermiquement (ZAT).

Dans le cas des aciers, la transformation de l'austénite à la ferrite, bainite ou martensite lors du refroidissement de la pièce soudée est caractérisée par une

augmentation de volume. Cette transformation de phase dans le cordon et dans la région avoisinante a donc comme conséquence d'induire un champ de contraintes résiduelles en compression dans la zone de la soudure qui se superpose au champ de contraintes de tension dû au gradient de température. L'intensité des contraintes induites après le refroidissement dépend alors fortement de la valeur des propriétés mécaniques du matériau lors de la transformation, donc de la température de transformation (Zinn et Scholtes, 2002).

Des contraintes résiduelles de soudage d'intensité élevée peuvent subsister après le recuit de détente effectué sur les roues de turbines hydrauliques après leur fabrication (Lanteigne et al, 1998). De plus, comme il est impossible d'effectuer le même traitement thermique après leur réparation in-situ, les contraintes résiduelles introduites par le soudage lors des réparations sont conservées dans le matériau. Une meilleure connaissance de leur effet sur la résistance des roues permettrait donc d'optimiser le design proposé par les manufacturiers et de prévoir les conséquences de la réparation des roues.

1.1.2 Contraintes résiduelles résultant du grenaillage

Dans la section précédente, il a été démontré que le procédé de soudage pouvait induire des contraintes résiduelles de tension en surface d'assemblages mécano-soudés dans la zone du cordon de soudure. Comme il est généralement accepté que ces contraintes sont néfastes à la performance en service de ces assemblages, des procédés ont été développés afin de les réduire ou de les éliminer en les superposant à un champ de contraintes résiduelles de compression.

Le procédé de martelage, qui consiste à marteler la surface d'une pièce à l'aide d'un marteau pneumatique à percussion, peut augmenter la résistance à la fatigue d'éprouvettes sollicitées en flexion alternée. Il est cependant difficile de déterminer la contribution des contraintes résiduelles à cet effet bénéfique, puisque plusieurs facteurs différents agissent simultanément sur la résistance de la pièce. Néanmoins, les résultats

expérimentaux confirment que ce procédé peut être utilisé dans le but d'améliorer la vie utile des composantes structurales soumises à des chargements cycliques.

Le martelage est un procédé très récent et peu de documentation est disponible sur ce sujet. Toutefois, le grenaillage, duquel est fortement inspiré le martelage, est très utilisé en industrie, notamment dans le domaine de l'aéronautique, et il existe une quantité impressionnante d'articles traitant de ce procédé. Le grenaillage sera donc étudié dans ce chapitre afin de démontrer que des contraintes résiduelles en compression peuvent être introduites en surface d'une pièce à l'aide d'un traitement de surface approprié.

Le grenaillage est généralement utilisé pour augmenter la résistance à la fatigue ou à la corrosion sous contrainte de composantes mécaniques. Ce procédé consiste à percuter la surface du matériau avec des billes d'acier, de verre ou de céramique ayant une vitesse contrôlée. L'intensité du grenaillage est mesurée à l'aide de plaques Almen (Torres et Voorwald, 2002). Lors du grenaillage, ces plaques sont disposées à côté du matériau traité et subissent le même traitement. La déformation de la plaque pendant le procédé provoque une déflexion qui est mesurée à la fin du traitement. Cette mesure permet ensuite de déterminer l'intensité du grenaillage en unité Almen (A).

Selon Farrahi et al (1995) et Romero et al (2001), les facteurs expliquant la modification de la résistance à la fatigue des pièces traitées par le grenaillage sont :

- Le champ de contraintes résiduelles de compression induit sous la surface ;
- Le changement de la microstructure du matériau dans la couche écrouie ;
- La modification de la qualité du fini de surface.

L'influence de chaque paramètre sur la résistance à la fatigue est difficile à déterminer et dépend de plusieurs facteurs tels la géométrie de la pièce, la microstructure initiale du matériau et le chargement appliqué (Farrahi et al, 1995).

En particulier, l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue dépend de leur distribution après le traitement mécanique. Le champ de contraintes résiduelles induit par ce procédé démontre généralement les caractéristiques suivantes (Farrahi et al, 1995):

- La contrainte résiduelle maximale en compression se situe sous la surface et sa valeur est proportionnelle à la durée de grenaillage et à la vitesse de propulsion des billes ;
- La profondeur à laquelle la contrainte maximale en compression est située dépend directement de l'intensité Almen du procédé.

Farrahi et al (1995) ont démontré que la qualité du procédé est influencée par le type de la bille, par son diamètre ainsi que par l'intensité et la durée du grenaillage. Leurs résultats expérimentaux montrent que l'intensité des contraintes résiduelles en surface n'est pas directement liée à l'intensité Almen du grenaillage. Cette observation est confirmée par les travaux de Torres et Voorwald (2002) qui suggèrent que l'intensité des contraintes induites en surface serait davantage dépendante des propriétés mécaniques du matériau et de la rugosité de surface.

Les autres observations sur l'influence des différents paramètres de grenaillage sont les suivantes (Farrahi et al, 1995) :

- La contrainte résiduelle maximale en compression augmente avec l'intensité du grenaillage ;
- Pour une durée équivalente de grenaillage, la zone de plastification augmente avec le diamètre de la bille ;
- Les profondeurs de la contrainte maximale et de la plastification augmentent avec la durée de grenaillage, la vitesse de projection et le diamètre de la bille, mais ne dépendent pas de la dureté du projectile.

Dans leur application, Farrahi et al (1995) mesurent des contraintes résiduelles induites par le grenaillage atteignant une intensité d'environ 800 MPa en compression, soit la moitié de la valeur de la limite d'élasticité de l'acier AFNOR 60SC7 utilisé (S_Y = 1620 MPa). Ces contraintes sont donc très importantes et doivent être considérées lors de la prévision de vie en fatigue.

1.1.3 Synthèse

La nécessité d'étudier en détail l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue des métaux a été mise en évidence à partir de deux exemples de procédé de fabrication importants pour l'industrie hydroélectrique, soit le soudage et le grenaillage (semblable au martelage). La connaissance précise de l'effet de ces contraintes permettrait d'optimiser le design des composantes mécaniques soumises à des sollicitations cycliques, notamment les roues de turbine hydraulique. En effet, ces contraintes résiduelles modifient les efforts internes provenant du chargement du matériau en ajoutant une composante additionnelle de contrainte statique à la contrainte normale de service.

1.2 Influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue

Plusieurs travaux scientifiques tirés de la littérature traitent de l'influence des contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue des pièces métalliques. Ces études portent sur des procédés industriels complexes faisant intervenir simultanément plusieurs aspects du calcul de la résistance à la fatigue et il est impossible de quantifier, avec précision, l'effet réel des contraintes résiduelles. Néanmoins, ces divers travaux font ressortir les aspects importants à considérer lors du calcul de prévision de vie en fatigue en présence de ces contraintes et des méthodes de calcul y sont proposées.

Dans cette section, l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue est analysée à l'aide de différentes observations expérimentales relevées dans la littérature scientifique. L'étude des différents modèles mathématiques proposés pour tenir compte de cette influence seront présentées à la section 1.3.

1.2.1 Modification de la durée de vie des composantes mécaniques

La figure 1.3 présente les courbes *S-N* obtenues pour différents assemblages soudés composés des mêmes matériaux, mais de géométrie différente. Cette variation de la résistance à la fatigue pour différentes géométries d'assemblage s'explique en partie par la distribution de contraintes résiduelles induite par le soudage (Berkovits et al, 1998).

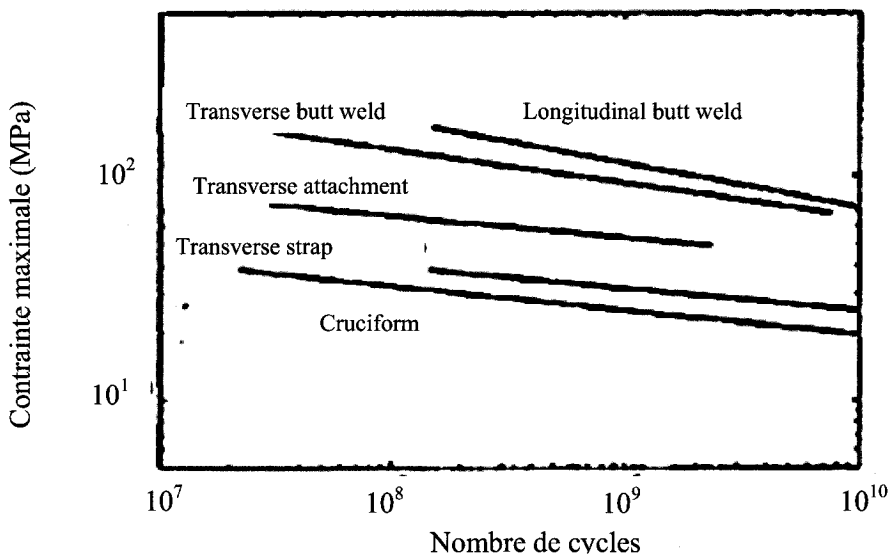


Figure 1.3 : Influence de la géométrie sur la vie en fatigue endurance des joints soudés (Berkovits et al, 1998)

Lorsqu'une soudure est bien faite, les résistances respectives à la fissuration des matériaux du cordon de soudure et de la zone affectée thermiquement sont supérieures à celle du métal de base et les fissures se propagent dans le matériau de base. Cependant, les amorces de fissures se retrouvent très souvent aux endroits de forte concentration de contrainte. C'est ce qui explique la forte dépendance de la phase d' amorçage de fissures envers les conditions de soudage, tel qu'observé à la figure 1.3. Ce type d'observation expérimentale a motivé les scientifiques à étudier l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue des métaux.

1.2.2 Effet des contraintes résiduelles sur la courbe *S-N*

L'étude de l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue a fait l'objet de nombreux travaux portant sur divers procédés de fabrication (soudage, grenaillage, écrouissage localisé par laminage, durcissement de surface par induction ou par laser, application d'une précontrainte, etc.). L'annexe A présente un classement des articles cités dans cette revue de la littérature selon le type de procédé étudié. Afin de mettre en évidence les aspects importants à considérer dans cette étude et afin de faire ressortir les limitations des différentes méthodes expérimentales utilisées, une revue des travaux traitant de l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue est présentée. Ces travaux sont divisés en trois catégories, représentant chacune un groupe de procédés similaires. Ces catégories sont le soudage, les traitements de surface et l'écrouissage localisé.

a) Soudage

Lee et al (2002) ont effectué une étude pour valider un modèle mathématique qu'ils ont proposé d'utiliser pour la prévision de vie en fatigue d'assemblages soudés. Cette étude a porté sur la prévision de vie d'un joint soudé cruciforme, illustré à la figure 1.4, composé de plaques d'acier ferritique SM490B (S_Y = 352 MPa et S_u = 514 MPa). Les contraintes résiduelles induites par le soudage dans la direction longitudinale ont été mesurées à 92,3 MPa au centre de l'assemblage; la sollicitation longitudinale imposée est du type ondulé avec un rapport R des contraintes (σ_{min} / σ_{max}) de 0,1. Afin de déterminer l'influence des contraintes résiduelles, des essais ont également été effectués sur des éprouvettes ayant subi un traitement thermique de relaxation.

La variation de la vie en fatigue en fonction de l'amplitude de contrainte est présentée à la figure 1.5 pour les échantillons soudés avec et sans recuit de détente. Ces résultats mettent en évidence l'effet bénéfique du traitement thermique sur la résistance à la fatigue de l'assemblage. On remarque que la présence de contraintes résiduelles dans l'échantillon tel que soudé réduit le nombre de cycles à la rupture N de l'assemblage d'une façon significative. Pour une amplitude correspondant à la limite

d'endurance du joint soudé traité thermiquement, la durée de vie est diminuée d'un facteur de plus de 2,5 lorsque le traitement thermique n'est pas appliqué. Pour des amplitudes de contrainte inférieures, la durée de vie passe d'une valeur supérieure à $1x10^7$ (pas de bris) dans le cas des éprouvettes traitées thermiquement à une valeur finie pour les éprouvettes non traitées, indiquant ainsi que les contraintes résiduelles associées au soudage réduisent également la valeur de la limite d'endurance de la composante mécanique. À une amplitude de contrainte élevée, cet effet diminue, car il y a une relaxation des contraintes résiduelles associée à la plastification du matériau (Lee et al, 2002).

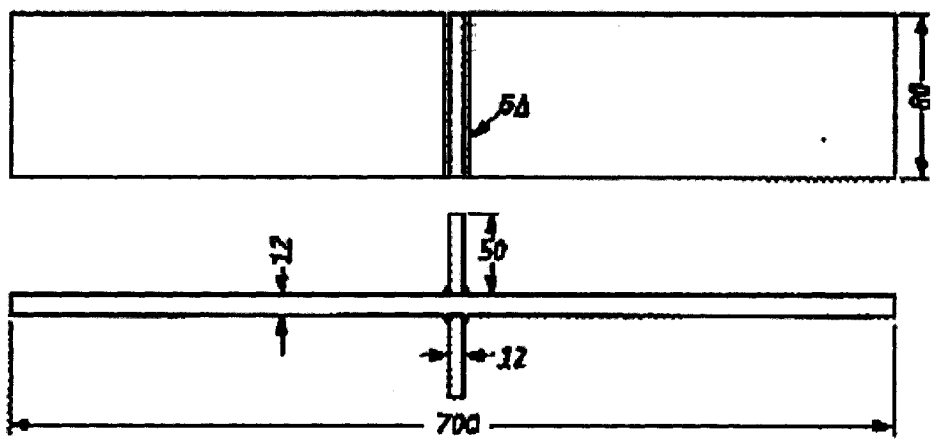


Figure 1.4 : Géométrie de l'assemblage soudé étudié par Lee et al (2002) (dimensions en mm)

Bien que l'absence des points expérimentaux ne permette pas de juger de la qualité statistique des courbes de la figure 1.5, cette dernière est préférée à celles des autres études portant sur le sujet puisqu'elle permet de mettre en évidence la limitation de ce type d'essai pour étudier l'influence des contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue de façon rigoureuse. Puisque aucun essai n'a été réalisé par Lee et al (2002) afin de déterminer l'influence du traitement thermique sur la microstructure du matériau et donc sur les propriétés mêmes du matériau en fatigue, il ne peut être affirmé que l'effet observé est entièrement dû à la relaxation des contraintes résiduelles. Ce dernier peut

également être attribué à la croissance des grains, à la recristallisation et restauration, à la précipitation, etc. Lors de la validation du modèle mathématique, correspondant à la courbe continue de la figure 1.5, les auteurs ne peuvent déterminer si la différence entre les prévisions de leur modèle et les résultats expérimentaux est due au modèle lui-même ou à l'effet du traitement thermique sur les propriétés du matériau. Il faudrait donc étudier l'influence du traitement thermique sur la résistance d'une éprouvette non soudée et soustraire cet effet de celui observé à la figure 1.5. Une meilleure estimation de l'influence des contraintes résiduelles serait alors disponible.

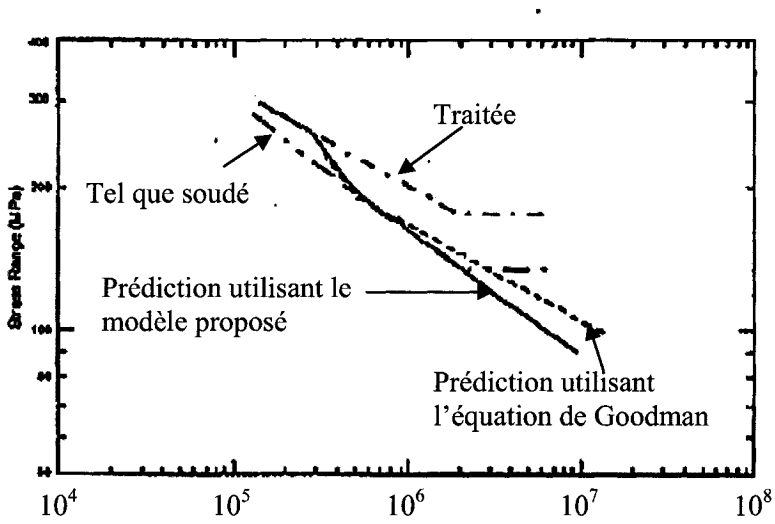


Figure 1.5 : Effet du recuit de détente sur la résistance à la fatigue d'un assemblage mécano-soudé (Lee et al, 2002)

L'étude de l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue ne peut donc être faite de façon rigoureuse à l'aide d'assemblages soudés à cause du changement de la microstructure du matériau lors du soudage et lors des traitements thermiques subséquents.

b) Traitements de surface

Un autre domaine d'étude a fortement contribué à l'avancement des connaissances concernant l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue des métaux. En

effet, des procédés de fabrication ont été développés dans le but d'éliminer les contraintes résiduelles de tension introduites dans les pièces lors de leur conception ou pour introduire des contraintes de compression en surface de composantes devant être très résistantes en fatigue. Ces procédés agissent sur la couche superficielle du matériau des pièces afin d'augmenter leur résistance à l'amorçage de fissures. Le grenaillage représente le plus utilisé de ces procédés. Toutefois, d'autres méthodes ont été développées pour augmenter la résistance à la fatigue des pièces, telles les trempes de surface par chauffage par induction et par laser.

Il a été démontré que l'introduction de contraintes résiduelles de compression en surface de pièces, à l'aide du grenaillage et des trempes de surface, augmentait la vie en fatigue des pièces mécaniques sollicitées en fatigue. En particulier, Fontanari et al (2001) ont étudié l'effet de deux conditions de grenaillage sur la vie en fatigue d'éprouvettes prismatiques de dimensions 18 x 100 x 4 mm constituées de l'alliage d'aluminium 6082 T5. Le tableau 1.1 donne les caractéristiques des deux traitements utilisés ainsi que la rugosité de surface R_a finale ayant été mesurée sur les éprouvettes après le traitement. La rugosité de la surface, avant le grenaillage, était de 0,3 μm dans la direction longitudinale et de 0,6 μm dans la direction transverse. Les billes utilisées sont composées d'acier. Des essais de fatigue en flexion quatre points ont été effectués avec une valeur du rapport R des contraintes de 0,1.

Tableau 1.1 : Paramètres de grenaillage (Fontanari et al, 2001)

Type de bille	*Diamètre (mm)*	*Intensité*	*Rugosité R_a (μm)*
Z850	0,9	10 A	6,33
B60	0,13	10 N (échelle différente)	3,05

La figure 1.6 montre les résultats obtenus pour la vie en fatigue des échantillons grenaillés et non grenaillés. On remarque, comme dans le cas des contraintes résiduelles de tension induites par le soudage, que l'effet du grenaillage est plus important pour de

faibles amplitudes de contrainte à cause du phénomène de la relaxation des contraintes résiduelles (Torres et Voorwald, 2002 et Fontanari et al, 2001).

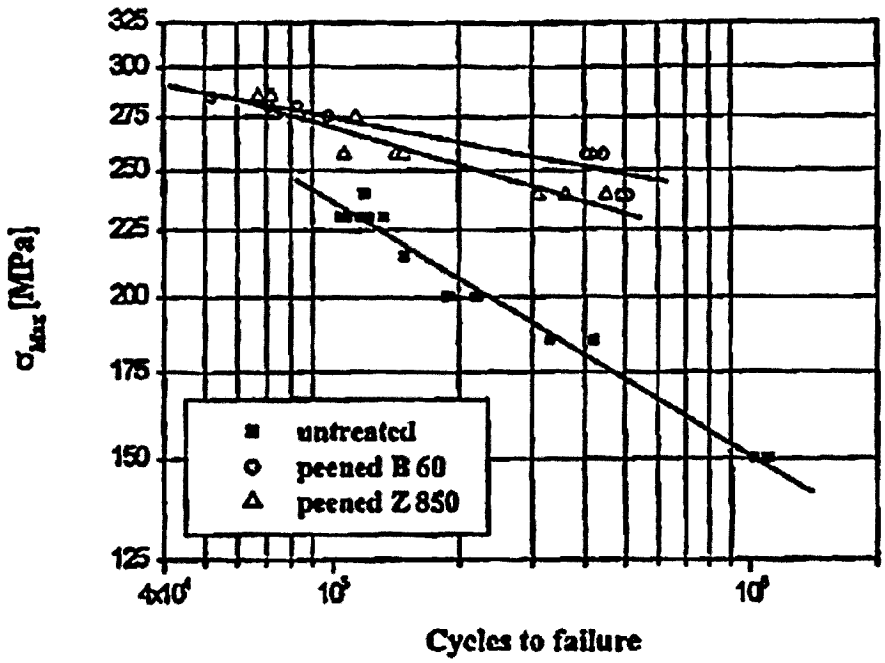


Figure 1.6 : L'influence du grenaillage sur la résistance à la fatigue d'un alliage d'aluminium 6082-T5 (Fontanari et al, 2001)

Un autre aspect intéressant des résultats de la figure 1.6 est l'obtention d'une augmentation de vie moins élevée par l'application du grenaillage Z850-10A comparativement au grenaillage B60-10N, bien qu'il soit d'intensité supérieure et que le champ de contraintes de compression induit soit plus important (Fontanari et al, 2001). Les auteurs expliquent ce phénomène par une plus grande relaxation des contraintes dans le cas du grenaillage de forte intensité à cause de la proximité de l'état plastique. Cependant, ils ne peuvent expliquer entièrement les résultats avec ce phénomène et ils l'attribuent également à l'endommagement de la surface (augmentation de R_a) et à la modification de la microstructure du matériau. De plus, lors du grenaillage, des microdéfauts peuvent être créés aux sites d'impact des billes et ceux-ci peuvent diminuer de façon importante la résistance de la pièce grenaillée (Peters et al, 2002).

En résumé, la modification de la résistance en fatigue d'une pièce grenaillée ne dépend pas seulement des contraintes résiduelles induites. En effet, la relaxation de ces contraintes pendant la sollicitation (Torres et Voorwald, 2002; Farrahi et al, 1995 et Fontanari et al, 2001), l'écrouissage du matériau plastifié (Farrahi et al, 1995 et Romero et al, 2001), le changement de la microstructure (Fontanari et al, 2001) et la modification de la qualité du fini de surface (Torres et Voorwald, 2002; Farrahi et al, 1995; Romero et al, 2001 et Fontanari et al, 2001) sont des facteurs ayant un effet important sur la résistance à la fatigue des pièces grenaillées. Il est donc primordial de considérer ces nombreux effets lors de l'étude du grenaillage.

Néanmoins, l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue démontre certaines caractéristiques générales à travers les nombreuses études. Tout d'abord, l'augmentation de la vie en fatigue des pièces grenaillées ne dépend pas directement de la contrainte en surface, mais plutôt de la distribution entière des contraintes de compression induites sous la surface (Torres et Voorwald, 2002 et Fontanari et al, 2001). En effet, l'augmentation de la durée de vie est proportionnelle à la profondeur de plastification atteinte lors du procédé ainsi qu'à la valeur de la contrainte résiduelle de compression maximale (Torres et Voorwald, 2002) ou de l'aire sous la courbe de la contrainte en fonction de la profondeur dans la zone en compression (Farrahi et al, 1995). Cet effet de volume s'explique par l'empêchement de la coalescence des microfissures et de leur propagation subséquente (Fontanari et al, 2001).

Les procédés de trempe de surface ne font pas intervenir l'influence de l'état de surface et peuvent sembler être une bonne alternative au grenaillage pour étudier l'effet des contraintes résiduelles de compression sur la vie en fatigue. Ce procédé consiste à chauffer rapidement une mince couche d'acier au-delà de la température d'austénitisation en surface et à effectuer une trempe superficielle de la pièce afin de transformer l'austénite de la surface en martensite (applicable pour certains types d'acier). Ensuite, un revenu permet d'adoucir la martensite et d'obtenir les propriétés mécaniques recherchées (grande résistance et dureté élevée) tout en conservant de

bonnes ténacité et ductilité au cœur de l'éprouvette (De La Cruz et al, 1998). Les propriétés mécaniques du matériau de la surface sont donc modifiées. De plus, comme la transformation de phase crée une expansion volumétrique du matériau, un champ de contraintes résiduelles de compression est créé en surface des éprouvettes. Ce type de traitement peut augmenter de façon significative la résistance à la fatigue de pièces mécaniques (De La Cruz et al, 1998 et Flavenot et Skalli, 1983) et il a été démontré que les contraintes résiduelles influencent de façon importante l'augmentation de vie correspondante (De La Cruz et al, 1998).

Cependant, il est très difficile d'évaluer avec précision l'influence des contraintes résiduelles induites par une trempe à cause du changement des propriétés des matériaux qui résulte de ce traitement. La difficulté à séparer les deux paramètres d'influence est illustrée aux figures 1.7 et 1.8 qui montrent respectivement les distributions de la dureté ainsi que des contraintes résiduelles induites dans un barreau cylindrique par un traitement de durcissement par chauffage par induction (Zhang et al, 1999). On remarque que la valeur des deux paramètres varie dans l'épaisseur et qu'il est impossible de juger de l'importance relative des deux effets. Il n'est donc pas rigoureux d'utiliser cette approche pour étudier l'effet des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue à cause de l'impossibilité d'isoler cet effet de l'influence du changement de microstructure du matériau.

Flavenot et al (1983) ont remédié à ce problème en déterminant la vie en fatigue d'éprouvettes dépourvues de contraintes résiduelles, mais possédant une dureté homogène semblable à celle mesurée en surface après le procédé de trempe. Cette méthode est toutefois imprécise et ne permet pas d'éliminer complètement les effets microstructuraux.

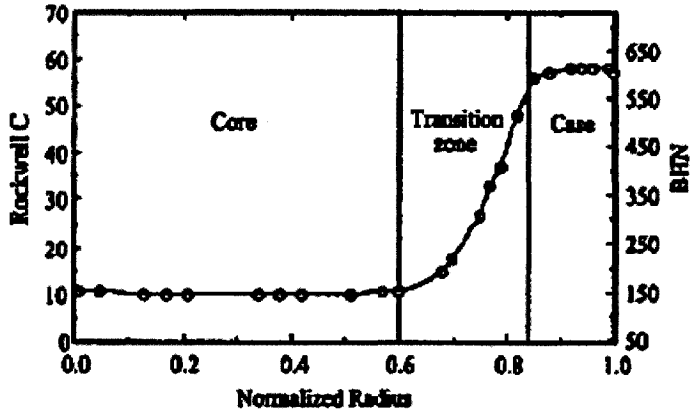


Figure 1.7 : Variation de la dureté en fonction de la position radiale (Zhang et al, 1999)

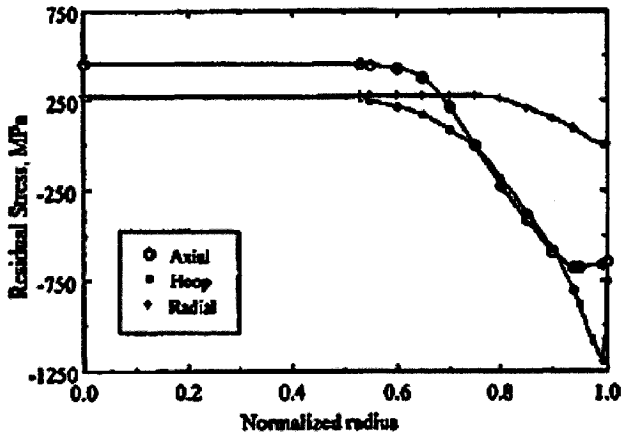


Figure 1.8 : Distribution des contraintes résiduelles dans l'éprouvette après le durcissement superficiel (Zhang et al, 1999)

c) Écrouissage localisé

Un troisième type de procédé utilisé est l'imposition de déformations plastiques localisées qui induisent, après le retrait de la charge, un champ de contraintes résiduelles. La figure 1.9 illustre un de ces procédés. L'écrouissage localisé à l'aide du laminage est utilisé afin d'induire des contraintes de compression en fond d'entaille pour augmenter la résistance à la fatigue de pièces mécaniques (Hanus et Ericsson, 1995; Maluf et al, 2004; Iswanto et al, 2002 et Xu et Zhou, 1994).

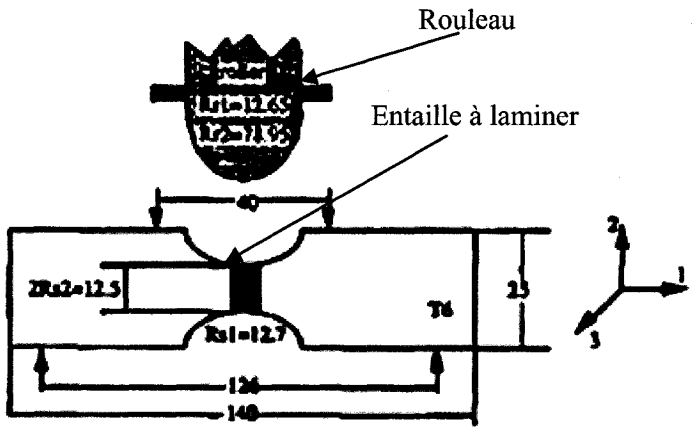


Figure 1.9 : Schéma du procédé d'écrouissage localisé par laminage (Hanus et Ericsson, 1995)

Les résultats obtenus par Maluf et al (2004) lors de leurs travaux visant à étudier l'effet du laminage sur le comportement en fatigue d'une fonte perlitique sont illustrés à la figure 1.10. Trois courbes sont tracées correspondant chacune à un type d'éprouvette. Un premier type d'éprouvette à paroi lisse est utilisé pour mesurer la résistance à la fatigue du matériau. Les deux autres types d'éprouvettes ont une géométrie différente possédant une entaille mécanique du type de la figure 1.9. Ainsi, une deuxième courbe est obtenue en sollicitant ces éprouvettes entaillées sans traitement particulier et une dernière, en laminant le fond de l'entaille avant la sollicitation. Dans tous les cas, le type de sollicitation imposée est la flexion rotative.

Les limites d'endurance mesurées sont de 299 (sans entaille), 166 (avec entaille) et 478 MPa (avec entaille et laminée). L'effet d'entaille fait donc diminuer de 44% la valeur de la limite d'endurance du matériau; ce qui prouve l'effet dévastateur d'une entaille en fatigue. Cet effet néfaste est toutefois éliminé par le laminage du fond de l'entaille. La limite d'endurance est alors augmentée à une valeur supérieure à celle de la courbe de base du matériau.

Cette forte augmentation de la limite d'endurance après le laminage du fond de l'entaille (60%) est causée en partie par l'introduction d'un champ de contraintes résiduelles de compression en surface (Maluf et al, 2004). Ce phénomène a été confirmé

par Hanus et Ericsson (1995) qui ont observé une augmentation de la limite d'endurance de 30% dans le cas de l'aluminium 2014 T6 renforcé avec 15 vol.% de particules de carbure de silicium et par Iswanto et al (2002) qui ont mesuré une augmentation de 92% dans le cas du laminage de l'acier inoxydable SUS304.

Cette augmentation de la résistance à la fatigue s'explique également par la déformation imposée aux grains près de la surface qui diminue leur niveau de distorsion (Maluf et al, 2004), tout en écrouissant le matériau (Maluf et al, 2004 et Iswanto et al, 2002). La dureté en fond d'entaille est plus élevée après le traitement, ce qui indique une modification des propriétés du matériau (Iswanto et al, 2002). L'effet observé n'est donc pas entièrement causé par les contraintes résiduelles de compression.

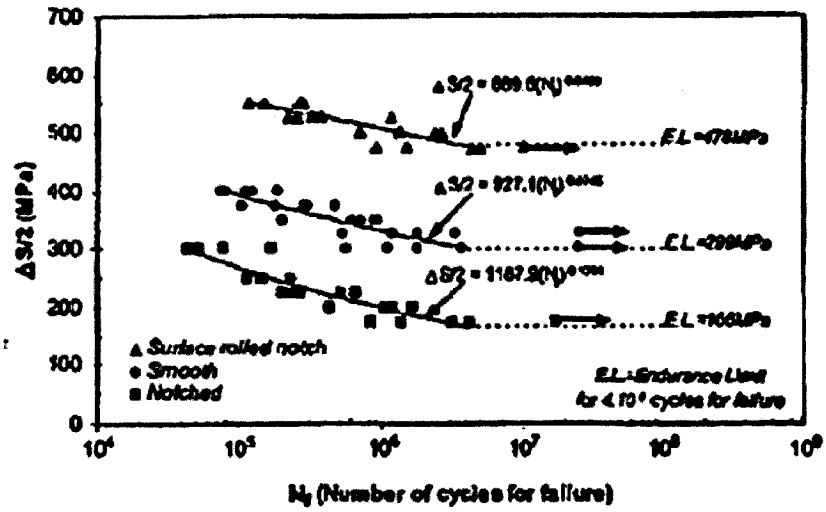


Figure 1.10 : L'influence du laminage localisé sur la résistance à la fatigue d'un assemblage mécano-soudé (Maluf et al, 2004)

D'autres procédés d'écrouissage peuvent faire augmenter la vie en fatigue d'une pièce. Par exemple, Lai et al (1992) démontrent que l'application d'une précontrainte par l'insertion d'une bille de tungstène dans un trou de diamètre légèrement inférieur augmente de façon importante la durée de vie de l'acier situé autour du trou. De leur côté, Almer et al (1999) appliquent une surcharge sur un échantillon DEN (« double-edge notch ») pour induire des contraintes résiduelles de compression en fond d'entaille

et pour en augmenter ainsi la résistance à la fatigue. Toutefois, comme dans le cas du laminage, une modification de la microstructure du matériau est produite par ces deux procédés.

1.2.3 Relaxation des contraintes résiduelles

La figure 1.11 schématise l'influence d'un champ de contraintes résiduelles de tension sur la vie en fatigue d'un joint soudé. Il a été démontré que ces contraintes transforment la courbe *S-N* des matériaux en modifiant d'une part le nombre de cycles à la rupture pour une amplitude de contrainte donnée et, d'autre part, la valeur de la limite d'endurance lorsque celle-ci est définie. Le sens et l'intensité de la modification de ces deux paramètres dépend des contraintes résiduelles initiales, de leur relaxation pendant la sollicitation, du chargement imposé et de la distribution volumétrique des contraintes. L'effet des contraintes résiduelles est supérieur pour de faibles amplitudes et devient nul lorsque celles-ci sont entièrement relaxées par le chargement appliqué. Cela explique pourquoi le sujet de ce mémoire porte sur l'étude de la vie en fatigue de l'acier 304L dans le domaine de l'endurance et que des essais en amplitude de contrainte contrôlée sont effectués.

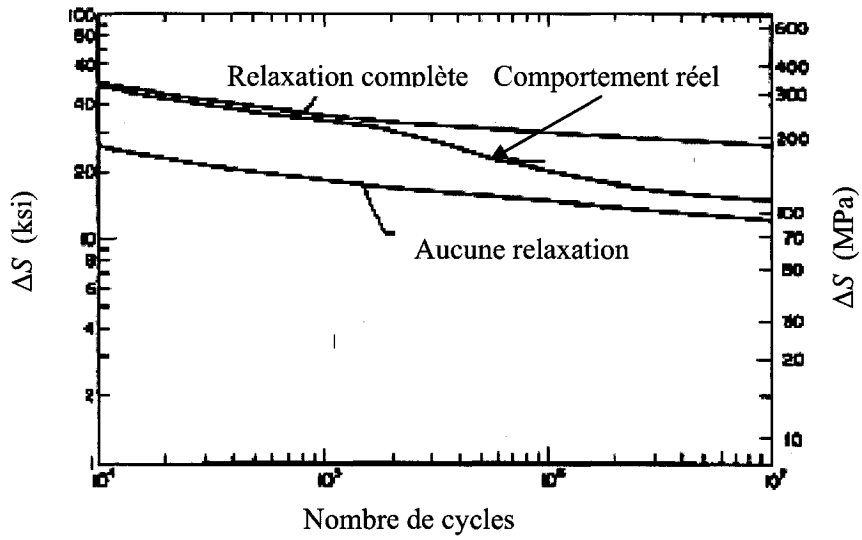


Figure 1.11 : Modification de la courbe *S-N* (Lawrence, 1981)

Une étude rigoureuse de leur influence sur la résistance à la fatigue doit isoler cette dernière des autres facteurs. Les phénomènes suivants doivent donc être évités :

1. Modification de la microstructure et écrouissage du matériau ;
2. Altération de la qualité du fini de surface ;
3. Création de microfissures ou de défauts internes ;
4. Superposition de l'effet d'entaille.

L'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue des métaux ne dépend pas seulement du champ de contraintes résiduelles initial, mais aussi du chargement imposé. En effet, ce dernier provoque une relaxation des contraintes pendant la sollicitation du matériau et il est primordial de considérer ce phénomène dans les modèles de prévision de vie.

Belassel et al (2003), dans le cadre de leurs travaux portant sur la relaxation des contraintes résiduelles de grenaillage, ont mesuré la variation de la contrainte résiduelle sur des échantillons soumis à une flexion ondulée en déplacement contrôlé. Leurs résultats sont présentés à la figure 1.12. Les mesures sont prises sur les deux faces d'éprouvettes en Waspaloy (S_Y = 970 MPa) à l'aide de la méthode de la diffraction des rayons X. Quatre niveaux de chargement (S5, S6, S8 et S10) sont considérés et leur description respective est présentée au tableau 1.2.

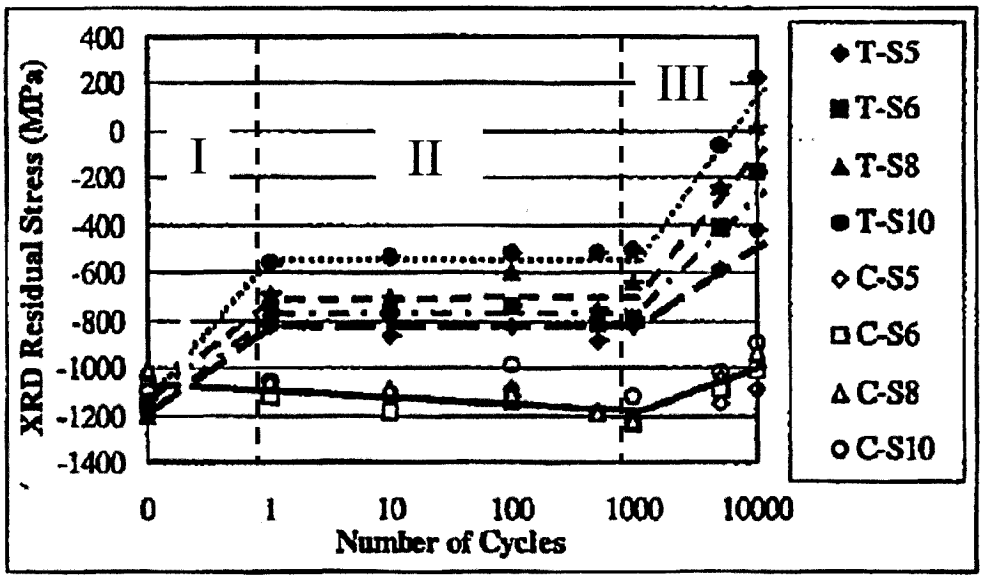
Tableau 1.2 : Intensité des chargements étudiés par Belassel et al (2003)

Type de chargement	ε_{min} *(%)*	ε_{max} *(%)*	$\Delta\varepsilon$ *(%)*
S5	0,40	0,45	0,05
S6	0,40	0,55	0,15
S8	0,40	0,65	0,25
S10	0,40	0,75	0,35

En général, l'intensité des contraintes résiduelles diminue dès le premier cycle de sollicitation, se stabilise ensuite et varie légèrement jusqu'à la rupture où la propagation

de fissures les relaxe (Belassel et al, 2003 et Han et al, 2002). Les courbes de la figure 1.12 peuvent être divisées en trois zones tel qu'indiqué sur le graphique (Belassel et al, 2003) :

I. Redistribution causée par la plastification du matériau ;
II. Relaxation logarithmique ou domaine de fluage cyclique (dans le cas illustré, aucune relaxation n'est mesurée du côté tension pendant ce stade) ;
III. Adoucissement cyclique correspondant à l'endommagement du matériau.

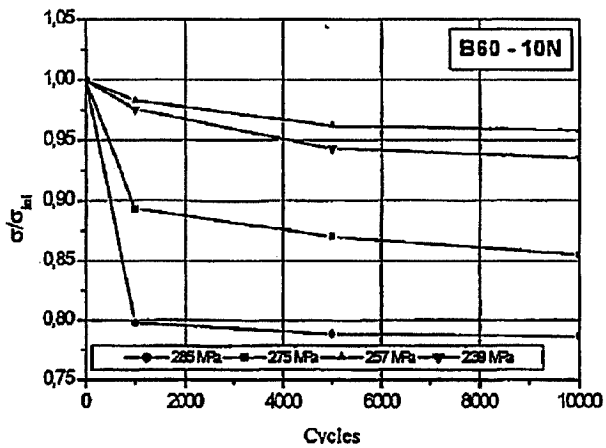


T : Côté en tension C : Côté en compression

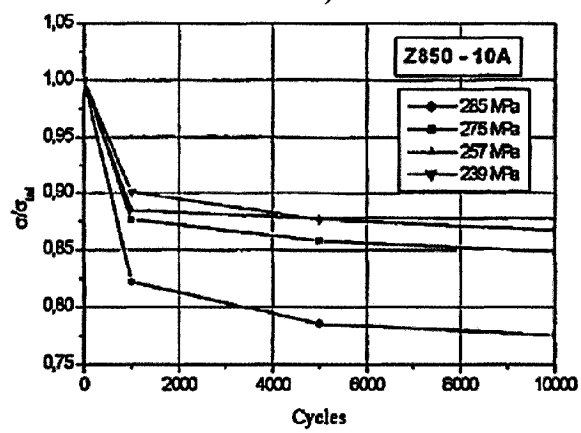
Figure 1.12 : Exemple typique du phénomène de relaxation des contraintes résiduelles pendant une sollicitation cyclique (Belassel et al, 2003)

La redistribution des contraintes résiduelles au premier cycle est causée par la plastification du matériau (Belassel et al, 2003 et Han et al, 2002). Quand la somme de la charge appliquée et des contraintes résiduelles initiales atteint la limite d'élasticité du matériau, le mouvement des dislocations est activé et des déformations plastiques sont produites. Simultanément, une fraction des déformations élastiques liées aux contraintes résiduelles est convertie en déformations plastiques (Han et al, 2002). L'intensité de la relaxation dépend du champ de contraintes résiduelles initial et du chargement appliqué.

L'influence de la distribution initiale des contraintes résiduelles sur la relaxation est illustrée à la figure 1.13. Ces graphiques présentent, pour deux intensités de grenaillage différentes, l'intensité relative de la contrainte résiduelle longitudinale (contrainte actuelle / contrainte initiale) en fonction du nombre de cycles pour différentes amplitudes de chargement variant entre 239 MPa et 285 MPa. Le phénomène de relaxation est plus important dans le cas du grenaillage de forte intensité (Z850-10A) à cause de la proximité de l'état plastique, spécialement pour les faibles amplitudes de contraintes (Fontanari et al, 2001).



a)



b)

Figure 1.13 : Influence des contraintes résiduelles initiales sur la relaxation (Fontanari et al, 2001) : a) pour le traitement B60-10N b) pour le traitement Z850-10A

La relaxation des contraintes résiduelles pendant la deuxième phase, nommée domaine de fluage cyclique, peut normalement être modélisée par une loi logarithmique (Belassel et al, 2003). Ce type de relaxation se produit même si la contrainte maximale appliquée est faible et qu'aucune plastification n'est observée à l'échelle macroscopique (Han et al, 2002). Malgré le nombre élevé d'études dont a fait l'objet la relaxation cyclique des contraintes résiduelles, les mécanismes physiques de ce phénomène ne sont pas clairs et l'influence des paramètres importants comme les propriétés du matériau et le nombre de cycles appliqués reste incertaine.

La dernière zone de relaxation des contraintes résiduelles illustrée à la figure 1.12 correspond à l'adoucissement cyclique du matériau causé par son endommagement interne. Ce phénomène est fortement influencé par le niveau de charge appliquée (Belassel et al, 2003).

Les travaux de Cindra Fonseca et al (2001) mettent en évidence la difficulté d'interprétation du phénomène de relaxation. Leur étude porte sur la relaxation des contraintes résiduelles de grenaillage introduites dans un joint soudé pour en augmenter sa résistance à la fatigue. Les contraintes de compression sont induites en surface, après le recuit de détente suivant le procédé de soudage. La sollicitation imposée est du type ondulé (tension-tension) et les éprouvettes sont composées d'acier API 5L X70.

La figure 1.14 montre la variation de la contrainte longitudinale mesurée par la méthode des rayons X pour un chargement équivalent à 70% de la limite d'élasticité du matériau (soit 403 MPa). On voit que les contraintes ne sont pas aussi stables que dans le cas de la figure 1.12 et il est difficile d'expliquer ce comportement des contraintes résiduelles.

Selon Lawrence (1981), la valeur stabilisée des contraintes résiduelles dépend fortement des propriétés mécaniques du matériau. Les matériaux très ductiles, par exemple les alliages d'aluminium à l'état recuit, ont tendance à plastifier lors de l'application d'un chargement cyclique. Les contraintes résiduelles sont alors presque

entièrement relaxées et elles n'ont que très peu d'influence sur la tenue en fatigue. Au contraire, d'autres matériaux comme les aciers à haute résistance ne plastifient presque pas lors du chargement et le champ de contraintes demeure inchangé au cours de la sollicitation. Finalement, dans le cas des matériaux intermédiaires tels les aciers doux, le degré de relaxation des contraintes dépend du niveau de sollicitation imposé. L'effet des contraintes résiduelles est important dans le cas des vies élevées, car la plastification du matériau causée par le chargement ne les relaxe pas complètement et il est nul pour les courtes durées de vie, lorsqu'elles sont complètement relaxées par la sollicitation. Comme l'acier 304L fait partie de cette dernière catégorie, le phénomène de relaxation des contraintes résiduelles devra être pris en compte dans le présent projet de recherche puisqu'il traite de l'analyse de l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de cet acier.

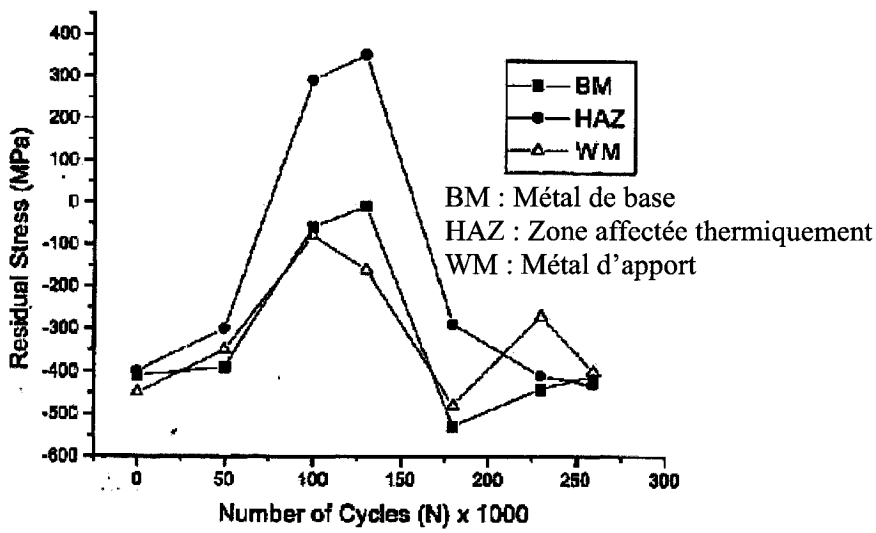


Figure 1.14 : Variation instable des contraintes résiduelles (Cindra Fonseca, 2001)

1.3 Modèles de prévision de vie incorporant les contraintes résiduelles

Comme il a été mentionné à la première section de ce chapitre, les contraintes résiduelles peuvent être séparées en deux types de contraintes, soit les contraintes macroscopiques et les contraintes microscopiques :

$$\sigma_{ij}^{R} = {}^{M}\sigma_{ij}^{R} + {}^{\mu}\sigma_{ij}^{R} \tag{1.1}$$

Lorsque l'on traite des contraintes macroscopiques, comme c'est normalement le cas lors du calcul de la résistance à la fatigue de composantes mécaniques, les équations d'élasticité s'appliquent (Flavenot et Skalli, 1983). Ainsi, lorsque la sollicitation du matériau n'excède pas la limite d'élasticité, le principe de superposition est valide et le champ de contraintes résiduelles σ_{ij}^{R} se superpose au champ de contraintes de service σ_{ij}^{S}. Les contraintes résiduelles peuvent donc être considérées comme des contraintes statiques. Il est toutefois important de considérer les deux aspects suivants lors de l'élaboration d'un critère de résistance en fatigue les incorporant (Flavenot et Skalli, 1983) :

- les contraintes résiduelles relaxent au cours de la sollicitation cyclique ;
- le champ de contraintes résiduelles est multiaxial.

1.3.1 Relaxation des contraintes résiduelles

Comme il a été démontré à la section 1.2.3, le champ de contraintes résiduelles varie lors de l'application d'une charge cyclique. Dans la littérature, deux approches différentes sont utilisées pour tenir compte de cette variation dans le calcul de prédiction de vie en fatigue.

La première consiste à utiliser les valeurs de contraintes à la demie vie des composantes et à les considérer constantes par la suite (Flavenot et Skalli, 1983). Cette méthode requiert donc des mesures expérimentales propres à chaque situation et ne permet pas de prédire le comportement des contraintes résiduelles pendant le chargement.

La deuxième méthode, plus générale, consiste à trouver une relation empirique liant la relaxation des contraintes aux paramètres de chargement, soit l'amplitude de contrainte imposée et le nombre de cycles appliqués (Han et al, 2002). Cette approche ne peut être utilisée que pour des cas similaires à ceux préalablement étudiés en laboratoire.

Des efforts de recherche seront donc nécessaires afin de développer des outils de simulation permettant de prédire le comportement des contraintes résiduelles lors d'une sollicitation cyclique.

1.3.2 Critères multiaxiaux de résistance en fatigue

Bien que le chargement appliqué en fatigue puisse être uniaxial ou multiaxial, le champ de contraintes résiduelles est, quant à lui, presque toujours multiaxial. Il est donc nécessaire d'utiliser un critère de fatigue multiaxial pour évaluer la résistance à la fatigue d'une composante mécanique soumises à ce type de contraintes (Flavenot et Skalli, 1983). Malheureusement, il n'existe aucune méthode générale de calcul acceptée lorsque le trajet de la charge dans l'espace des contraintes est tridimensionnel (Bastenaire et al, 1979).

La résistance des matériaux à la fatigue est généralement caractérisée par la courbe liant un paramètre de contrainte ou de déformation à la durée de vie. La courbe de référence du matériau est obtenue par des essais uniaxiaux effectués sur des éprouvettes de laboratoire polies. Le calcul de la résistance d'une composante sollicitée de façon multiaxiale consiste donc à utiliser un critère pour transformer l'état de contrainte complexe du chargement en un état uniaxial équivalent (Garud, 1981). Ce critère de fatigue doit toutefois respecter les mécanismes physiques du phénomène de la fatigue, être indépendant du repère de coordonnées choisi et doit traduire de façon correcte le trajet du chargement dans l'espace des contraintes.

Cet aspect de la fatigue est très complexe et représente un champ d'étude distinct. Bien qu'elle soit indispensable à l'élaboration de méthodes efficaces de prédiction de vie en fatigue incorporant les contraintes résiduelles, cette étude dépasse le cadre de ce mémoire et ne sera pas développée en détail. En effet, des mesures de contraintes résiduelles qui seront présentées au chapitre 4 démontrent que lors de la sollicitation des éprouvettes, une seule composante de contraintes résiduelles demeure non nulle à cause de la relaxation des autres composantes. Il n'est donc pas nécessaire d'utiliser un critère

multiaxial. Toutefois, une brève revue de la littérature traitant de ce sujet est présentée en première partie de l'annexe B.

Les critères de fatigue multiaxiaux peuvent être divisés en cinq classes distinctes, i.e. les formules empiriques, les applications d'invariants de contrainte ou de déformation, les approches du plan critique, les utilisations du concept multiéchelle et les approches énergétiques. Toutefois, comme les approches empiriques sont développées pour des cas de chargement bien précis et parce qu'elles ne reposent pas sur la compréhension du phénomène de la fatigue, seules les quatre dernières classes de critère sont traitées à l'annexe B.

Flavenot et Skalli (1983) ont étudié l'efficacité de ces différents critères à prédire la limite d'endurance d'éprouvettes de laboratoire contenant un champ de contraintes résiduelles. Pour ce faire, les auteurs ont induit un champ de contraintes résiduelles en surface d'éprouvettes de laboratoire en leur appliquant un traitement de trempe par chauffage par induction. Un champ de contraintes de compression est alors induit en surface des échantillons à cause de la transformation de phase et du gradient thermique élevé.

La description de cette étude et des résultats obtenus concernant les critères multiaxiaux introduits à la première partie de l'annexe B est présentée en seconde partie de la même annexe. Le critère de Dang Van (1993) serait le plus efficace des critères multiaxiaux étudiés pour incorporer les contraintes résiduelles dans un calcul de limite d'endurance, puisqu'il rend bien compte du comportement en fatigue dans les cas de chargements complexes (Bastenaire et al, 1979). Toutefois, l'application de ce critère dans le cas des essais de flexion plane et de traction répétée est équivalente à celle du critère de Crossland (1956).

1.3.3 Prévision de vie

Le développement des méthodes de calcul de prévision de vie en fatigue incorporant les contraintes résiduelles découle principalement des travaux de recherche

visant à modéliser le procédé du soudage. En général, le calcul d'endommagement est fait à l'aide de l'approche locale, c'est-à-dire que la durée de vie est considérée dépendante des états de contrainte et de déformation au point le plus sollicité exclusivement. L'utilisation de ce type d'approche pour prédire la durée de vie en fatigue d'une pièce mécanique est schématisée au diagramme de la figure 1.15.

Le calcul de la résistance à la fatigue d'une pièce nécessite d'abord la considération de sa géométrie, des propriétés de ses matériaux et du chargement mécanique lui étant appliqué en service. De plus, le champ de contraintes résiduelles introduit dans la pièce lors de sa fabrication doit être connu. Celui-ci peut être obtenu à l'aide d'une simulation numérique utilisant la méthode du calcul par éléments finis, de corrélations empiriques ou de mesures expérimentales.

Une fois ces différentes données déterminées, un calcul de fatigue initiation peut être accompli. Deux analyses doivent être accomplies, soit une analyse structurale globale et une analyse de fatigue localisée aux points critiques de chargement.

L'approche de l'analyse locale en fatigue repose sur la succession de différentes étapes tel qu'illustré à la figure 1.15. Ces étapes sont : 1) le calcul de l'historique mécanique local aux points critiques en incluant l'effet des contraintes résiduelles, 2) la détermination de la loi d'endommagement à utiliser et 3) l'utilisation d'une règle de cumul de dommage pour estimer la durée de vie de la composante (Teng et al, 2002). Les différentes méthodes se distinguent donc principalement selon les modèles mathématiques utilisés pour :

1. obtenir le chargement local correspondant au chargement nominal appliqué ;
2. déterminer l'endommagement causé par l'application d'un cycle de chargement local calculé en 1 ;
3. cumuler le dommage cycle après cycle jusqu'à ce que l'endommagement critique soit atteint.

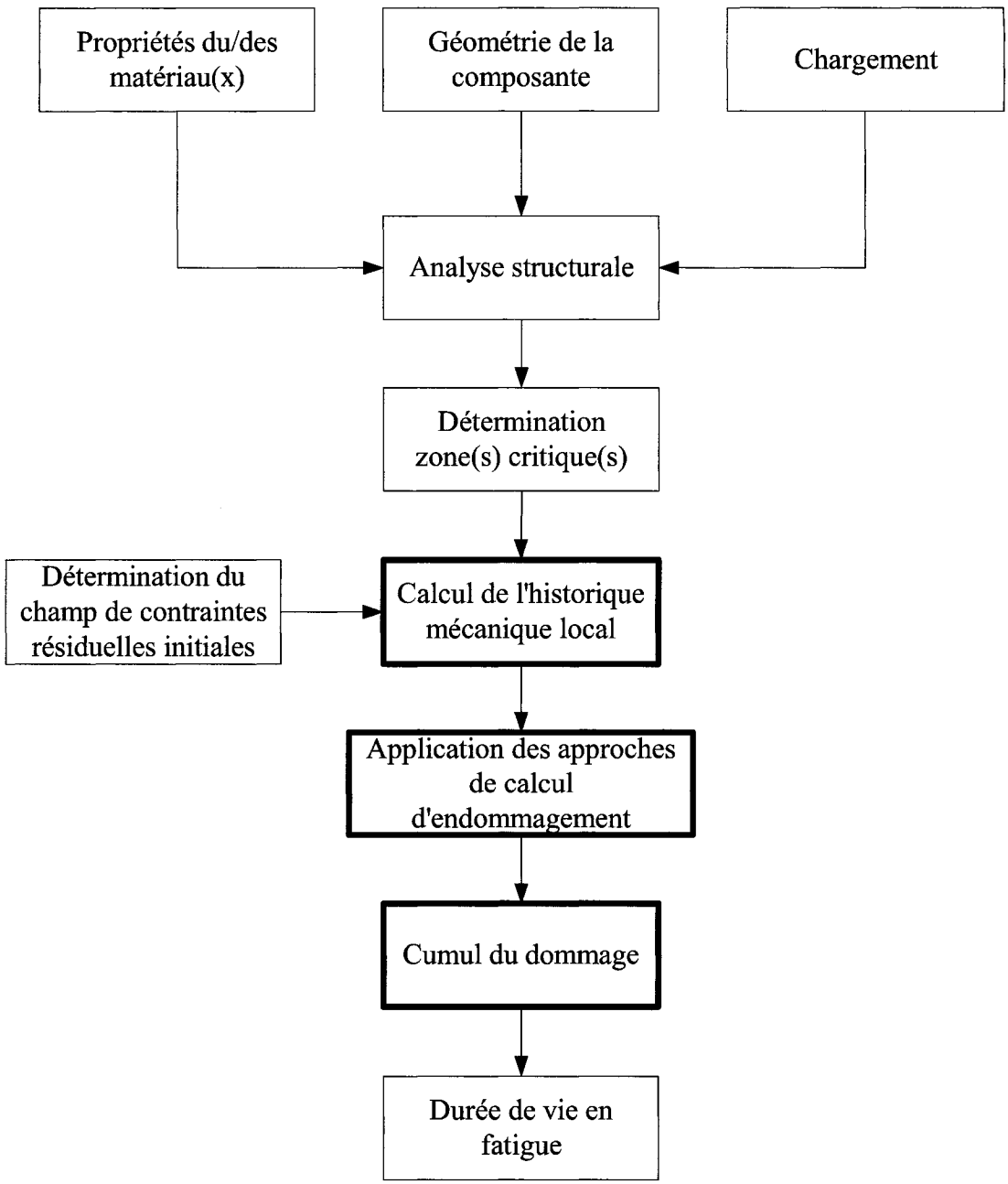


Figure 1.15 : Schématisation de l'utilisation de l'approche locale pour la prédiction de vie en fatigue (Teng et al, 2002)

Dans cette revue de la littérature, seul les deux premiers aspects de l'analyse locale seront abordés. En effet, l'utilisation d'une règle de cumul de dommage ne sera pas

présentée puisque les essais de fatigue effectués dans ce projet de recherche ont été faits à amplitude de contrainte constante et puisque les contraintes résiduelles ont été supposées constantes lors du calcul d'endommagement. Il serait toutefois nécessaire d'utiliser une telle loi afin de prendre en compte la variation des contraintes résiduelles pendant la sollicitation. Une revue de la littérature traitant des loi de cumul de dommage est présentée dans Fatemi et Yang (1998).

a) Calcul de l'historique mécanique local

Afin de calculer l'endommagement correspondant à chacun des cycles de sollicitation, il est primordial de calculer avec précision l'historique de contrainte et de déformation au point étudié. Cet historique dépend des contraintes résiduelles initiales, du chargement appliqué et des concentrations de contrainte causées par la géométrie.

Le champ de contraintes résiduelles induit par les procédés de fabrication ainsi que la contrainte nominale correspondant au chargement appliqué peuvent être obtenus par une simulation numérique utilisant la méthode des éléments finis ou à l'aide de mesures expérimentales. Une analyse plus poussée permet ensuite de déterminer l'historique mécanique local. Comme cette analyse a été développée dans le contexte de différentes études portant sur la résistance des joints soudés, l'effet d'entaille, causé par les discontinuités géométriques, lui est incorporé. Cet effet est considéré à travers un facteur d'entaille en fatigue K_f. Lorsque la géométrie analysée ne possède pas ce type de discontinuité, ce facteur est posé égal à l'unité et la démarche à suivre demeure inchangée.

Cette méthode de calcul est présentée en troisième partie de l'annexe B et ne sera pas détaillée dans ce chapitre. En effet, le type d'éprouvette de fatigue utilisé dans ce projet de recherche ne possède pas de discontinuité géométrique et l'état de contraintes résiduelles stabilisé a été mesuré expérimentalement (chapitre 4). L'utilisation de l'approche locale pour tenir compte de l'effet d'entaille et pour estimer l'état de contraintes résiduelles stabilisé n'a donc pas été nécessaire lors de l'analyse des résultats

au chapitre 4. Néanmoins, cette méthode d'analyse doit être utilisée lorsque des concentrations de contrainte sont situées dans les zones critiques de chargement, notamment dans la région du cordon de soudure des joints soudés.

b) Détermination de la loi d'endommagement

La résistance des métaux en fatigue est généralement caractérisée par une courbe de référence liant le niveau de sollicitation mécanique au nombre de cycles N_i nécessaires à l'apparition d'une fissure ou à la rupture de l'échantillon. Normalement, cette courbe de référence est obtenue sur des éprouvettes de géométrie simple en laboratoire à l'aide d'essais de traction ou de flexion complètement alternée.

La relation liant la variation de déformation totale $\Delta\varepsilon$ au nombre de cycles à la rupture peut être exprimée par l'équation de Coffin-Manson suivante (Teng et al, 2002) :

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varepsilon_f' (2N_i)^c + \frac{\sigma_f'}{E}(2N_i)^b \tag{1.2}$$

Dans cette équation, le comportement du matériau est caractérisé par son coefficient de ductilité en fatigue ε_f', son exposant de ductilité en fatigue c, son coefficient de résistance en fatigue σ_f', son exposant de résistance en fatigue b et par son module d'élasticité en traction E.

Morrow propose de modifier le terme de cette équation associé au domaine élastique afin de tenir compte de l'effet de la contrainte moyenne σ_0 (Teng et al, 2002; Bellow et al, 1986; Tricoteaux et al, 1995 et Branco et Ferreira, 1991):

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varepsilon_f' (2N_i)^c + \left(\frac{\sigma_f' - \sigma_0}{E}\right)(2N_i)^b \tag{1.3}$$

Lorsque la durée de vie d'une composante est supérieure à 10^5 cycles, Lawrence (1981) suggère de simplifier cette équation en éliminant le terme correspondant aux déformations plastiques qui sont alors négligeables. Cette nouvelle expression

correspond à la relation de Basquin. Dans ces conditions, les phénomènes de consolidation et d'adoucissement cycliques sont peu importants et l'analyse est simplifiée.

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \left(\sigma_f^{'} - \sigma_0\right)\left(2N_i\right)^b \tag{1.4}$$

Pour les cas où il y a plastification, Manson et Halford ont proposé, contrairement à Morrow, de modifier les deux termes afin que le rapport des déformations plastique et élastique ne soit pas affecté par la contrainte moyenne comme dans le cas de l'équation (1.3) (Teng et al, 2002).

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \varepsilon_f^{'}\left(\frac{\sigma_f^{'} - \sigma_0}{\sigma_f^{'}}\right)\left(2N_i\right)^c + \left(\frac{\sigma_f^{'} - \sigma_0}{E}\right)\left(2N_i\right)^b \tag{1.5}$$

Martin propose d'utiliser l'équation (1.2) pour calculer l'endommagement lié à la variation de déformation totale ainsi que l'équation suivante pour tenir compte de l'endommagement correspondant à la contrainte moyenne.

$$\left[\frac{1}{2N_i}\right]_0 = \left(\varepsilon'_f\right)^{\frac{1}{c}}\left[\left\{\left(\frac{\Delta\sigma}{2}\right)K'\right\}^{\frac{-1}{n'c}}\right]\left[\left(1-\sigma_0/\sigma'_f\right)^{\frac{1}{n'c}} - 1\right] \tag{1.6}$$

Les équations (1.2) et (1.6) permettent de déterminer l'endommagement total par cycle (Bellow et al, 1986). Une autre approche utilisée est l'utilisation du modèle de Swith-Watson-Topper (critère multiaxial) où les effets de la contrainte moyenne et de la variation de contrainte sont considérés à travers l'utilisation de la contrainte maximale.

$$\sigma_{\max}\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\left(\sigma_f^{'}\right)^2}{E}\left(2N_i\right)^{2b} + \sigma_f^{'}\varepsilon_f^{'}\left(2N_i\right)^{b+c} \tag{1.7}$$

$$\sigma_{\max} = \frac{\Delta\sigma}{2} + \sigma_0 \tag{1.8}$$

Dans ces différentes équations liant le chargement à la durée de vie en fatigue, la contrainte moyenne σ_0 est composée de la contrainte moyenne due au chargement σ_0' et des contraintes résiduelles σ_r.

$$\sigma_0 = \sigma_r + \sigma_0' \tag{1.9}$$

La loi d'endommagement correspondant à ces diverses relations est obtenue en isolant la durée de vie N_i au dénominateur de façon à obtenir une équation du type suivant (Lawrence, 1981) :

$$\frac{1}{2N_i} = \left(\frac{\sigma_f'}{\sigma_a}\right)^{\frac{-1}{b}} \left(1 - \frac{\sigma_0}{\sigma_f'}\right)^{\frac{-1}{b}} \tag{1.10}$$

L'équation (1.10) a été obtenue à partir de la relation de Basquin et n'est présentée ici que pour donner un exemple.

c) Application des modèles de prévision de vie en fatigue

Dans leurs travaux, Teng et al (2002) étudient l'influence des contraintes résiduelles de soudage sur la résistance à la fatigue d'un assemblage soudé de type bout-à-bout en acier ASTM A36. Leur calcul de prévision de vie repose sur une analyse par éléments finis permettant de calculer les contraintes résiduelles de soudage et de transformer l'historique de chargement en un historique de déformation et de contrainte au point critique. L'hypothèse d'état plan de déformation permet d'alléger les temps de calcul.

Les figures 1.16 et 1.17 montrent l'efficacité des modèles de prévision de vie à prédire le comportement du joint soudé selon la considération ou pas de l'effet des contraintes résiduelles (Teng et Chang, 2004). On remarque que la meilleure estimation est obtenue en considérant cet effet et en appliquant le modèle de Smith-Watson-Topper qui est plus efficace que celui de Manson et Halford. Dans les deux cas, la règle de cumul de dommage utilisée est celle de Palmgren-Miner.

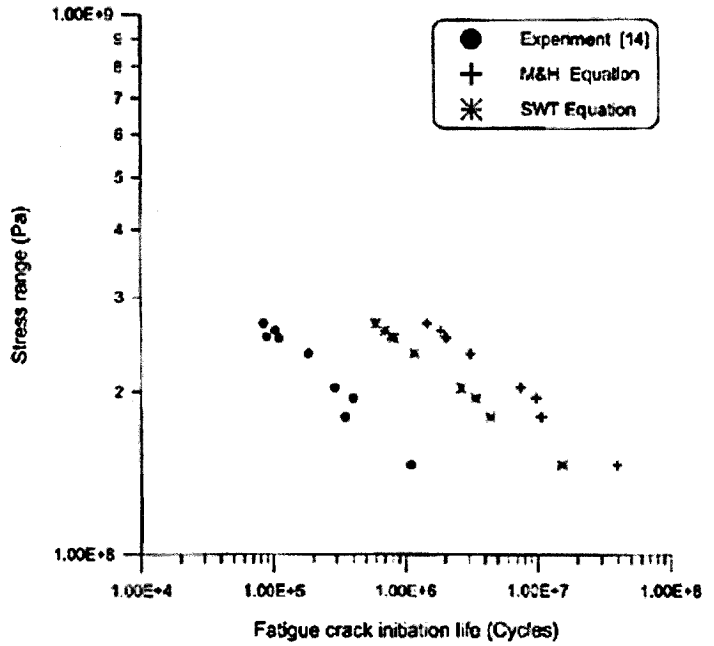


Figure 1.16 : Prévision de vie sans tenir compte des contraintes résiduelles induites lors du soudage (Teng et Chang, 2004)

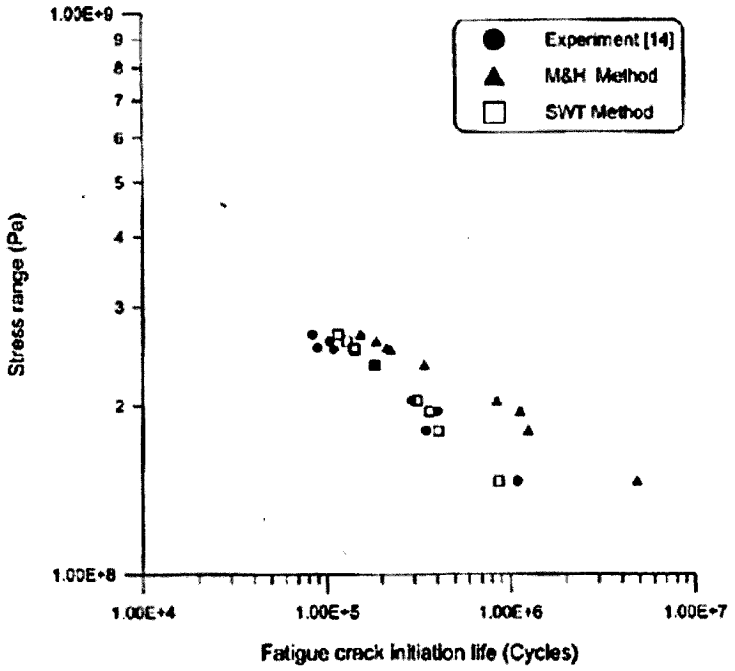


Figure 1.17 : Prévision de vie en fatigue en considérant l'effet des contraintes résiduelles induites lors du soudage (Teng et Chang, 2004)

La complexité du procédé du soudage oblige toutefois les chercheurs à considérer l'effet du changement des propriétés mécaniques du matériau de la ZAT. L'évaluation de l'efficacité de la méthode proposée à incorporer les contraintes résiduelles dans le calcul de prévision de vie est donc difficile.

1.4 Conclusion

Dans ce chapitre, la pertinence du projet de recherche pour l'industrie hydroélectrique a été démontrée à partir de l'importance des contraintes résiduelles introduites dans les pièces mécaniques lors des procédés de soudage et de grenaillage. D'une part, les mécanismes de formation des contraintes résiduelles dans les joints soudés ont été expliqués. Les résultats des divers travaux portant sur l'évaluation des contraintes résiduelles induites par le soudage indiquent que généralement, lorsque aucun changement de phase se produit dans le matériau, les contraintes résiduelles longitudinales sont en tension dans la zone du cordon de soudure. D'autre part, le procédé de grenaillage a été exposé afin d'illustrer un exemple de procédé utilisé pour induire des contraintes résiduelles de compression en surface de composantes mécaniques. Les caractéristiques principales du champ de contraintes résiduelles induit par ce procédé ont été décrites. Ce champ de contraintes résiduelles dépend de l'intensité du grenaillage et de sa durée, de la vitesse de propulsion des billes et de leur diamètre ainsi que des propriétés mécaniques du matériau.

Plusieurs études ont démontré que négliger l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue mène à des prévisions de vie erronées. Il a été établi que la présence de contraintes résiduelles en surface d'une pièce affecte la valeur maximale de l'amplitude de contrainte pouvant être appliquée pour obtenir une vie infinie (limite d'endurance) et modifie la durée de vie correspondant à une amplitude de chargement donnée. L'importance de cet effet dépend toutefois des propriétés mécaniques du matériau et du chargement appliqué. En effet, lorsque la plastification du matériau est provoquée lors de l'application de la charge, la distribution des contraintes résiduelles

est fortement modifiée. Le champ de contraintes stabilisé qui résulte des premiers cycles détermine alors la durée de vie en fatigue de la composante.

Une revue des méthodes utilisées pour considérer l'influence des contraintes résiduelles dans les modèles de prédiction de vie en fatigue a été présentée. Ces méthodes reposent sur une analyse locale des champs de contraintes et de déformations aux points critiques. Une loi d'endommagement incluant l'effet des contraintes résiduelles doit être utilisée. Ces modèles relient généralement la durée de vie en fatigue de la pièce à l'amplitude de contrainte et à la contrainte statique qui sont appliquées.

Il est toutefois difficile de juger de la qualité des modèles proposés dans la littérature, car les méthodes expérimentales utilisées ne permettent pas d'isoler l'effet des contraintes résiduelles des autres facteurs d'influence, soit la microstructure du matériau, l'état de surface et l'effet d'entaille. Au prochain chapitre, une nouvelle méthode expérimentale permettant de doser des contraintes résiduelles en surface d'éprouvettes de laboratoire et d'étudier avec rigueur leur effet sur la vie en fatigue est présentée.

Chapitre 2
Dosage des contraintes résiduelles

L'objectif de ce projet de recherche est de développer une méthode expérimentale permettant d'étudier rigoureusement l'effet des contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue des métaux. Une telle méthode doit permettre d'introduire des contraintes résiduelles dans des éprouvettes de laboratoire selon un dosage et une distribution connus. De plus, les changements de microstructure et d'état de surface ainsi que la création de microdéfauts doivent être évités afin d'isoler l'effet des contraintes résiduelles des autres facteurs d'influence en fatigue.

La méthode sélectionnée afin d'introduire des contraintes de tension en surface d'éprouvettes de traction est le chauffage par induction à haute fréquence. Cette méthode est préférée aux autres à cause de la possibilité de doser les contraintes introduites lors du chauffage en faisant varier la puissance du chauffage ou sa durée.

Dans ce chapitre, la faisabilité de la méthode expérimentale sera démontrée. Tout d'abord, le procédé de chauffage par induction à haute fréquence est expliqué. Ensuite, les travaux de calibration et la mise au point du montage expérimental utilisé pour chauffer les éprouvettes sont décrits. Une première phase de ces travaux permet d'abord d'étudier le comportement de la machine de chauffage par induction. Ensuite, la durée de chauffage est ajustée de manière à générer un champ de contrainte d'intensité élevée en surface des éprouvettes. Des mesures de contraintes résiduelles démontrent toutefois la nécessité de développer un nouveau montage, utilisant la circulation d'un fluide caloporteur au centre de l'éprouvette, afin de générer des contraintes résiduelles en surface des éprouvettes. Finalement, la procédure pour déterminer les paramètres du chauffage qui maximise le champ de contraintes résiduelles induit à l'aide de ce nouveau montage est décrite et les résultats des mesures de contraintes sont présentés.

2.1 Chauffage par induction

Le procédé sélectionné pour doser les contraintes résiduelles est le chauffage par induction à haute fréquence d'une éprouvette d'acier inoxydable austénitique 304L. L'acier 304L est choisi afin d'éliminer les effets causés par les changements de phase des aciers ferritiques et martensitiques. En effet, l'acier 304L ne subit aucune transformation à l'état solide entre la température ambiante et 1000 °C, ni au chauffage, ni au refroidissement peu importe la vitesse de refroidissement.

2.1.1 Procédé du chauffage par induction

Le chauffage par induction est un procédé de plus en plus utilisé pour effectuer des traitements de surface. Il permet, en effet, de chauffer à une très grande vitesse et de façon très localisée. Bien qu'une basse fréquence permette un chauffage uniforme des pièces, une haute fréquence permet au contraire de concentrer la puissance de chauffage dans une mince couche de matière en surface.

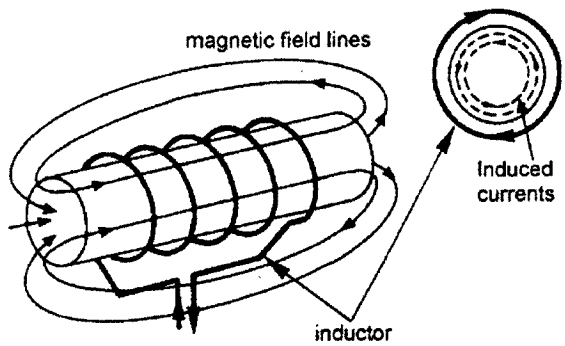


Figure 2.1 : Schéma simplifié du procédé de chauffage par induction (Bay et al, 2003)

Le principe du chauffage par induction repose sur le phénomène de l'induction électromagnétique. Un montage typique est composé d'une pièce métallique, d'une bobine inductrice et d'une source de courant variable, tel qu'illustré à la figure 2.1. La bobine est alimentée par la source de courant et induit un champ magnétique variable dans l'espace. Ce champ magnétique induit alors à son tour un courant variable, ou

courant de Foucault, dans la pièce métallique selon les lois de l'induction électromagnétique. Ce courant variable dissipe de la chaleur dans la pièce par effet Joule et agit donc comme source de chaleur.

Une analyse électromagnétique du phénomène permet de déterminer un paramètre important du chauffage par induction, la pénétration δ du champ électrique dans l'éprouvette (Lorrain et Corson, 1970). En effet, la plus grande partie de la chaleur dissipée se retrouve dans une mince épaisseur δ de l'éprouvette calculée à partir de la fréquence f du courant inducteur et des propriétés électromagnétiques du matériau. La pénétration δ est définie comme étant la profondeur à laquelle le module du vecteur champ électrique diminue à une valeur égale à sa valeur à la surface divisée par le nombre irrationnel e. Sa valeur est donnée par la relation suivante :

$$\delta = \sqrt{\frac{1}{\pi f \sigma_{em} \mu}} \tag{2.1}$$

Dans cette équation, f est la fréquence de la source de courant, σ_{em} est la conductivité électrique du matériau et μ, sa perméabilité magnétique. La figure 2.2 illustre cette relation entre la fréquence de chauffage et la pénétration du champ électrique pour l'acier 304L à la température de la pièce (σ_{em}=1,38 x10^6 $\Omega^{-1}m^{-1}$, $\mu = 4\pi$ x10^{-7} N/A^2)

Dans le contexte de cette recherche, il est nécessaire de concentrer la puissance de chauffage dans une mince couche de matériau afin de provoquer un gradient thermique suffisamment élevé pour produire des déformations plastiques qui induiront des contraintes de compression en surface de l'éprouvette, lors de son expansion thermique. Ces déformations plastiques entraîneront ensuite des contraintes résiduelles en tension lors du refroidissement complet de l'éprouvette. La pénétration recherchée est de l'ordre de 0,75 mm à la température de la pièce afin que le gradient thermique soit assez élevé pour induire suffisamment de contraintes résiduelles. Cette pénétration augmentera quelque peu avec la température à cause de la diminution de la conductivité électrique. La figure 2.3 montre la variation de la résistivité ρ de l'acier 304L en fonction de sa

température. On peut en déduire la variation de la conductivité à l'aide de l'équation suivante :

$$\sigma_{em} = \rho^{-1} \tag{2.2}$$

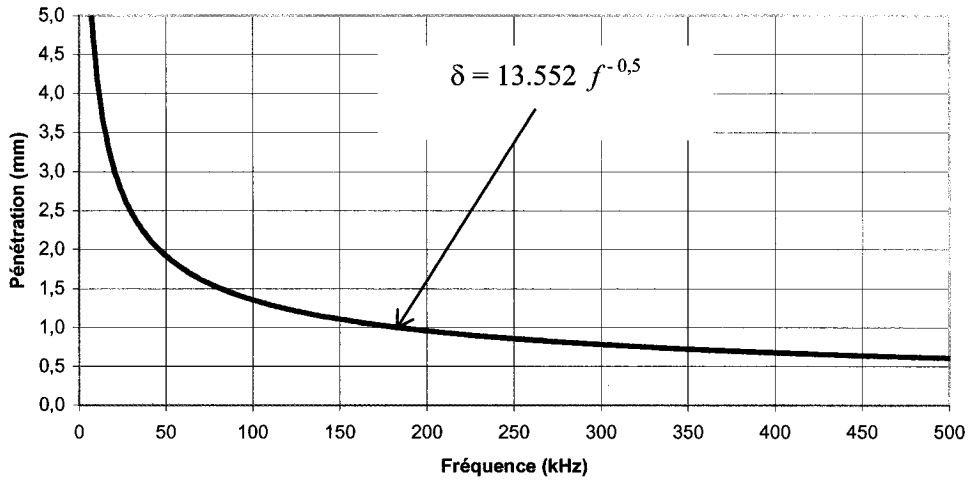


Figure 2.2 : Influence de la fréquence sur la pénétration du champ électrique pour l'acier 304L à la température de la pièce

La fréquence permettant d'atteindre une pénétration de 0,75 mm est, à la température de la pièce, de 327 kHz selon l'équation de la figure 2.2. Dans le cas de notre application, la fréquence de la source de courant est réglée à 360 kHz, ce qui correspond à une pénétration de 0,71 mm à la température ambiante.

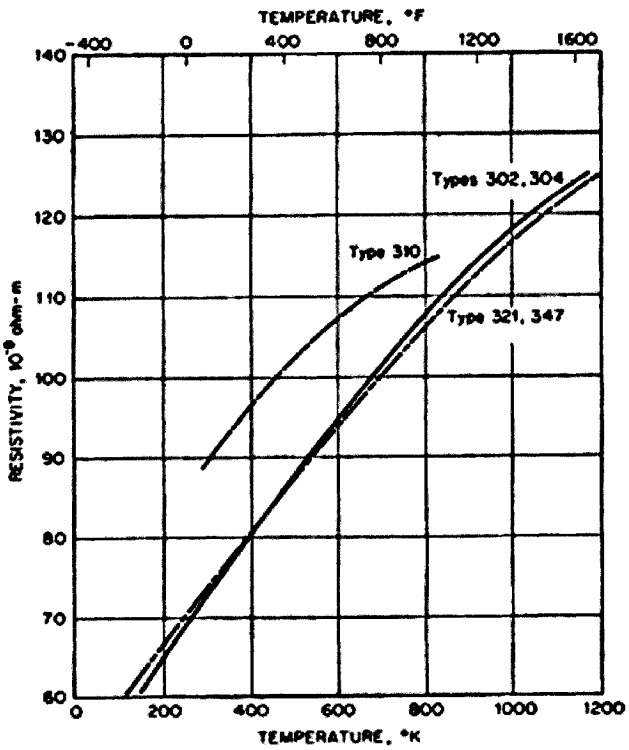


Figure 2.3 : Effet de la température sur la résistivité de l'acier 304L (Peckner et Bernstein, 1977)

2.1.2 Montage du chauffage par induction

Le montage utilisé afin d'introduire des contraintes résiduelles en surface d'éprouvettes de traction est composé de trois éléments, soit l'éprouvette, une bobine inductrice et une source de courant alternatif à très haute fréquence. La figure 2.4 montre le montage utilisé en laboratoire. La machine composée de la source de courant et de la bobine inductrice a été développée par la compagnie *Norax Canada Inc.*

L'appareil de chauffage par induction, présenté à la figure 2.5, possède une source de courant à très haute fréquence, soit 360 kHz, et produit une puissance maximale de 30 kW. Ce système fonctionne sur du courant de 208 volts et à une fréquence de 60 Hz. L'appareil permet d'ajuster deux paramètres du chauffage par induction électromagnétique, soit le temps de chauffage et sa puissance. Il est donc possible de faire varier le courant circulant dans la bobine inductrice. Ces ajustements sont permis à

l'aide de deux boutons rotatifs situés sur la partie droite de la machine. Ces boutons sont liés à deux potentiomètres qui permettent de faire varier la durée et la puissance de chauffage. Toutefois, deux entrées analogiques permettent d'ajouter des contrôleurs numériques afin de remplacer l'ajustement manuel.

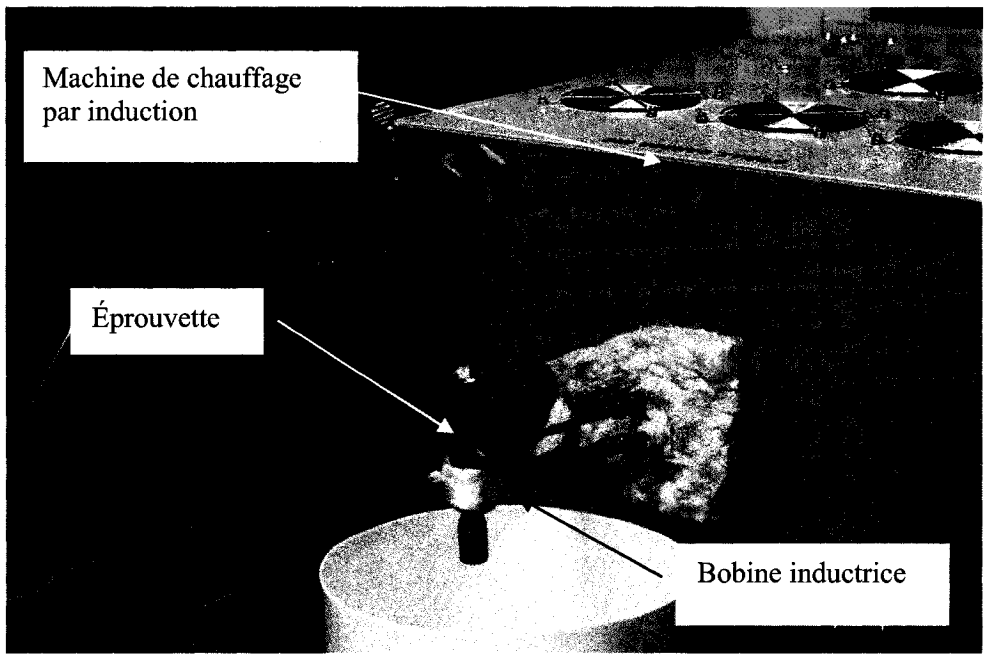


Figure 2.4 : Montage du chauffage par induction

La bobine inductrice a été conçue de manière à induire un courant circonférentiel dans la section centrale d'une éprouvette de traction. Cette bobine est cylindrique, comme on peut l'observer à la figure 2.4. Les spires de la bobine sont en cuivre et sont recouvertes d'une gaine protectrice. Le tableau suivant résume les caractéristiques importantes de la bobine.

Tableau 2.1 : Caractéristiques de la bobine

Caractéristiques	*Valeur*
Nombre de spires	4,5
Diamètre nominal de la bobine	28,5 mm
Diamètre extérieur du fil de cuivre	4,7624 mm
Diamètre intérieur du fil de cuivre	3,2624 mm
Distance entre deux spires	8,25 mm

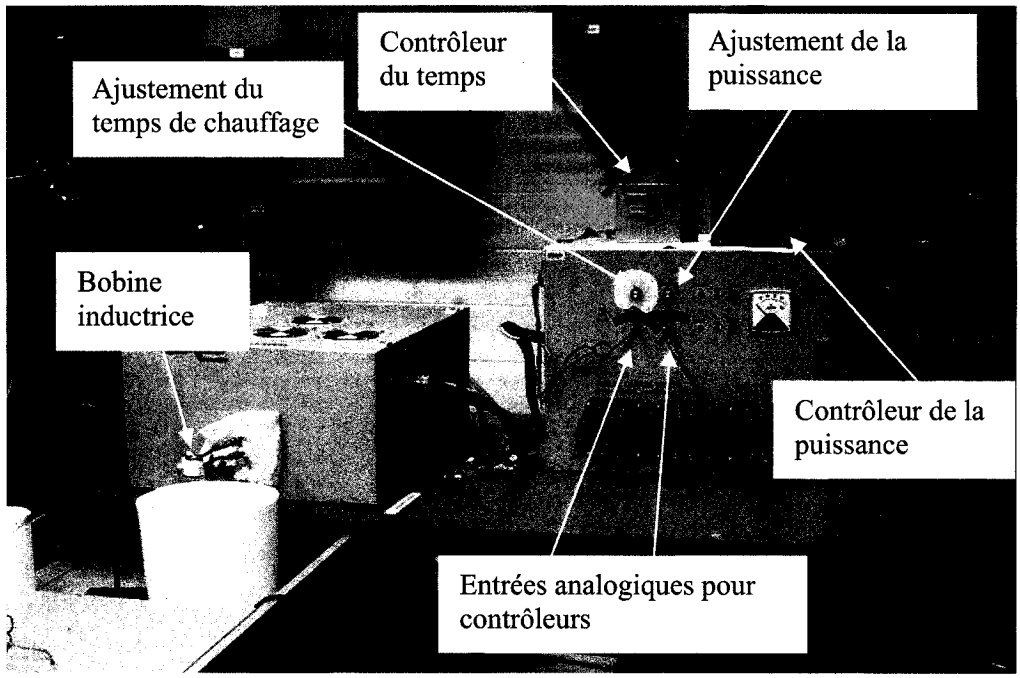


Figure 2.5 : Machine de chauffage par induction

2.2 Calibration de l'appareil de chauffage par induction

Avant d'utiliser l'appareil de chauffage par induction pour introduire des contraintes résiduelles dans des éprouvettes de traction, il est nécessaire de déterminer le réglage optimal des paramètres du chauffage par induction (durée et puissance) qui maximise les contraintes résiduelles induites par le chauffage.

La calibration de l'appareil de chauffage par induction est d'abord effectuée sur des tiges à section constante d'acier 303, de composition similaire au 304L, afin d'étudier l'influence de sa durée sur la variation temporelle de la température en surface des tiges. Ensuite, des éprouvettes de traction à section centrale constante d'acier 304L sont utilisées pour déterminer les paramètres du chauffage maximisant le gradient de température dans l'éprouvette. La température doit toutefois être maintenue assez basse pour éviter une chute excessive des propriétés mécaniques du matériau.

L'objectif de la première phase de calibration consiste à étudier l'influence de la durée de chauffage sur la variation temporelle de la température en surface de tiges ayant un diamètre similaire à celui des éprouvettes qui seront utilisées lors des essais de fatigue. La température à la surface de leur section centrale est mesurée à l'aide d'un thermocouple pendant le chauffage et le refroidissement subséquent. La puissance de chauffage est réglée à son maximum (potentiomètre ajusté à 100%) dans cette phase de calibration afin d'optimiser le gradient de température dans l'éprouvette. La variable de cette analyse est donc la durée de chauffage. À ce stade, aucun contrôleur numérique n'est ajouté au système et l'ajustement est manuel. Afin de permettre un ajustement plus précis de la durée de chauffage à l'aide du bouton rotatif, une graduation angulaire est ajoutée à la machine (voir figure 2.5). La durée de chauffage peut donc être ajustée en faisant varier l'angle de rotation du bouton, ce qui entraîne une variation de la résistance du potentiomètre.

Les essais ont montré que le bouton de contrôle de la durée de chauffage devait être réglé à une valeur minimale de 60° pour que le chauffage soit enclenché. Ce délai s'explique par le temps nécessaire à la machine pour s'ajuster aux paramètres du matériau de l'éprouvette. C'est un phénomène d'inertie électromagnétique. La durée de chauffage peut ensuite être augmentée en variant l'angle de rotation du bouton. La durée maximale est atteinte lorsqu'un angle de 315° est fixé.

Divers essais ont été effectués successivement sur une même tige en augmentant la durée à chaque chauffage (0,32, 0,86, 1,21 et 1,54 seconde). La figure 2.6 montre la variation de la température à la surface de la tige en fonction du temps. On remarque que le temps de chauffage ne modifie pas la réponse de la machine et que les courbes obtenues sont superposables pendant sa durée complète. Il n'influence donc que la température maximale atteinte au cours de l'essai. L'optimisation du procédé pour induire des contraintes résiduelles consistera donc à identifier la durée de chauffage pour laquelle le gradient de température est optimal.

Puisque la méthode développée pour le dosage des contraintes résiduelles doit permettre de reproduire plusieurs fois le même état de contrainte en surface de différentes éprouvettes de fatigue, il est nécessaire d'analyser la reproductibilité des résultats. Lors de la calibration de la machine de chauffage par induction, il a été observé que le fini de surface de la tige influençait fortement la réponse du système. En effet, un deuxième chauffage à 100° a généré une température à la surface extérieure de la tige plus faible que lors d'un premier chauffage à ce niveau (voir figure 2.7). Ce phénomène s'explique par l'apparition d'une couche d'oxyde sur la tige après que la surface ait atteint une température d'environ 900 °C. La figure 2.7 illustre cet effet qui correspond à la partie où les courbes se séparent pendant la durée du chauffage. À la fin du chauffage de l'éprouvette oxydée, la différence de température entre les deux courbes est d'environ 70 °C.

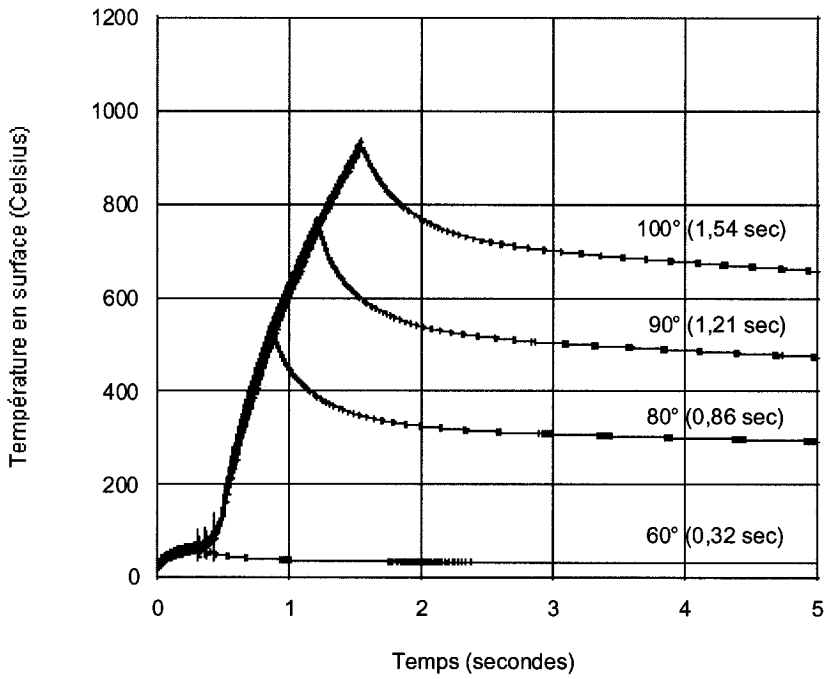


Figure 2.6 : Influence du temps de chauffage sur la variation temporelle de la température en surface des tiges d'acier 303

À la figure 2.7, le temps de chauffage n'est pas le même pour les deux essais effectués avec le même réglage des paramètres. Cette différence de durée de 0,3 seconde

combinée à l'effet d'oxydation provoque un écart de température atteignant une valeur de 250 °C entre les deux courbes. Il sera donc nécessaire d'ajouter un chronomètre numérique pour diminuer la variabilité de la durée de chauffage. La figure 2.5 montre le chronomètre ajouté ainsi qu'un contrôleur numérique servant à régler la puissance du chauffage de manière plus précise que le système de graduation utilisé jusqu'alors.

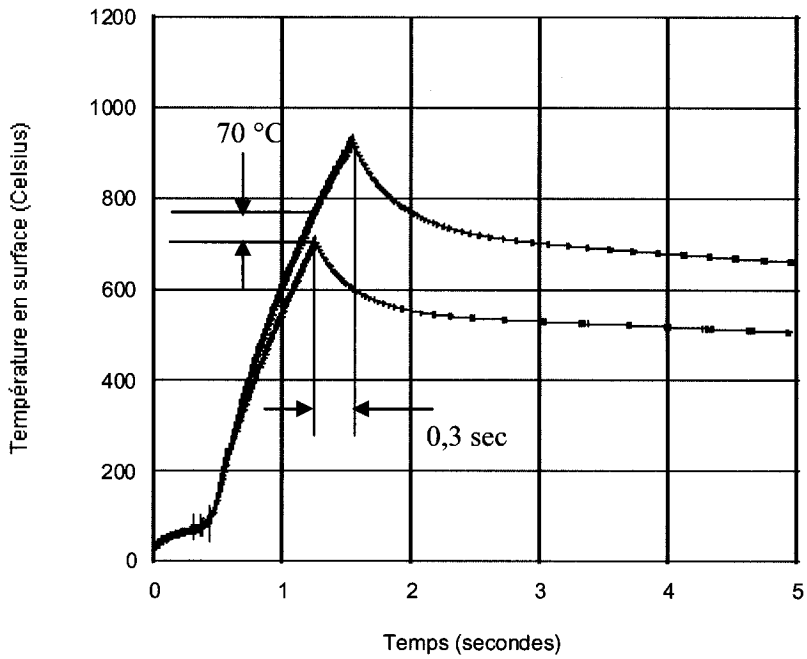


Figure 2.7 : Effet de l'oxydation de la surface lors du chauffage à la position 100° du chronomètre interne sur le chauffage de la tige d'acier 303

Il a également été observé que la réponse de la machine varie légèrement lors des premiers essais, lorsque la machine est à froid. Afin de permettre la reproductibilité des résultats, il est donc nécessaire de « réchauffer » l'appareil avant de l'utiliser.

Après avoir étudié l'influence de la durée de chauffage sur la variation de la température en surface des tiges, des éprouvettes de traction sont instrumentées avec deux thermocouples. Le diamètre de la section centrale des éprouvettes est de 9,525 mm. Le dessin de définition est présenté à l'annexe C (figures C.1 et C.2).

Le matériau des éprouvettes a été prélevé dans deux plaques d'acier AISI 304L laminé à chaud, à l'état recuit, de dimensions 304,8 mm x 304,8 mm x 76,2 mm (12 po x 12 po x 3 po). Sa composition chimique est présentée au tableau 2.2 et sa dureté macroscopique a été mesurée à 83 HRB. Les éprouvettes ont été prélevées de manière à ce que leur direction longitudinale corresponde à la direction transverse au laminage. La fiche technique de l'acier est donnée à l'annexe H.

Tableau 2.2 : Composition chimique de l'acier 304L des éprouvettes

Composition chimique de l'acier 304L des éprouvettes (% en poids)										
C	S	Mn	P	Si	Cu	Ni	Co	Cr	V	Mo
0,017	0,003	1,73	0,024	0,18	0,19	9,9	0,16	18,8	0,14	0,30

Le premier thermocouple est soudé par point à la surface de l'éprouvette et le deuxième est inséré dans un trou ajouté au centre de l'éprouvette et maintenu par serrage mécanique. Ce trou est d'une longueur d'une demi-éprouvette. Les mesures de température à ces deux positions permettent de déterminer la différence de température entre la surface et le centre de l'éprouvette et donc d'évaluer le gradient thermique induit par le chauffage. La figure 2.8 montre les températures mesurées par les thermocouples ainsi que leur différence en fonction du temps pour un chauffage de 2,06 secondes (130°). Cette durée de chauffage permet d'induire un écart de température de 830 °C entre la surface et le centre de l'éprouvette.

Toutefois, la température maximale atteinte au centre de l'éprouvette est de 800 °C. Des phénomènes de microfluage et de restauration ont donc pu être activés en raison de l'effondrement des propriétés mécaniques du matériau, ce qui peut affecter grandement la valeur des contraintes résiduelles introduites dans l'éprouvette. Afin d'éviter ces phénomènes, l'éprouvette a été trempée dans l'azote liquide (-200 °C) pour diminuer la valeur de sa température initiale.

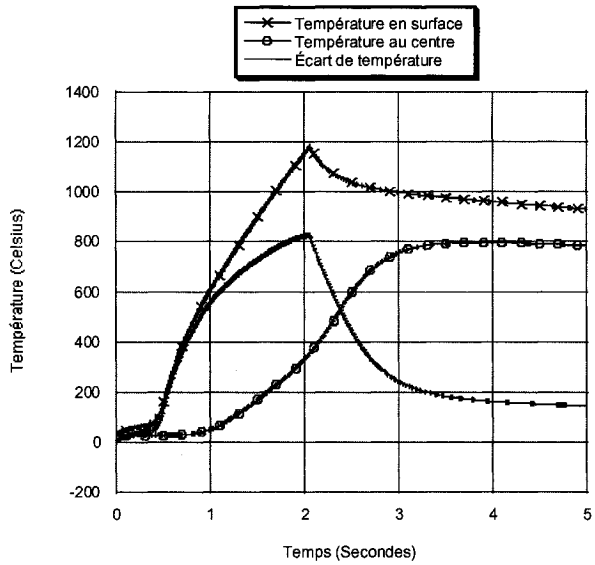


Figure 2.8: Variation temporelle de la température dans l'éprouvette d'acier 304L pour un angle de 130° (2,06 secondes)

La figure 2.9 montre les résultats obtenus. On remarque que la température maximale atteinte à l'intérieur de l'éprouvette est inférieure à 600 °C, même si l'écart de température atteint au cours de l'essai est supérieur à celui de la figure 2.8. Les essais visant à introduire un champ de contraintes résiduelles en surface des éprouvettes seront donc effectués en plongeant celles-ci dans l'azote liquide avant le chauffage.

Les deux phases de calibration complétées, deux éprouvettes ont été chauffées afin de mesurer l'intensité des contraintes résiduelles induites lors du chauffage. Afin d'éviter l'oxydation et de conserver un état de surface acceptable dans la zone de chauffage de l'éprouvette, le temps de chauffage a été sélectionné de manière à atteindre une température maximale d'environ 1000 °C. Des mesures de température effectuées juste avant d'induire des contraintes résiduelles dans ces deux éprouvettes ont permis de sélectionner un angle de 115° (0,98 seconde). Il est à noter qu'avant ces essais, le concepteur de la machine avait effectué des ajustements sur celle-ci et que son comportement était différent de celui observé lors de la calibration initiale.

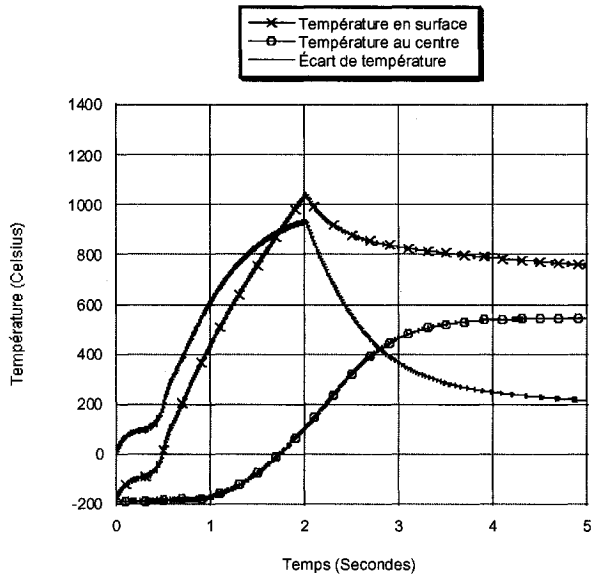


Figure 2.9 : Variation temporelle de la température dans l'éprouvette d'acier 304L pour un angle de 130° (2,06 secondes) lorsqu'elle est plongée dans l'azote avant le chauffage

Les deux éprouvettes instrumentées sont notées CI_2 et CI_3. Dans le but de réduire la température d'uniformisation de l'éprouvette, l'éprouvette CI_3 est trempée dans l'eau après chauffage. Ce procédé de trempe est utilisé pour éviter des effets de recouvrance thermique qui pourraient diminuer l'importance des contraintes résiduelles induites par le chauffage. Les courbes de température décrivant ce procédé sont données à la figure 2.10.

Les deux températures se rejoignent à une valeur de 60 °C, mais la température intérieure atteint une valeur supérieure à 700 °C. Des mesures expérimentales de déformations permettront de déterminer si ce procédé permet de conserver un champ de contraintes résiduelles important en surface des éprouvettes après leur refroidissement complet.

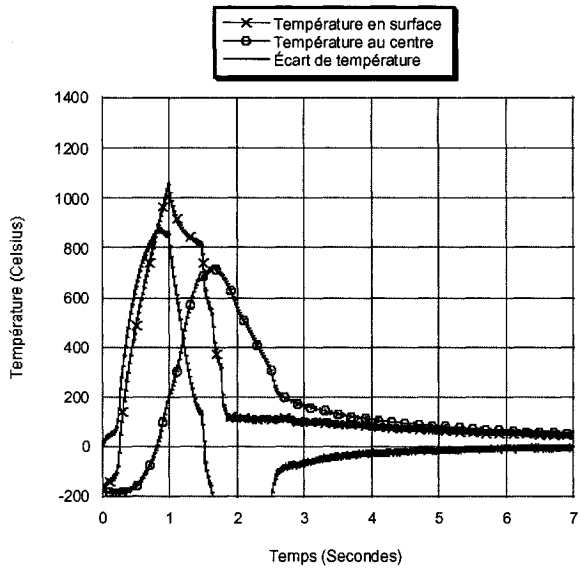


Figure 2.10 : Variation de la température à la surface et au centre de l'éprouvette de calibration d'acier 304L pour un chauffage à 115° (0,98 seconde) suivi d'une trempe thermique

2.3 Mesure des contraintes résiduelles induites

Dans cette section, les mesures de contraintes résiduelles effectuées sur les éprouvettes chauffées sont présentées. Trois méthodes sont utilisées pour détecter la présence de contraintes résiduelles. La méthode de la coupe est d'abord utilisée afin de mesurer l'état de contraintes résiduelles induit par le chauffage en surface des éprouvettes. Ensuite, des essais de traction sont effectués afin de déterminer si le comportement de l'éprouvette en traction est affecté par la présence de contraintes résiduelles. En effet, l'écoulement du matériau devrait être atteint plus rapidement si des contraintes résiduelles sont présentes dans la section de l'éprouvette. Finalement, la méthode du perçage est utilisée afin de valider les résultats des deux autres méthodes.

2.3.1 La méthode de la coupe

La première méthode utilisée afin d'évaluer les contraintes résiduelles introduites en surface des éprouvettes CI_2 et CI_3 est la méthode destructive de la coupe. Une fois le chauffage terminé, les éprouvettes sont instrumentées avec des jauges extensométriques, tel qu'illustré à la figure 2.11.

La figure 2.11 illustre la position de la rosette 45° de type WK-06-060WR-350 collée sur l'éprouvette après chauffage. Celle-ci est positionnée à une distance de 1,5 mm du centre de l'éprouvette. Le circuit de conditionnement des jauges utilisé est le P3500 de Vishay. Après installation des jauges, les éprouvettes sont coupées au niveau de leur section centrale à l'aide d'une tronçonneuse à très basse vitesse d'avance. La région située près de la coupe est refroidie par deux jets d'eau. Les déformations mesurées lors de la redistribution des contraintes résiduelles sont notées.

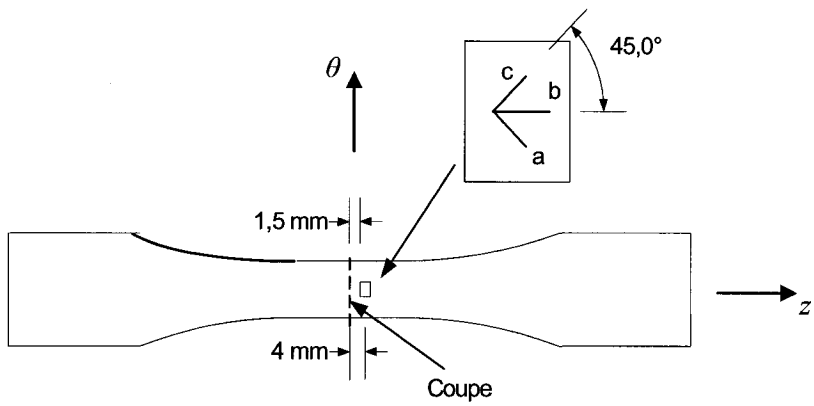


Figure 2.11 : Positionnement de la rosette pour la coupe

La coupe de l'échantillon a été amorcée dans la zone opposée à la jauge. Lors de la coupe de l'éprouvette CI_2, un bris de lame est survenu lorsqu'il ne restait qu'un millimètre de coupe à effectuer. Ce bris est probablement dû aux contraintes résiduelles, puisqu'une coupe de la même éprouvette dans une zone non chauffée (près des filets) n'a occasionné aucun bris. La rosette étant située dans la région du bris, elle a subi des déformations plastiques causées par le bris de la lame et les résultats obtenus sont invalides puisque aucune mesure en temps réel n'a été effectuée.

Afin d'éviter ce problème dans le cas de l'éprouvette CI_3, la coupe a été amorcée dans la région près de la rosette. Ainsi, un bris de lame dans le dernier ligament n'aurait pas une grande influence sur les résultats obtenus. Une lecture en temps réel des résultats a permis de suivre l'évolution des mesures. Deux bris de lame ont été observés. Un

premier bris est survenu lorsqu'il restait environ un millimètre de coupe à effectuer. Les vitesses d'avance étaient de 0,025 et 0,010 mm/sec respectivement lors des bris.

Les mesures finales de déformation sont présentées à la figure 2.12. Les déformations mesurées étant des déformations de tension, elles révèlent la présence d'une contrainte résiduelle de compression dans la direction axiale de l'éprouvette. La loi de Hooke (E = 200 GPa, υ = 0,3, S_Y = 220 MPa et $\sigma_r = \tau_{rz} = \tau_{\theta r} = 0$) et une réorientation des contraintes permettent de calculer l'état de contrainte résiduelle existant avant le perçage au point de la rosette à partir de ces déformations. Ces résultats sont indiqués au tableau 2.3. La direction axiale est notée z, la direction circonférentielle θ et la direction radiale r.

Tableau 2.3 : État de déformation et de contrainte à la surface de l'éprouvette d'acier 304L CI_3 ayant subi un chauffage suivi d'une trempe

Déformations en μm/m	***Contraintes en MPa***
ε_z = -428	σ_z = -98,04
ε_θ = -60	σ_θ = -41,42
ε_r = 209	σ_r = 0
$\gamma_{z\theta}$ = -5	$\tau_{z\theta}$ = -0,38
$\gamma_{\theta r}$ = 0	$\tau_{\theta r}$ = 0
γ_{rz} = 0	τ_{rz} = 0

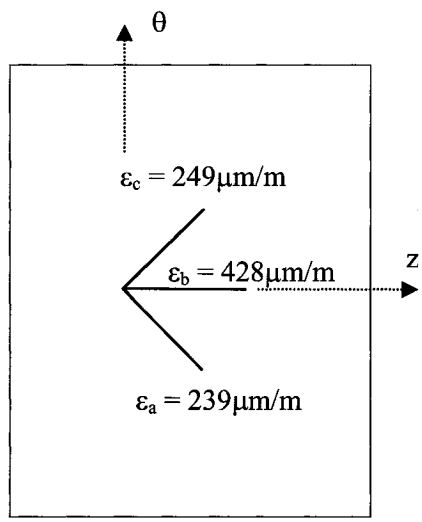


Figure 2.12 : Déformations de relaxation mesurées lors de la coupe de CI_3

Les résultats obtenus indiquent donc des contraintes résiduelles de compression en surface pour le cas où l'éprouvette subit une trempe. Comme les résultats sont contraires aux résultats attendus, d'autres méthodes de mesure seront utilisées pour les valider. Deux nouvelles éprouvettes, CI_4 et CI_5, sont chauffées et trempées. Un essai de traction et des mesures de contraintes résiduelles par la méthode du perçage du trou seront ensuite effectués sur ces éprouvettes afin de valider les mesures obtenues avec la méthode de la coupe.

2.3.2 Détection des contraintes résiduelles à l'aide d'essais de traction

Trois essais de traction sont effectués soit sur deux éprouvettes libres de contraintes résiduelles (T1 et T15) ainsi que sur une éprouvette chauffée par le système de chauffage par induction (CI_4). La déformation est mesurée à l'aide d'un extensomètre. Les courbes de traction des trois éprouvettes sont semblables (voir figure 2.13). Pour détecter une différence entre la courbe de CI_4 et celles des deux autres éprouvettes, il est nécessaire d'augmenter la résolution de la courbe dans la zone élastique de l'essai (figure 2.14).

La figure 2.14 montre que les modules de Young mesurés sont égaux pour les trois échantillons (E = 200 GPa). En effet, cette propriété est intrinsèque au matériau et n'est pas affectée par l'état de contrainte. Cependant, on remarque que l'éprouvette CI_4 plastifie avant les deux autres éprouvettes. Ce phénomène s'expliquerait par la présence de contraintes résiduelles de tension dans l'éprouvette, contraintes qui, en s'ajoutant au chargement, accélèrent l'écoulement du matériau.

Afin de s'assurer que le chauffage par induction ne modifie pas la microstructure du matériau, des métallographies sont effectuées sur l'éprouvette CI_3. L'annexe D présente quatre photos montrant la microstructure de l'acier 304L avant et après le chauffage, pour des coupes transversale et axiale. La comparaison de ces métallographies démontre que la microstructure de l'acier austénitique n'est pas affectée

par le chauffage par induction. Le chauffage est beaucoup trop rapide, ce qui permet d'éviter la croissance des grains d'austénite. Cette observation a également été confirmée par des mesures de microdureté effectuées au niveau de la section centrale d'une éprouvette chauffée et d'une autre non chauffée. Les résultats n'ont révélé aucune influence du chauffage sur la dureté du matériau et il est confirmé que la microstructure de l'acier n'est pas modifiée.

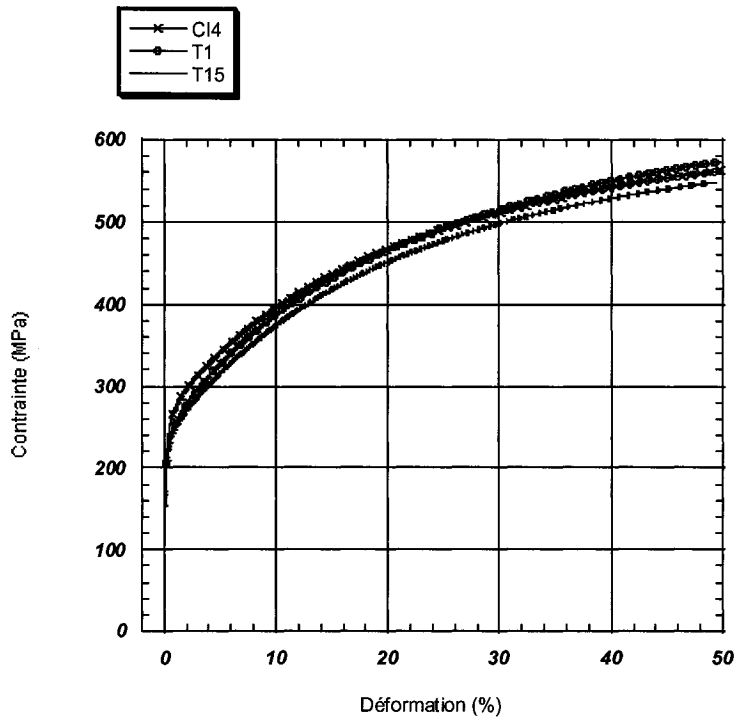


Figure 2.13 : Courbes de traction à la température ambiante de trois éprouvettes d'acier 304L, dont l'une a été préalablement chauffée par induction, courbes entières

Deux zones de striction sont observées lors de l'essai de traction de CI_4. Elles se situent aux limites de la bobine du chauffage par induction. Puisque l'analyse microstructurale du matériau de l'éprouvette CI_3 ne montre aucun changement de microstructure, cet effet ne peut être causé que par la triaxialité des contraintes résiduelles dans ces deux zones. Il sera donc nécessaire d'utiliser des éprouvettes à

section variable (type sablier) lors des essais de fatigue afin de s'assurer que l' amorçage de la fissure aura lieu dans la section centrale de l'éprouvette.

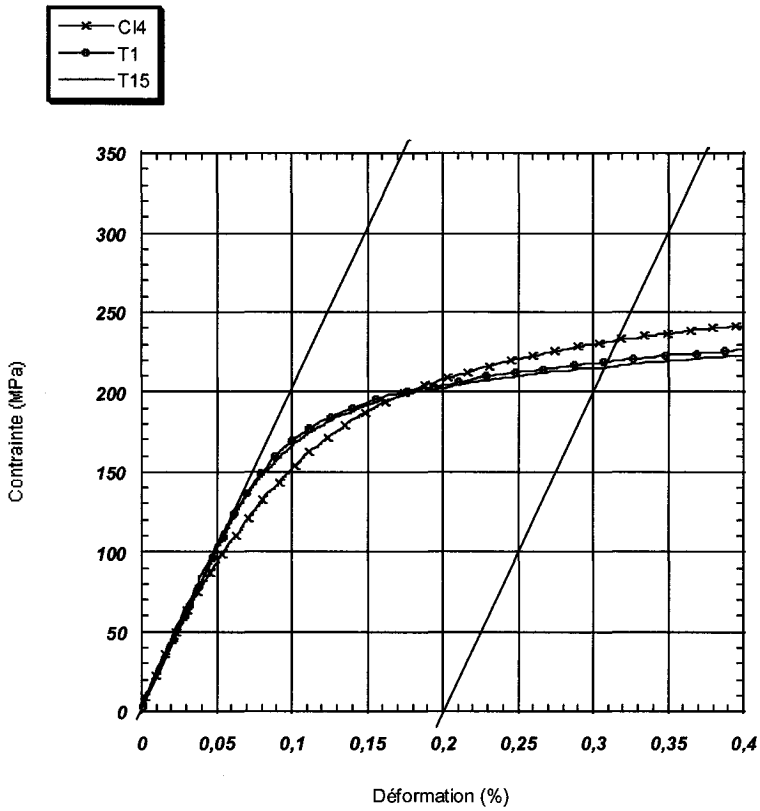


Figure 2.14 : Courbes de traction à la température ambiante de trois éprouvettes d'acier 304L, dont l'une a été préalablement chauffée par induction, dans la région du domaine élastique

L'essai de traction indique que des contraintes résiduelles sont introduites dans l'éprouvette lors du chauffage et de la trempe, mais il ne permet pas de déterminer la valeur et le signe de ces contraintes en surface.

2.3.3 La méthode du trou

La méthode du trou a été utilisée pour vérifier la validité des résultats obtenus par la méthode de la coupe et par les essais de traction. Cette méthode de mesure des contraintes résiduelles a été développée pour des surfaces planes d'un corps aux grandes dimensions. Puisque la forme de l'éprouvette est très éloignée de cette géométrie

idéalisée, les résultats obtenus ne permettent pas de calculer les contraintes réelles. Toutefois, les résultats peuvent donner une idée qualitative des contraintes résiduelles en surface.

L'éprouvette CI_5 est instrumentée d'une rosette afin de mesurer les déformations de relaxation des contraintes résiduelles lors du perçage d'un trou dans sa partie centrale. Le perçage est pratiqué au niveau de la section centrale de l'éprouvette à l'aide d'un appareil RS-200. La mèche utilisée possède un diamètre de 0,79 mm (0,031") Les mesures sont ensuite traitées selon la note technique de *Vishay Measurement Group* (1993).

Le montage utilisé afin de percer l'éprouvette et de mesurer les déformations de relaxation est présenté à la figure 2.15. L'éprouvette est instrumentée d'une rosette à 45° de type EA-06-031RE-120. Les jauges de la rosette sont orientées de façon à ce que la jauge c soit parallèle à la direction axiale de l'éprouvette (voir figure 2.16). L'éprouvette est ensuite fixée dans les mâchoires d'un étau. Le RS-200 est collé sur l'étau à l'aide d'une colle spéciale (voir figure 2.17). Le système d'acquisition et de conditionnement utilisé est le P3500 branché en quarts de pont indépendants sur chaque jauge.

Les résultats bruts de perçage sont présentés à l'annexe E. Les déformations mesurées sont positives, ce qui confirme que l'état de contrainte en surface de l'éprouvette est en compression. Les résultats obtenus par la coupe sont donc confirmés.

La figure 2.18 présente la distribution des contraintes principales obtenue en utilisant la méthode de calcul de la contrainte uniforme équivalente présentée par Vishay Measurement Group (1993). Les résultats ne donnent qu'une idée qualitative de la distribution des contraintes résiduelles en surface de CI_5. Les valeurs calculées correspondent à la contrainte résiduelle uniforme qui causerait les déformations mesurées pour une profondeur de perçage équivalente dans le cas d'une surface plane.

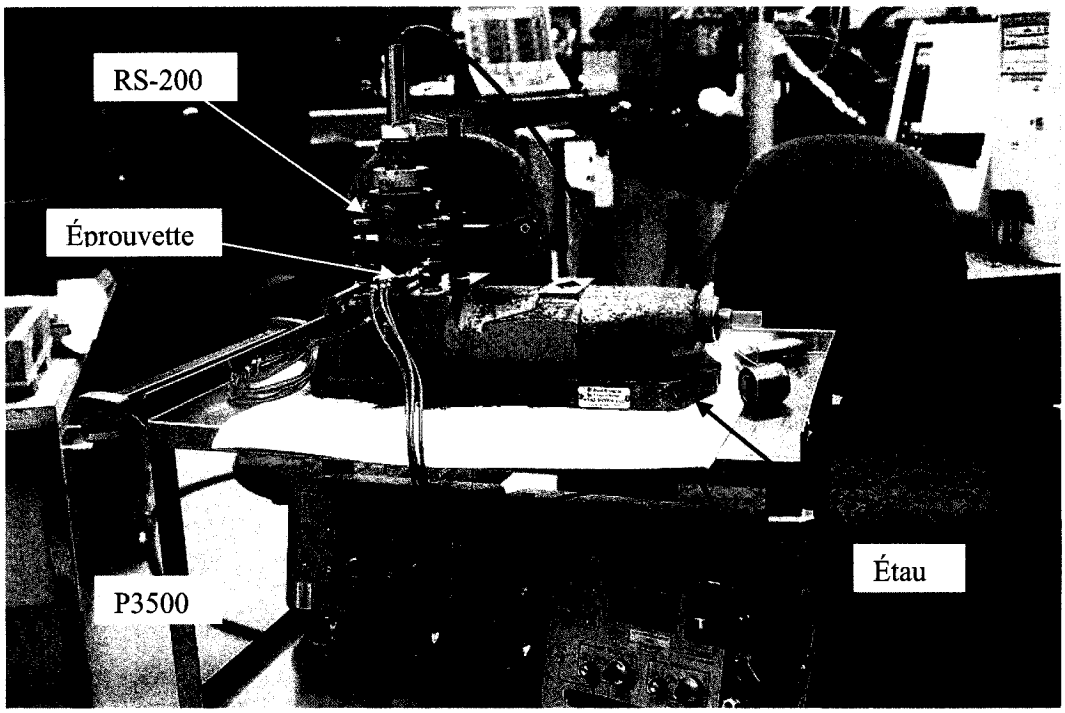


Figure 2.15 : Montage pour le perçage

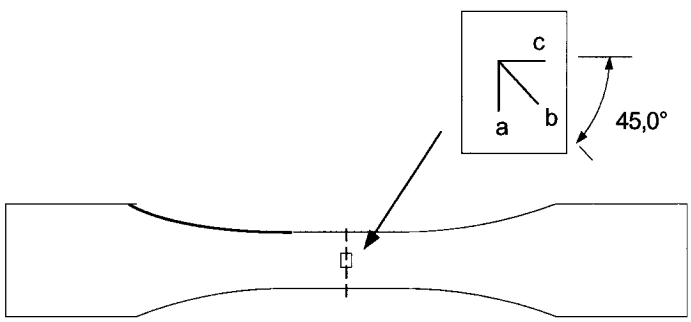


Figure 2.16 : Positionnement de la rosette pour le perçage

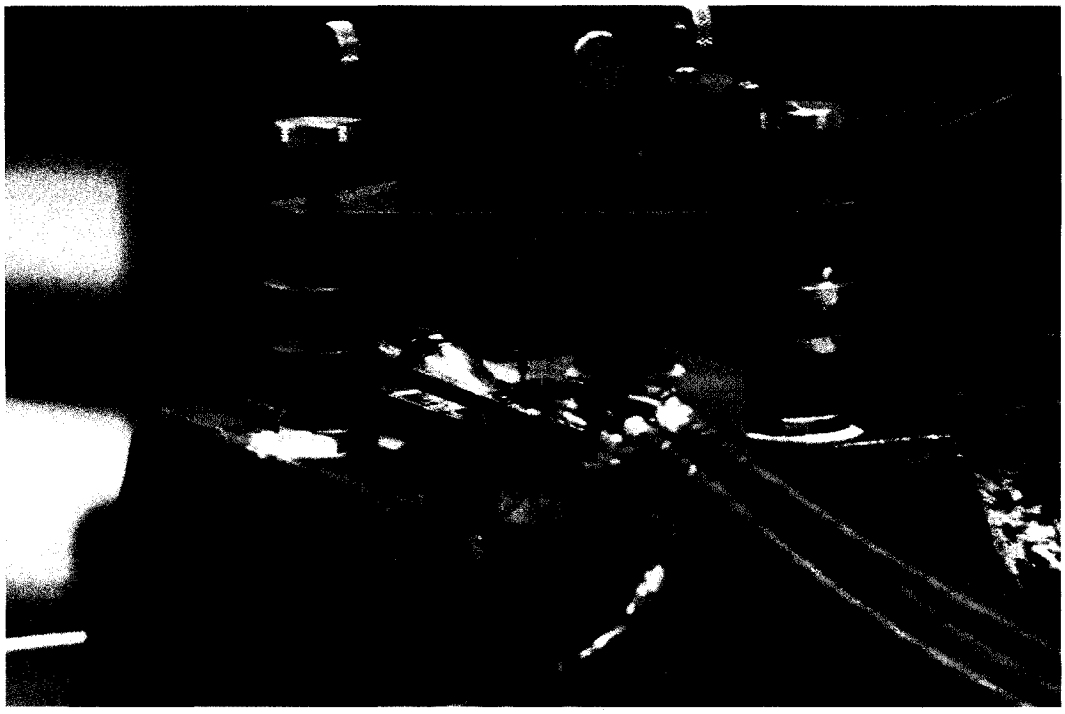


Figure 2.17 : Fixation du RS-200

Les deux contraintes principales sont en compression contrairement à ce qui est désiré pour cette étude. Leur orientation respective n'est pas donnée, puisque celle-ci varie fortement en fonction de la profondeur de perçage. Cette variation d'orientation des contraintes principales s'explique par un état de contrainte très près de l'état équibiaxial parfait. Les contraintes résiduelles mesurées augmentent rapidement au début du perçage et diminuent ensuite pour se stabiliser. On a donc un phénomène qui introduit des contraintes résiduelles très élevées dans une mince couche de matériau, comme il est attendu lors de l'utilisation du chauffage par induction à haute fréquence, mais de signe contraire à ce qui est recherché. La diminution de l'intensité des contraintes en s'approchant de la surface s'explique probablement par les déformations plastiques de compression créées lors du chauffage, qui induisent des contraintes résiduelles de tension au refroidissement. La superposition de ces contraintes en tension à celles en compression dues à la trempe aurait pour effet de réduire l'intensité des contraintes résiduelles dans cette zone. Cette distribution de contrainte confirme donc

que des déformations plastiques sont produites en surface suite au chauffage et à la trempe des éprouvettes.

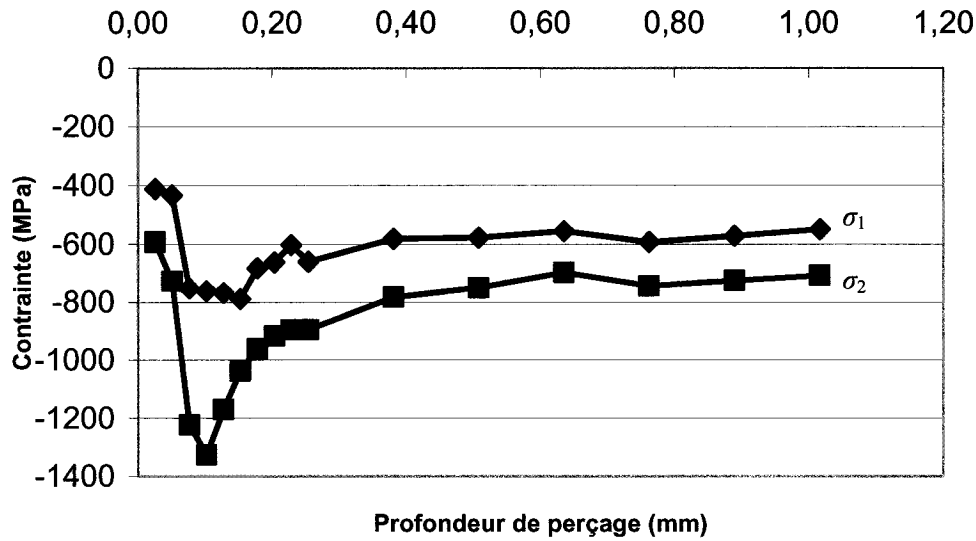


Figure 2.18 : Variation des contraintes résiduelles principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme équivalente pour une éprouvette d'acier 304L chauffée par induction puis trempée dans l'eau

2.3.4 Analyse des résultats

Les résultats des mesures de déformation obtenus à l'aide de la méthode de la coupe, des essais de traction et de la méthode du trou confirment que des contraintes résiduelles sont introduites dans l'éprouvette lors de son chauffage et de sa trempe. Toutefois, ces contraintes sont en compression et non en tension tel que désiré.

La figure 2.19 schématise les divers phénomènes mécaniques subis par l'éprouvette. Elle présente l'évolution de la contrainte axiale en surface de l'éprouvette dans le temps. Tout d'abord, le chauffage par induction provoque la dilatation thermique d'une mince couche de matériau. Cette couche est maintenue en compression par le reste du matériau et si la quantité de chaleur dissipée par effet joule est suffisante, la contrainte peut atteindre la limite d'élasticité et provoquer des déformations plastiques en compression. Après le chauffage, le refroidissement de la surface de l'éprouvette provoque une contraction thermique de la surface et l'intensité de la contrainte en

compression diminue. Lorsque l'éprouvette est plongée dans l'eau, au début de la trempe, la diminution de l'intensité de la contrainte en compression est accélérée et l'opposition du cœur, qui se refroidit moins vite que la surface, produit des déformations plastiques en tension en surface. Des contraintes en tension sont alors créées en surface de l'éprouvette. Le refroidissement subséquent du cœur de l'éprouvette pendant la fin de la trempe comprime le matériau en surface jusqu'à ce que l'équilibre soit atteint. À la fin du procédé, il subsiste une contrainte de compression en surface. Ce sont ces contraintes qui ont été mesurées à l'aide des méthodes de la coupe et du trou.

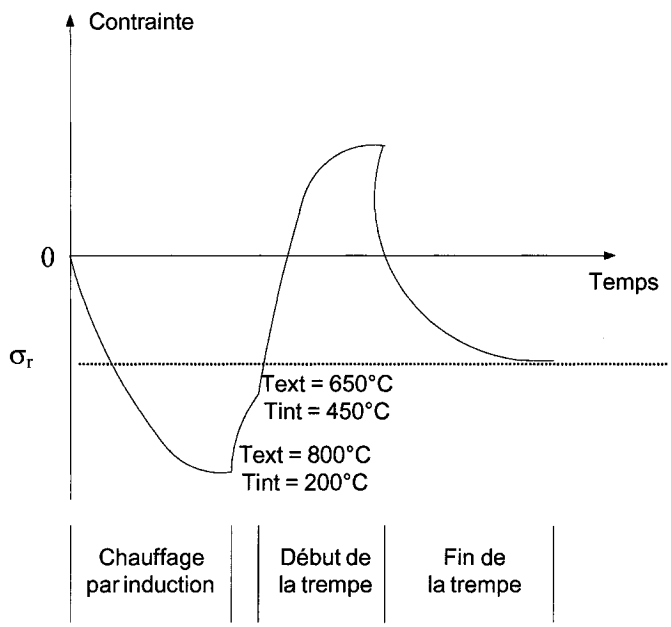


Figure 2.19 : Schématisation de l'historique de la contrainte axiale dans le cas de la trempe

Pour obtenir des contraintes résiduelles de tension en surface des éprouvettes après refroidissement, il est donc nécessaire d'éliminer la trempe dans l'eau. La figure 2.20 montre l'historique mécanique d'une éprouvette chauffée et ensuite refroidie à l'air libre. Le chauffage par induction provoque la dilatation thermique d'une mince couche de matériau. Cette couche est maintenue en compression par le reste du matériau et si la quantité de chaleur dissipée par effet joule est suffisante, la contrainte en compression peut atteindre la limite d'élasticité réelle σ_y du matériau (limite du domaine élastique) et

provoquer ainsi des déformations plastiques. Après le chauffage, le refroidissement de la surface de l'éprouvette provoque une contraction thermique de la surface plus rapide que celle du cœur et l'intensité de la contrainte en compression diminue. À la fin, le retour élastique entraîne une contrainte en tension en surface à cause des déformations plastiques de compression qu'elle a préalablement subies.

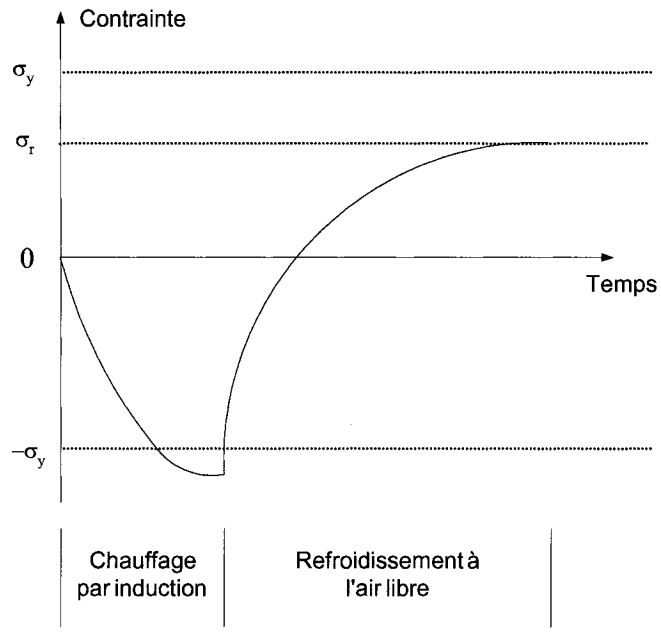


Figure 2.20 : Schématisation de l'historique de la contrainte axiale sans l'utilisation d'une trempe

2.4 Dosage des contraintes résiduelles en utilisant la circulation d'un fluide caloporteur

En tenant compte des diverses observations faites lors des études préliminaires, un nouveau banc d'essai est développé pour introduire des contraintes résiduelles de tension en surface d'éprouvettes de fatigue.

Puisque la température maximale atteinte par le coeur de l'éprouvette doit être limitée afin d'éviter des mécanismes de restauration activés thermiquement qui pourraient diminuer la valeur des contraintes résiduelles, voire les éliminer, un fluide

caloporteur circulant dans un canal pour refroidir l'éprouvette pendant le chauffage est utilisé.

2.4.1 Montage expérimental

Le diamètre du canal central traversant l'éprouvette a été limité à 2,39 mm (0,094") afin de conserver un gradient thermique acceptable dans l'épaisseur de l'éprouvette lors du chauffage, ce qui limite fortement le niveau des débits pouvant être atteint. L'éprouvette utilisée lors de la prise de mesures a également été munie d'un trou d'un diamètre de 0,5 mm (0,02") et à une distance de 1,96 mm (0,077") du centre de l'éprouvette, c'est-à-dire à une profondeur de 0,76 mm (0,03") sous la surface du canal afin d'y introduire un thermocouple. Le dessin de définition de l'éprouvette est illustré à l'annexe C (figures C.3 et C.4).

Des essais ont été accomplis avec plusieurs fluides caloporteurs tels l'huile, l'antigel et l'eau de l'aqueduc. Cette dernière s'est avérée être la plus efficace des fluides considérés. La figure 2.21 montre le montage final utilisé lors du dosage des contraintes résiduelles dans les éprouvettes de fatigue. L'éprouvette est confinée dans un volume à atmosphère contrôlée délimité par une bouteille de plastique. Cette précaution est prise afin d'éviter la formation d'oxyde en surface lors du chauffage. Une altération de l'état de surface de l'éprouvette pourrait influencer son comportement en fatigue et négliger cet aspect pourrait rendre les résultats d'essais de fatigue inexploitables. Le gaz utilisé pour purger l'oxygène de l'air est de l'argon purifié.

Il faut toutefois mentionner que l'atmosphère contrôlée a été ajoutée une fois le fluide caloporteur sélectionné et le dosage des contraintes résiduelles optimisé. Néanmoins, toutes les éprouvettes utilisées lors des essais de fatigue ont été chauffées dans cette atmosphère d'argon. Dans tous les cas, l'état de surface a été observé après le chauffage et, à chaque fois que l'éprouvette présentait des traces d'oxydation en surface, elle était rejetée.

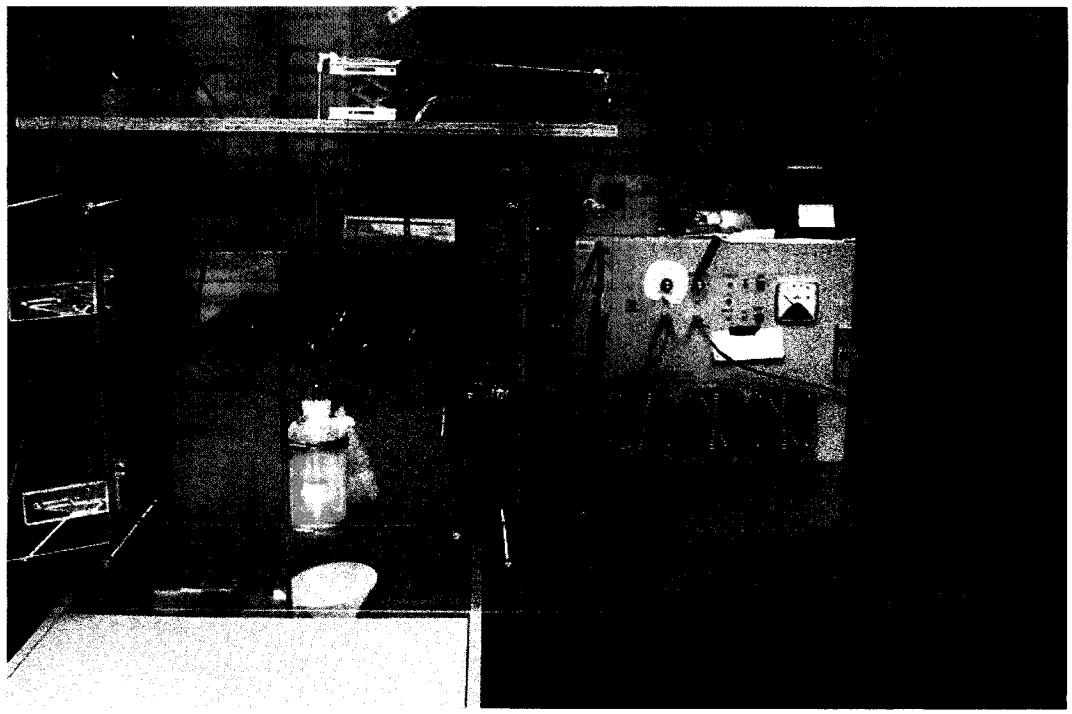


Figure 2.21 : Photo du banc d'essai utilisé pour le dosage des contraintes résiduelles

Le montage de la figure 2.21 permet d'étudier de façon rigoureuse l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de l'acier 304L. En effet, toutes les variables affectant la vie en fatigue d'une pièce mécanique autres que cette dernière sont maintenues constantes. D'une part, l'utilisation d'une éprouvette de laboratoire plutôt que de pièces complexes élimine les influences de la géométrie et de l'effet d'entaille et d'autre part, la microstructure de l'acier 304L n'est pas modifiée par le chauffage.

2.4.2 Variation temporelle du champ de température

Une fois que le fluide caloporteur permettant la meilleure extraction de chaleur a été déterminé, les paramètres du procédé de chauffage par induction peuvent être ajustés afin de doser les contraintes résiduelles induites en surface de l'éprouvette. Pendant les essais, la puissance de l'appareil est maintenue à sa valeur maximale afin d'utiliser la capacité complète de la machine et d'induire ainsi le gradient thermique le plus élevé qui puisse être généré. La seule variable à optimiser est donc le temps de chauffage. Celui-ci doit être ajusté en considérant les deux aspects importants suivants :

- l'écart de température maximal atteint entre la surface et le cœur de l'éprouvette ;
- la température maximale atteinte au cœur de l'éprouvette.

D'une part, il est important de maximiser le gradient thermique induit dans la section centrale de l'éprouvette afin de provoquer une plastification du matériau suffisamment importante pour produire des contraintes résiduelles d'intensité appréciable. L'écart de température entre la surface et le cœur de l'éprouvette étant une mesure directe de ce gradient, la durée de chauffage doit être réglée de façon à obtenir une valeur élevée pour cette variable.

D'autre part, les propriétés mécaniques de l'acier 304L diminuent lorsque la température augmente. La figure 2.22 montre la diminution de la limite d'élasticité et du module d'Young subie par l'acier 304L lorsqu'il est chauffé. Ces mesures proviennent des résultats d'essais de traction effectués à diverses températures qui seront présentés au chapitre 3. Il est donc important de limiter la température maximale atteinte au centre de l'éprouvette afin d'éviter une chute des propriétés mécaniques de l'acier qui aurait comme conséquence de diminuer les contraintes résiduelles induites. Deux cas problématiques peuvent être rencontrés. Tout d'abord, il faut éviter que la température de stabilisation de l'éprouvette ne soit trop élevée. En effet, la température à laquelle la section de l'éprouvette s'uniformise ne doit pas être supérieure à 400 °C environ. Dans le cas contraire, la faible limite d'élasticité du matériau pourrait favoriser des phénomènes de recouvrement tel le fluage et les déformations plastiques ainsi créées diminueraient fortement l'intensité des contraintes résiduelles produites par le chauffage par induction. L'autre situation à éviter est celle où la température du cœur de l'éprouvette atteint environ 600 °C, tout en demeurant inférieure à la température de la surface. La faible rigidité du matériau diminuerait considérablement l'intensité des contraintes thermomécaniques induites et une plus grande proportion des déformations issues de la dilatation du matériau serait de nature élastique. La redistribution des contraintes lors du refroidissement ne résulterait donc qu'en de faibles contraintes résiduelles, puisque la majorité des déformations seraient réversibles.

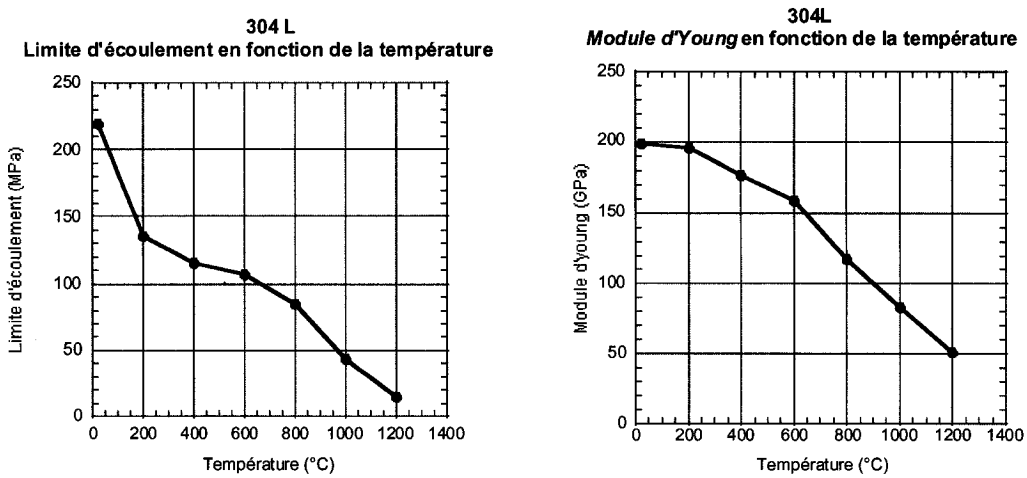


Figure 2.22 : Variation de la limite d'écoulement et du module de Young de l'acier 304L en fonction de la température

Des essais sont effectués en laboratoire afin de déterminer quelle est la durée de chauffage optimisant ces deux variables importantes. Un thermocouple de type K est soudé par point en surface de l'éprouvette, au niveau de sa section centrale. Afin d'évaluer la température atteinte au cœur de l'éprouvette, un autre thermocouple est inséré dans le petit trou de l'éprouvette de calibration (voir figure C.3 de l'annexe C) et est maintenu en position par un serrage mécanique. La valeur approximative de l'écart de température entre la surface et le cœur de l'éprouvette ainsi que la température maximale atteinte au centre de sa section centrale peuvent donc être mesurées à l'aide d'un système d'acquisition de données.

Les figures 2.23 à 2.25 correspondent aux mesures de température effectuées pour trois durées de chauffage différentes. Ces durées ont été fixées à 0,8, 1,4 et 1,8 seconde respectivement sur la minuterie numérique ajoutée après les essais préliminaires. Bien que plusieurs autres essais aient été enregistrés, ceux-ci sont sélectionnés, car ils correspondent à des optimisations différentes des deux variables mentionnées plus haut, soit l'écart de température et la température maximale atteinte au cœur de l'éprouvette.

On remarque que le temps de chauffage mesuré expérimentalement ne correspond pas au temps réglé sur la minuterie. Le temps de chauffage réel est inscrit sur le graphique et lui est supérieur d'environ 0,1 seconde. Une analyse du comportement de la minuterie a montré que pour cinq essais effectués à une durée fixée à 1,4 seconde, la moyenne de la réponse de la minuterie est de 1,537 seconde et l'écart type mesuré est de 0,044 seconde. La variabilité de la durée contrôlée par le chronomètre est donc beaucoup trop grande par rapport au temps visé. Afin d'obtenir des résultats plus précis et plus fidèles, il sera nécessaire de remplacer cette minuterie par une autre, davantage appropriée à la situation.

Le temps de chauffage le plus court (0,91 seconde) engendre le plus petit des écarts de température entre la surface et le centre de l'éprouvette, soit 400 °C (voir figure 2.23). Les températures n'atteignent jamais une valeur supérieure à 500 °C et celle du cœur est limitée à environ 200 °C. Les propriétés mécaniques du matériau sont donc bien conservées et ce réglage est susceptible d'induire de fortes contraintes résiduelles si l'écart de température de 400 °C s'avère être suffisamment élevé pour provoquer d'importantes déformations plastiques.

Dans le cas du temps de chauffage le plus long (1,94 seconde), l'écart de température atteint une valeur de 581 °C. Toutefois, la température maximale au cœur est de 563 °C et les propriétés mécaniques subissent donc une forte diminution qui pourrait s'avérer être néfaste. La figure 2.25 montre que l'augmentation de l'écart de température est très faible après environ 1,4 seconde de chauffage. Cela suggère donc qu'un essai effectué à cette durée pourrait permettre de diminuer les températures atteintes tout en conservant un écart de température élevé.

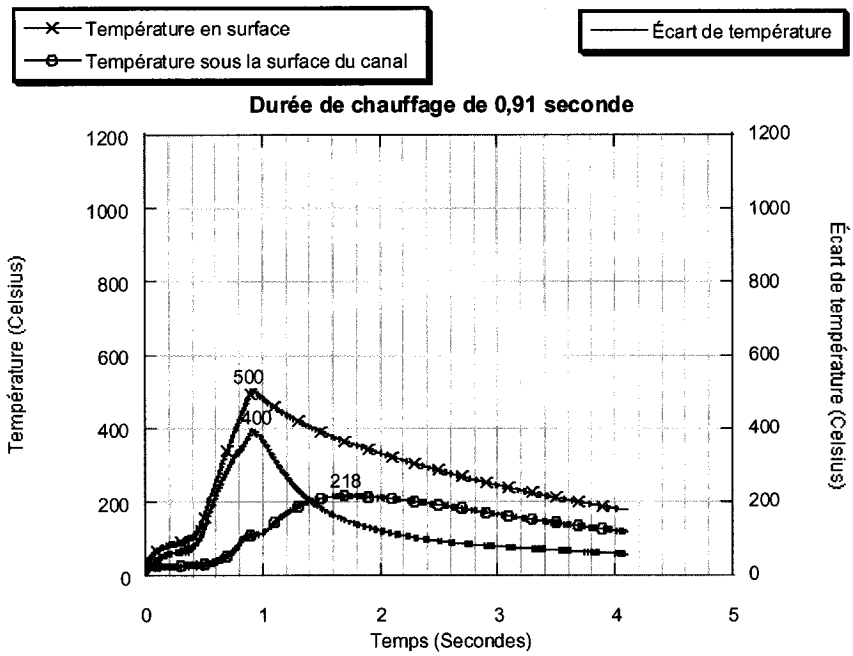


Figure 2.23 : Variation temporelle des températures en surface et sous la surface du canal d'un échantillon d'acier 304L pour un chauffage d'une durée de 0,91 seconde

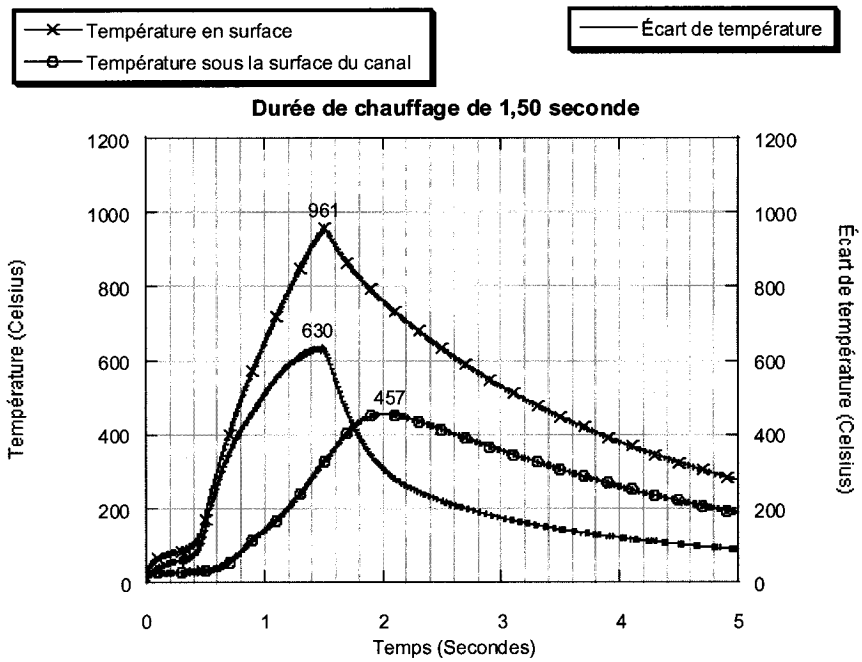


Figure 2.24 : Variation temporelle des températures en surface et sous la surface du canal d'un échantillon d'acier 304L pour un chauffage d'une durée de 1,50 seconde

Les résultats de l'essai de chauffage d'une durée de 1,50 seconde sont présentés à la figure 2.24. L'écart de température atteint est de 630 °C, ce qui est supérieur à l'écart observé précédemment pour une durée de chauffage de 1,94 seconde. Ce résultat est très surprenant puisqu'un temps de chauffage inférieur ne peut vraisemblablement pas produire un gradient de température plus élevé pour une même puissance de chauffage. Il est donc nécessaire d'analyser en détail les résultats obtenus.

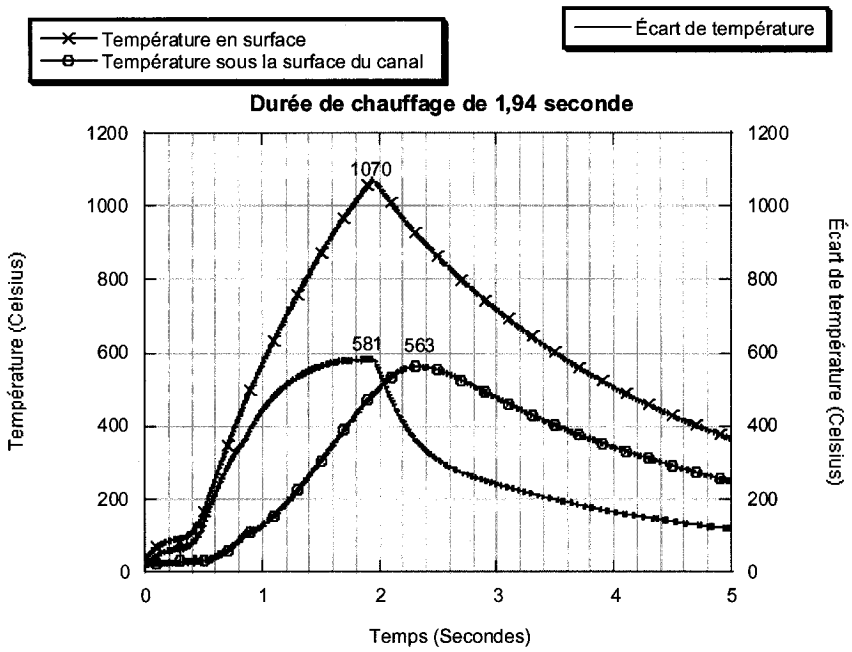


Figure 2.25 : Variation temporelle des températures en surface et sous la surface du canal d'un échantillon d'acier 304L pour un chauffage d'une durée de 1,94 seconde

La figure 2.26 présente la variation temporelle de la température en surface de l'éprouvette mesurée pour chacun des trois essais de chauffage. L'analyse de ces résultats met en évidence l'effet du changement de l'état de surface de l'éprouvette utilisée pour la mesure des températures à différentes durées de chauffage. En effet, la même éprouvette a été utilisée pour les trois essais sans aucune atmosphère de protection. Il en résulte qu'une des trois courbes, en l'occurrence celle d'une durée de chauffage de 1,50 seconde, a un comportement légèrement différent pendant le chauffage. L'explication est simple. Le premier essai effectué est précisément celui

d'une durée de 1,50 seconde. La température atteint alors une valeur de 961 °C et la surface s'oxyde légèrement. Cela explique le changement de comportement de l'éprouvette lors du chauffage suivant. L'essai à 0,91 seconde est accompli et le changement de comportement est observé. Au cours de cet essai, l'état de surface demeure toutefois inchangé, car la température n'atteint que 500 °C en surface. Les mesures de l'essai d'une durée de 1,94 seconde épousent donc parfaitement celles de l'essai de 0,91 seconde pendant la durée du chauffage.

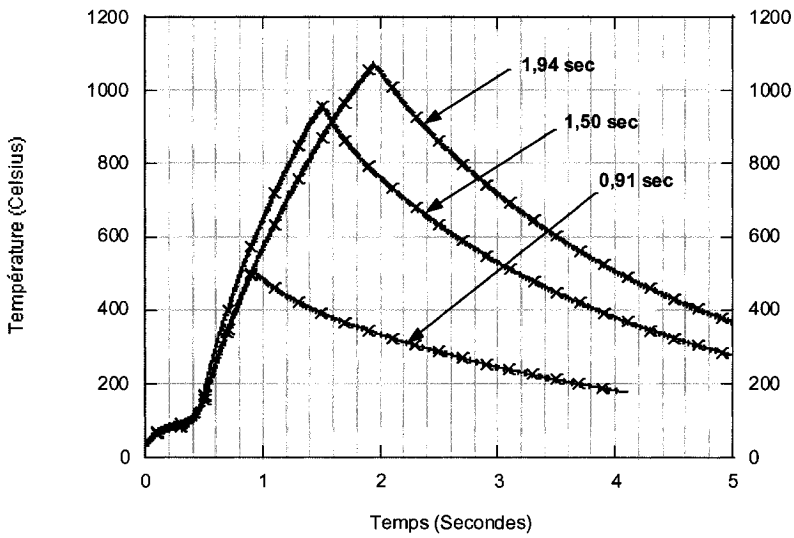


Figure 2.26 : Superposition des mesures des trois essais

L'analyse du graphique 2.26, en considérant l'erreur causée par l'altération de la surface de l'éprouvette, laisse supposer que la durée optimale du chauffage est d'environ 1,4 seconde puisque le gradient atteint alors un maximum et que la température maximale interne est inférieure à 500 °C. Toutefois, le comportement thermomécanique élasto-plastique de l'éprouvette est difficile à prévoir et seules des mesures expérimentales de contraintes peuvent permettre de déterminer avec assurance quelle est la durée optimale pour induire des contraintes résiduelles à l'aide de ce système de chauffage par induction.

2.4.3 Mesure des contraintes résiduelles induites

Afin de déterminer la durée de chauffage induisant le champ de contraintes résiduelles d'intensité la plus élevée, des mesures de contraintes sont effectuées sur trois éprouvettes creuses ayant subi un chauffage d'une durée différente (0,8, 1,4 et 1,8 sec). La méthode du trou et la méthode de la diffraction des rayons X ont été utilisées.

a) La méthode du perçage

La première méthode utilisée pour mesurer les contraintes résiduelles dans les échantillons est celle du perçage. Quatre éprouvettes ayant subi des historiques thermiques différents sont instrumentées d'une rosette de type EA-06-031RE-120 à leur section centrale pour mesurer les déformations causées par la relaxation des contraintes résiduelles. Les caractéristiques du chauffage subi par les éprouvettes avant le perçage sont indiquées au tableau 2.4. L'éprouvette CI_1 donne un état de référence qui correspond à l'état de l'échantillon après son usinage. Aucun traitement de surface n'a été effectué sur les échantillons après leur usinage et la présence de contraintes résiduelles issues du procédé de tournage est très probable. De plus, aucune atmosphère de protection n'a été utilisée lors du chauffage des éprouvettes.

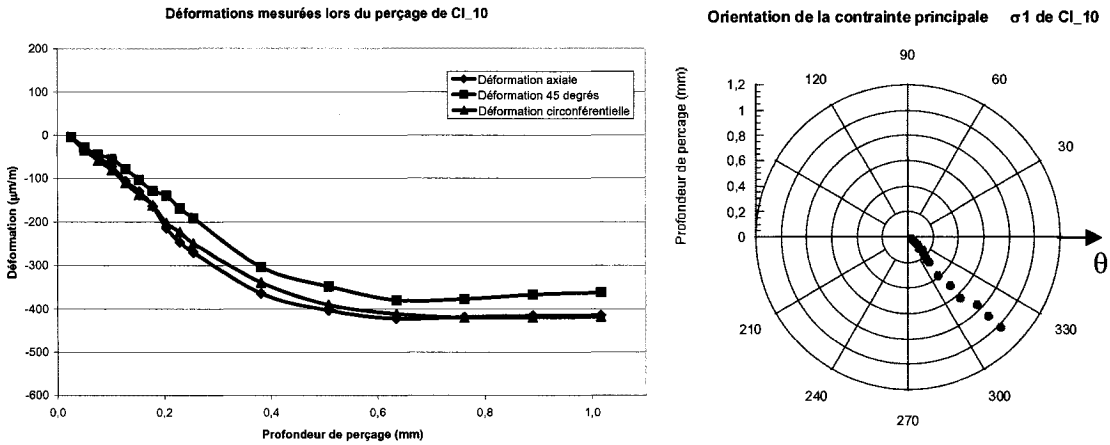
Tableau 2.4 : Historique des éprouvettes percées

Éprouvette	*État*	*Caractéristiques du chauffage*	
		Puissance	Durée (Secondes)
CI_1	- Tel que reçue	-	-
CI_9	- Chauffage - Circulation eau	maximale	0,8
CI_10	- Chauffage - Circulation eau	maximale	1,4
CI_12	- Chauffage - Circulation eau	maximale	1,8

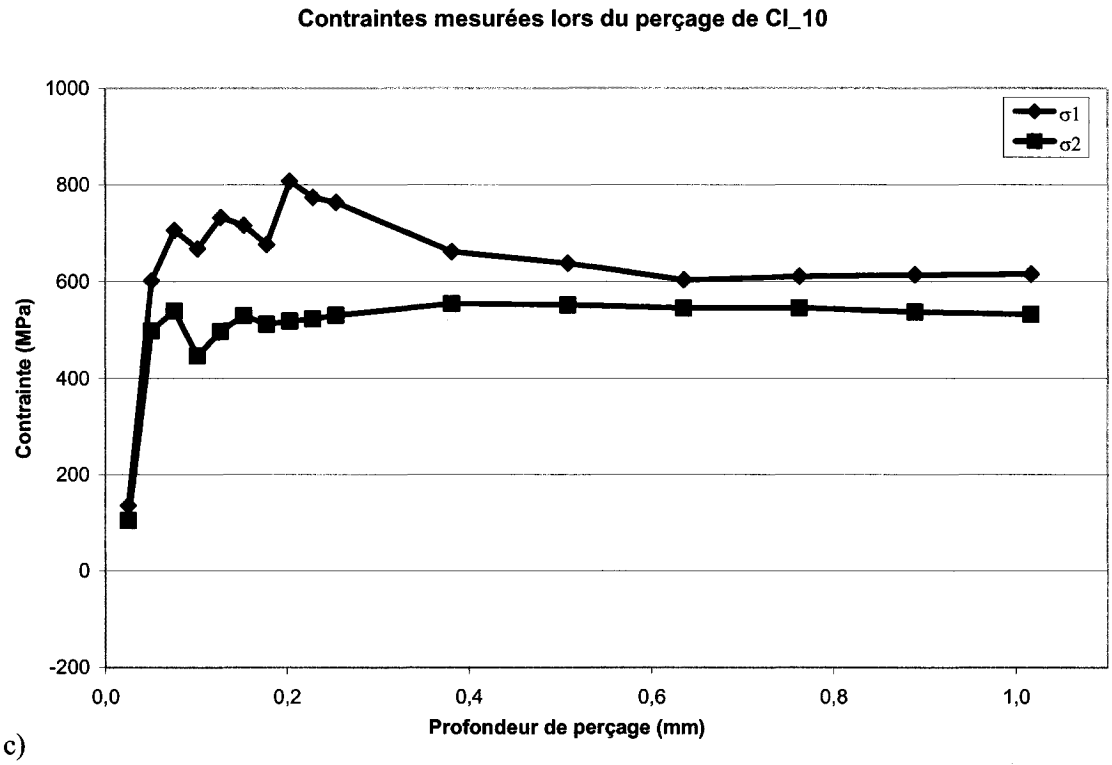
Les résultats obtenus lors du perçage de l'éprouvette CI_10 sont présentés à la figure 2.27 à titre d'exemple. Les résultats du perçage des autres éprouvettes sont présentés à l'annexe E. Les résultats de perçage comportent trois graphiques. La figure

2.27a présente la variation des déformations mesurées au cours du perçage de l'éprouvette CI_10 en fonction de la profondeur du trou. L'état de contrainte calculé par la méthode de la contrainte uniforme équivalente de la note technique de Vishay est illustrée à la figure 2.27b qui montre l'orientation de la contrainte principale maximale en fonction de la profondeur considérée et à la figure 2.27c qui donne l'intensité des contraintes principales équivalentes calculées. À la figure 2.27b, l'orientation de la contrainte principale est donnée par rapport à la direction circonférentielle, notée θ. Tous les points sur une circonférence de ce graphique sont à la même profondeur, c'est-à-dire que la profondeur de perçage est indiquée par la position radiale du point expérimental. Il est important de noter que ces contraintes équivalentes sont obtenues en considérant une géométrie idéalisée et que ces résultats ne sont que qualitatifs. Afin d'obtenir des valeurs de contrainte exactes, il serait nécessaire de développer les équations relatives à cette géométrie particulière à l'aide de la méthode du calcul par éléments finis (Lanteigne et al, 2001). Cette méthode ne sera pas développée ici à cause d'une limitation de la méthode du perçage qui sera mentionnée plus loin.

Un premier survol des résultats de la figure 2.27 et de ceux de l'annexe E révèle que, dans tous les cas traités, les contraintes calculées pour des profondeurs inférieures à 64 microns (0,0025") sont plus faibles en surface qu'en profondeur. Cette dernière observation est contraire à la distribution de contrainte attendue, en particulier pour les contraintes induites par le chauffage par induction qui sont normalement maximales en surface; ce comportement inhabituel peut être expliqué par la géométrie de l'éprouvette. En effet, comme la surface est courbe, presque aucun matériau n'est enlevé durant les premiers microns de perçage à cause de la faible zone de contact entre la mèche et la surface. La relaxation des contraintes est alors faible et peu de déformations sont mesurées par les jauges. Les résultats du perçage ne sont donc pas interprétables. À partir d'une profondeur d'environ 60 microns, la profondeur de perçage accomplie avant la pleine pénétration de la mèche dans le matériau ne représente que 40% de la distance totale parcourue et l'importance de cet effet sur les résultats a fortement diminué. L'interprétation des mesures de perçage est donc possible.



a) b)



c)

Figure 2.27 : Résultats du perçage de CI_10 : a)Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage b) Variation de l'orientation de la contrainte principale par rapport à la direction circonférentielle c) Variation des contraintes principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme

Une autre transition semble se produire à une profondeur d'environ 250 microns (0,0098"). La distribution des contraintes résiduelles se stabilise et l'état de contrainte équivalent mesuré ne varie plus. Il faut cependant noter que cette valeur moyenne n'est que qualitative et qu'en aucun cas, la valeur des contraintes résiduelles réelles ne peut être estimée par cette méthode à cause des hypothèses utilisées lors du développement des calculs. Dans le cas de profondeurs supérieures à 250 microns, la forme des distributions de contraintes peut être considérée comme une bonne approximation de la réalité, mais l'intensité de ces contraintes est erronée. Celle-ci peut toutefois être comparée sur les différentes courbes.

L'analyse des résultats de perçage indique que les contraintes résiduelles induites par le chauffage par induction sont en tension, tandis que celles dues à l'usinage sont en compression. En effet, la relaxation des contraintes résiduelles lors du perçage des éprouvettes CI_9, CI_10 et CI_12 a provoqué des déformations de compression indiquant l'existence de contraintes résiduelles de tension dans les éprouvettes. Au contraire, dans le cas de l'éprouvette CI_1, les déformations en tension sont plus importantes que celles en compression. Ces déformations de compression correspondent vraisemblablement à l'effet de Poisson associé aux déformations circonférentielles en tension. Ceci est confirmé par le diagramme de contrainte qui indique une forte contrainte tangentielle de compression et une contrainte axiale presque nulle. Cette contrainte de compression dans la direction circonférentielle est due à l'usinage de l'éprouvette et constitue la mesure de référence pour les autres mesures.

Une autre observation peut être faite à partir des diagrammes de déformations. Dans le cas des éprouvettes CI_9 et CI_10, les trois déformations enregistrées sont approximativement égales, ce qui indique un état équibiaxial. Cela explique les valeurs des angles obtenus pour la direction principale qui sont incohérentes. En effet, lorsque l'état de contrainte est près de l'état équibiaxial parfait, l'angle de la contrainte maximale est peu significatif et ne dépend que des erreurs de mesure ou des imperfections expérimentales. Cet état de contrainte est vraisemblable, puisque le

chauffage crée une dilatation thermique du matériau qui est alors restreinte de façon similaire selon les deux axes.

L'éprouvette CI_12 ne présente pas cette caractéristique commune aux deux autres éprouvettes chauffées. La contrainte axiale mesurée (487 MPa) est en effet inférieure à la contrainte circonférentielle (629 MPa). Comme dans les deux autres cas de chauffage, cette première composante de contrainte est mesurée à environ 600 MPa, on conclut que la poursuite du chauffage a provoqué la diminution de cette composante de contrainte. La chute des propriétés mécaniques du matériau peut expliquer ce phénomène. Comme le cœur de l'éprouvette atteint une température de l'ordre de 600 °C (voir figure 2.25) tout en demeurant inférieure à la température de la surface, la faible rigidité du matériau diminue considérablement l'intensité des contraintes thermomécaniques induites par le chauffage et une plus grande portion des déformations est élastique. La redistribution des contraintes après le chauffage ne produit que de faibles contraintes résiduelles, car la majorité des déformations sont réversibles. Un phénomène similaire avait été observé lors de l'étude portant sur l'efficacité du traitement thermique effectué sur les roues de turbines hydrauliques du groupe #10 de la centrale Beauharnois à réduire les contraintes résiduelles (Lanteigne et al, 1998). Il avait alors été démontré qu'un séjour en haute température pouvait provoquer la diminution d'une composante de contrainte orientée selon une direction préférentielle, tout en n'affectant pas la composante de contrainte qui lui est perpendiculaire. Aucune explication n'a toutefois été proposée par les auteurs.

Les valeurs de contraintes mesurées lors du perçage ne peuvent être utilisées comme approximation à cause de la géométrie de l'éprouvette qui possède un faible diamètre. Les valeurs finales calculées indiquent un état de contrainte trop élevé puisque le petit volume de l'éprouvette procure moins de rigidité qu'une plaque aux grandes dimensions. Les valeurs sont donc amplifiées, contrairement à ce qui est observé lors des premiers incréments de perçage.

Une comparaison des différents graphiques démontre toutefois que la contrainte axiale est plus élevée dans les éprouvettes CI_9 et CI_10. Afin de déterminer laquelle des deux durées de chauffage est optimale (0,8 ou 1,4 seconde), une autre méthode qui permet de mesurer la contrainte en surface de l'éprouvette doit être utilisée, car c'est cette contrainte qui détermine la vie en fatigue des éprouvettes. La méthode de perçage, quant à elle, ne permet pas de mesurer l'état de contrainte à des profondeurs inférieures à 25 microns à cause des dimensions physiques de la mèche. De plus, les mesures obtenues avec le perçage sont des valeurs moyennes sur un incrément de profondeur et ne permettent pas d'atteindre une résolution suffisante. Cette limitation explique pourquoi les équations du perçage, adaptées à cette géométrie, n'ont pas été développées.

b) La méthode de la diffraction des rayons X

La méthode la mieux adaptée à la prise de mesures en surface des échantillons de fatigue est celle de la diffraction des rayons X. En effet, cette méthode ne nécessite aucun retrait de matière pour mesurer l'état de contrainte en surface et la résolution de la méthode est de l'ordre de 10 microns seulement. Elle permet donc de prendre des mesures très localisées et ce, très près de la surface.

Une variable importante à considérer est l'état de préparation de la surface des échantillons. En effet, les mesures aux rayons X sont très sensibles à l'état d'écrouissage et d'oxydation de la surface du matériau. Puisque les éprouvettes ayant servi au perçage n'ont pas été protégées dans un volume de gaz inerte pendant le chauffage, la surface s'est légèrement oxydée. Les mesures en seront donc affectées et il est difficile de prévoir quel effet aura cette oxydation sur les résultats obtenus. Enlever une couche de matériau permettrait d'éliminer cet oxyde, mais pourrait cependant altérer significativement la distribution des contraintes résiduelles en surface, puisque les contraintes résiduelles induites lors du chauffage sont concentrées dans une mince couche de matériau. Comme l'objectif premier de cette prise de mesure est de comparer

deux niveaux de chauffage (0,8 et 1,4 seconde) et de déterminer ainsi quelle est la durée induisant le niveau de contrainte le plus élevé, il n'est pas nécessaire d'obtenir de valeurs précises. Une simple comparaison pourra permettre de déterminer quelle durée de chauffage provoquera les plus fortes contraintes résiduelles. Il a donc été décidé d'effectuer les mesures, malgré la présence d'oxyde, sur les éprouvettes percées au préalable. La présence d'une couche d'écrouissage d'usinage n'est pas problématique, puisque l'éprouvette CI_1 sera soumise aux rayons X et fournira la mesure de référence. Des mesures plus précises de contrainte seront accomplies lors de la validation de la modélisation numérique du chauffage par induction au chapitre 3.

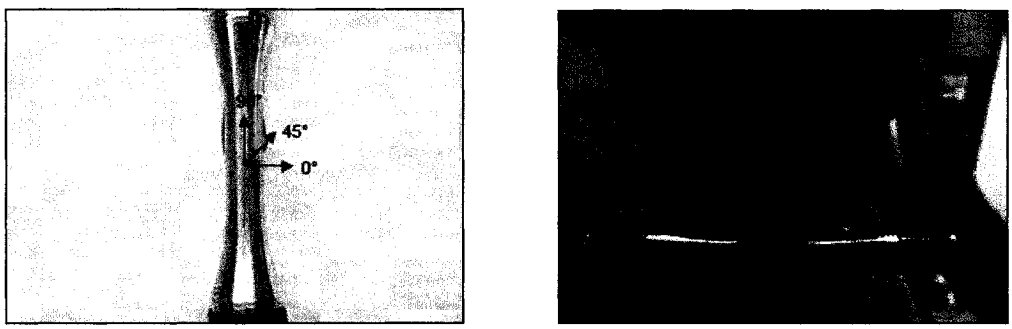
La figure 2.28a montre la localisation de la prise de mesure sur l'éprouvette ainsi que la convention d'angle utilisée. De plus, une photo montre le montage expérimental à la figure 2.28b. Les mesures ont été effectuées par l'entreprise ontarienne *Proto Manufacturing Ltd.* Les résultats obtenus sont présentés dans le tableau 2.5. L'état de contrainte mesuré est donné pour les cinq éprouvettes. Les quatre premières sont celles étudiées précédemment, tandis que la dernière, CI_5, est l'éprouvette qui avait été percée suite à une trempe après chauffage sans circulation d'un fluide caloporteur (voir section 2.3.3). Cette éprouvette avait été chauffée pendant une seconde sans circulation de fluide caloporteur et avait été trempée à l'eau immédiatement après le chauffage. Des contraintes résiduelles de compression avaient été détectées par la méthode du perçage.

Les résultats confirment tout d'abord que l'éprouvette témoin, CI_1, contient des contraintes résiduelles de compression en surface introduites par l'usinage. Ces contraintes sont très élevées et reflètent la couche fortement écrouie due à l'usinage de l'éprouvette. Cet état de contrainte est la référence à partir de laquelle chaque éprouvette a subi son chauffage.

Dans l'éprouvette CI_5, des contraintes résiduelles sont également mesurées, tel qu'indiqué par la méthode du perçage lors des travaux préliminaires. Ces contraintes sont principalement dans la direction axiale et cette mesure confirme ce qui avait été

observé plus tôt. Cependant la valeur des contraintes n'est pas réaliste. En effet, la contrainte équivalente calculée est de 539 MPa, ce qui est de l'ordre de la résistance à la rupture en traction S_u du matériau. Il semble donc que l'état oxydé de la surface amplifie les valeurs obtenues expérimentalement. Cette remarque s'applique aussi pour CI_9 (chauffage de 0,8 seconde) et CI_10 (chauffage de 1,4 seconde).

Pour les trois éprouvettes ayant subi le chauffage combiné à un refroidissement par la circulation interne d'eau, on remarque que les valeurs des contraintes résiduelles montrent les mêmes tendances que celles obtenues lors du perçage. Ici encore, les temps de chauffage qui induisent les contraintes résiduelles les plus élevées dans la direction axiale sont de 0,8 et 1,4 seconde. Toutefois, la contrainte axiale est légèrement supérieure dans l'éprouvette chauffée pendant 1,4 seconde. Bien qu'il soit difficile d'interpréter ces résultats conjointement avec ceux du perçage à cause de l'imprécision des deux méthodes, elles confirment toutes deux qu'un temps de chauffage de 1,4 seconde est adéquat pour introduire les contraintes résiduelles dans les éprouvettes. Cette durée de chauffage sera donc utilisée pour l'étude de l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de l'acier 304L.



a) b)

Figure 2.28 : Prise de mesure de contraintes résiduelles par la diffraction des rayons X a) Orientation des prises de mesure b) Montage expérimental

Tableau 2.5 : Contraintes résiduelles mesurées par la diffraction des rayons X

#	*État*	*État de contrainte (MPa)*			
		Contrainte circonférentielle	Contrainte axiale	Cisaillement	Contrainte équivalente de Von Misès
CI_1	Tel que reçue	-421	-347	-33	394
CI_9	Chauffage de 0,8 sec	639	463	50	580
CI_10	Chauffage de 1,4 sec	526	644	-51	602
CI_12	Chauffage de 1,8 sec	216	-218	-10	219
CI_5	Avec trempe à l'eau	-260	-480	-186	539

2.5 Conclusion

Dans ce chapitre, une procédure expérimentale de dosage des contraintes résiduelles utilisant le chauffage par induction a été développée. Cette procédure devait permettre d'étudier l'effet des contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue des métaux, en isolant cet effet des autres paramètres d'influence.

Tout d'abord, le procédé du chauffage par induction a été expliqué et il a été démontré qu'une fréquence de chauffage de 360 kHz est suffisamment élevée pour induire un gradient thermique important dans un échantillon de fatigue, puisque la majorité de la puissance est alors dissipée dans une couche de 0,71 mm sous sa surface. Le montage expérimental permettant de chauffer les éprouvettes de fatigue à l'aide du chauffage par induction a ensuite été décrit et une calibration a permis d'ajuster les paramètres du chauffage maximisant le gradient de température dans l'éprouvette. La durée de chauffage optimale a été déterminée à 1 seconde lorsque la puissance est réglée à sa valeur maximale.

Des éprouvettes ont ensuite été chauffées en utilisant ces paramètres et des mesures de contraintes résiduelles ont été effectuées pour valider la présence de

contraintes résiduelles en surface des échantillons. La température maximale atteinte dans l'éprouvette a été limitée en trempant l'échantillon dans l'eau après le chauffage afin d'éviter une diminution excessive de ses propriétés mécaniques. Des mesures de contraintes résiduelles effectuées à l'aide de la méthode de la coupe et de la méthode du trou ont démontré que ce procédé (chauffage suivi d'une trempe) induit des contraintes résiduelles de compression en surface des échantillons.

Un nouveau montage utilisant la circulation d'un fluide caloporteur au centre de l'éprouvette a donc été développé afin d'éliminer la trempe du processus de chauffage. Des mesures de température et de contraintes résiduelles ont permis de déterminer qu'un chauffage de 1,4 seconde, dans ces nouvelles conditions, permet d'induire, en surface des éprouvettes, des contraintes résiduelles en tension d'intensité importante.

Une fois le procédé de dosage optimisé, des contraintes résiduelles peuvent être introduites dans des éprouvettes de fatigue afin de mesurer leur effet sur la résistance de l'acier 304L. L'analyse des résultats exige toutefois la connaissance du champ de contraintes induit dans les éprouvettes lors du chauffage. Bien que des mesures expérimentales puissent en donner un aperçu, aucune méthode ne permet de mesurer de façon précise l'état de contrainte sur la section entière de l'éprouvette. La distribution des contraintes résiduelles sera donc estimée à l'aide d'une modélisation numérique du procédé de chauffage par induction. Une validation de ce modèle sera faite à l'aide de mesures de contraintes résiduelles effectuées à l'aide de la méthode de la diffraction des rayons X. Ceci fait l'objet du chapitre 3.

Chapitre 3

Simulation du chauffage par induction : distributions du champ électrique, de température et de contraintes résiduelles

Dans ce chapitre, les travaux portant sur la simulation multiphysique du chauffage par induction sont détaillés. Tout d'abord, une mise en contexte théorique est présentée. Les systèmes d'équations régissant les phénomènes électromagnétique, thermique et mécanique du chauffage par induction y sont décrits. Ensuite, une reformulation de ces équations sous la forme matricielle, utilisée pour développer les logiciels de calcul par éléments finis, est présentée. La méthode de couplage servant à résoudre simultanément les équations électromagnétique, thermique et mécanique est également exposée. Deux logiciels de calcul Fortran par éléments finis sont ensuite développés. Un premier permettant de résoudre les problèmes électromagnétique et thermique du chauffage, Electromagnetiquethermique.f, et un second pour le phénomène thermomécanique, Mep.f. Les propriétés et paramètres utilisés lors de la simulation multiphysique du chauffage par induction sont ensuite détaillés. Les distributions du champ électrique, de température et de contraintes résiduelles sont calculées à l'aide des deux logiciels. Finalement, les résultats de simulation sont validés à l'aide de mesures expérimentales de température et de contraintes résiduelles et sont analysés.

3.1 Mise en contexte théorique

La simulation du procédé de chauffage par induction dans une pièce métallique requiert la résolution de trois systèmes d'équations, soit les équations de Maxwell régissant la propagation des ondes électromagnétiques, l'équation d'écoulement de chaleur ainsi que les équations décrivant le comportement mécanique élasto-plastique des matériaux. Dans cette section, le modèle mathématique du chauffage par induction est présenté.

3.1.1 Le modèle électromagnétique

Le système d'équations permettant de résoudre tous les problèmes électromagnétiques a été établi par Maxwell. Ces équations modélisent la propagation des ondes électromagnétiques. Les équations de Maxwell sous la forme différentielle sont :

Loi de Faraday :

$$\nabla \times \mathbf{E} + \frac{\partial \mathbf{B}}{\partial t} = 0 \tag{3.1}$$

Loi de Maxwell-Ampère :

$$\nabla \times \mathbf{H} - \frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} = \mathbf{J} \tag{3.2}$$

Loi de Gauss :

$$\nabla \cdot \mathbf{D} = \rho_{em} \tag{3.3}$$

Loi magnétique de Gauss :

$$\nabla \cdot \mathbf{B} = 0 \tag{3.4}$$

Le symbole ∇ x **V** indique le rotationnel du vecteur **V** et $\nabla \cdot \mathbf{V}$ représente la divergence de **V**. **E** représente le vecteur champ électrique, **B** la densité de flux magnétique, **H** le champ magnétique, **D** la densité de flux électrique, **J** la densité de courant électrique, ρ_{em} la densité de charge électrique et t le temps. Trois de ces quatre équations sont indépendantes et sont suffisantes pour résoudre les problèmes de propagation d'ondes électromagnétiques.

En plus des équations de Maxwell, les lois de comportement des milieux doivent être respectées :

$$\mathbf{D} = \varepsilon_{em}\mathbf{E} \tag{3.5}$$

$$\mathbf{B} = \mu\mathbf{H} \tag{3.6}$$

$$\mathbf{J} = \sigma_{em}\mathbf{E} \tag{3.7}$$

Ces trois équations permettent de lier la densité de flux électrique **D** au champ électrique **E**, la densité de flux magnétique **B** au champ magnétique **H** et la densité de courant **J** au champ électrique **E**. Les propriétés électromagnétiques d'un matériau sont donc sa permittivité électrique ε_{em}, sa perméabilité magnétique μ et sa conductivité électrique σ_{em}.

La source de courant du chauffage par induction possède une fréquence généralement comprise entre 50 Hz et 10^9 Hz. Cette gamme de fréquence permet de simplifier les équations de Maxwell à l'aide de l'approximation magnétique quasi-statique (Bay et al, 2003). Cette approximation consiste à négliger le deuxième terme du membre de gauche de l'équation (3.2), c'est-à-dire à poser l'égalité suivante :

$$\frac{\partial \mathbf{D}}{\partial t} = 0 \tag{3.8}$$

Ce terme peut être négligé lorsque la distance entre la source de courant et le point où le champ électrique est calculé est inférieure à la longueur d'onde électromagnétique. C'est le cas pour le chauffage par induction, puisque la fréquence est inférieure à 10^9 Hz (Bay et al, 2003).

Afin de résoudre le système, le terme de densité de courant peut être séparé en deux comme ci-dessous :

$$\mathbf{J} = \mathbf{J}_s + \sigma_{em}\mathbf{E} \tag{3.9}$$

où $\mathbf{J}_s$ représente la densité de courant de la source et $\sigma_{em}\mathbf{E}$ la densité de courant induit. Finalement, en notant que la densité de charge électrique ρ_{em} est nulle, en remplaçant le champ **H** par **B** dans l'équation (3.2) à l'aide de l'équation (3.6), en prenant le rotationnel de l'équation (3.1) et en y substituant l'expression obtenue pour le rotationnel de **B** par l'équation (3.2), on obtient le système d'équations simplifié suivant (Bay et al, 2003) :

$$\sigma_{em}\frac{\partial \mathbf{E}}{\partial t}+\nabla\times\left(\frac{1}{\mu}\nabla\times\mathbf{E}\right)=-\frac{\partial \mathbf{J}_s}{\partial t} \tag{3.10}$$

$$\nabla\cdot\mathbf{D}=0 \tag{3.11}$$

$$\mathbf{D}=\varepsilon_{em}\mathbf{E} \tag{3.12}$$

Dans le cas du chauffage par induction d'une éprouvette cylindrique, une condition de symétrie par rapport à l'axe longitudinal de l'éprouvette peut être posée afin de réduire la complexité du problème. Une formulation axisymétrique du système d'équations (3.10) à (3.12) a été développée afin de réduire les temps de calcul. Le développement mathématique menant à l'équation (3.13) est présenté à l'annexe F. Les équations de Maxwell se résument alors à une seule équation dont l'inconnue est le champ électrique circonférentiel E_θ lorsque le courant imposé est circonférentiel.

$$\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta}{\partial t}-\nabla\cdot\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta\right)+\frac{1}{\mu}\frac{E_\theta}{r^2}=-\frac{\partial Js_\theta}{\partial t} \tag{3.13}$$

Où $J_{s\theta}$ est la composante circonférentielle de $\mathbf{J_s}$.

Afin de compléter la modélisation mathématique du chauffage par induction, il est nécessaire d'étudier les conditions aux frontières à l'interface entre deux milieux. La figure 3.1 schématise une telle interface de normale **n**. Les conditions aux frontières entre les deux milieux sont les suivantes (Jin, 1993) :

$$\begin{aligned}\mathbf{n}\times(\mathbf{E}_1-\mathbf{E}_2)&=0\\ \mathbf{n}\cdot(\mathbf{D}_1-\mathbf{D}_2)&=0\end{aligned} \tag{3.14}$$

En utilisant la loi de comportement (3.5), on trouve le système suivant :

$$\begin{aligned}\mathbf{n}\times(\mathbf{E}_1-\mathbf{E}_2)&=0\\ \mathbf{n}\cdot(\varepsilon_{em1}\mathbf{E}_1-\varepsilon_{em2}\mathbf{E}_2)&=0\end{aligned} \tag{3.15}$$

Dans notre application, l'éprouvette est en acier 304L et la bobine est en cuivre. Les trois milieux présents, soit l'air, l'acier et le cuivre, ont donc la même permittivité

électrique, i.e. celle du vide. En introduisant $\varepsilon_{em1}=\varepsilon_{em2}=\varepsilon_0$ dans les équations (3.15), on trouve que la condition frontière à l'interface est dans ce cas particulier :

$$\mathbf{E}_1 = \mathbf{E}_2 \tag{3.16}$$

Il y a donc une continuité du champ électrique à l'interface entre deux milieux.

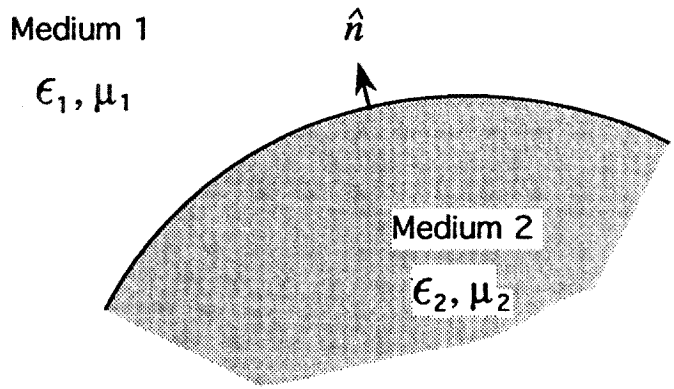


Figure 3.1 : Conditions aux frontières à l'interface de deux milieux (Jin, 1993)

3.1.2 Le modèle thermique

La modélisation mathématique de l'écoulement de la chaleur dans l'éprouvette lors du chauffage par induction repose sur l'équation traditionnelle de transfert de chaleur pour les matériaux isotropes :

$$c_p \rho_v \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (k \nabla T) = Q \tag{3.17}$$

Dans cette équation, T représente la température, c_p la chaleur spécifique du matériau, ρ_v sa masse volumique et k sa conductivité thermique. Q correspond à la source de chaleur. Le comportement thermique du matériau est décrit par le membre de gauche de l'équation. Le premier terme représente son inertie thermique, tandis que le second correspond au transfert de chaleur sous forme de conduction.

La puissance de chauffage est due aux courants de Foucault induits par la source à haute fréquence :

$$Q = \sigma_{em} E_\theta^{\,2} \tag{3.18}$$

Toutefois, puisque la période électromagnétique T est beaucoup plus petite que l'incrément de temps utilisé dans le calcul thermique, on considère une source de chaleur efficace plutôt qu'une source de chaleur instantanée. Cette valeur de source efficace est calculée à partir de la solution électromagnétique obtenue pour le régime permanent et se calcule ainsi :

$$\overline{Q} = \frac{1}{T}\int_0^T \sigma_{em} E_\theta^{\,2} dt \tag{3.19}$$

En considérant σ_{em} constant sur la période T, cette dernière équation peut être réécrite de la façon suivante :

$$\overline{Q} = \sigma_{em} \overline{E_\theta}^{\,2} \tag{3.20}$$

$\overline{E_\theta}$ représente le champ électrique efficace calculé à partir d'un cycle en régime permanent :

$$\overline{E_\theta} = \sqrt{\frac{1}{T}\int_0^T E_\theta^{\,2} dt} \tag{3.21}$$

Les conditions à imposer sur la frontière du domaine de résolution du problème thermique sont composées de flux de chaleur convectif et radiatif. À titre d'exemple, les équations (3.22) et (3.23) donnent l'expression des conditions aux frontières pour une surface dont la normale est selon l'axe des x :

$$q_x = h\left(T_s - T_\infty\right) + \sigma\varepsilon\left(T_s^{\,4} - T_\infty^{\,4}\right) \tag{3.22}$$

$$q_x = -k\left.\frac{\partial T}{\partial x}\right|_S \tag{3.23}$$

Le premier terme de l'équation (3.22) représente le transfert de chaleur convectif, tandis que le second correspond au transfert de chaleur radiatif. Le flux de chaleur surfacique q_x de la surface S est donc calculé à partir de la valeur particulière de la température de la surface T_s, de la température du fluide ambiant T_∞, du coefficient de transfert de chaleur convectif h, de l'émissivité du matériau ε ainsi que de la constante de Stephan-Boltzmann σ. Ce flux de chaleur est ensuite imposé au modèle mathématique en utilisant la relation existant entre ce dernier et le gradient de température dans la direction x en surface (équation (3.23)). La constante de proportionnalité k de cette équation est la conductivité thermique du matériau.

3.1.3 Le modèle mécanique

Le chauffage par induction des éprouvettes axisymétriques à des fréquences élevées induit un fort gradient thermique dans la direction radiale. Puisque ce gradient introduit des contraintes thermiques dans la pièce qui peuvent dépasser significativement la limite d'élasticité du matériau, il est nécessaire de tenir compte de son comportement élasto-plastique lors de la modélisation multiphysique du chauffage par induction. La modélisation mécanique de l'éprouvette doit incorporer les équations d'équilibre des solides ainsi qu'un modèle rhéologique tenant compte du comportement élasto-plastique des métaux.

a) Les équations d'équilibre

Les équations d'équilibre s'appliquant à un solide subissant une sollicitation mécanique sont les suivantes :

$$\begin{aligned} \sigma_{x,x} + \tau_{xy,y} + \tau_{zx,z} + f_x &= 0 \\ \tau_{xy,x} + \sigma_{y,y} + \tau_{yz,z} + f_y &= 0 \\ \tau_{zx,x} + \tau_{yz,y} + \sigma_{z,z} + f_z &= 0 \end{aligned} \tag{3.24}$$

L'état de contrainte $\boldsymbol{\sigma}$ peut donc être déterminé en tout point du solide en solutionnant les équations (3.24) lorsque les forces volumiques $\mathbf{f}$ et les conditions aux

frontières sont connues. Il est toutefois nécessaire de connaître la loi de comportement du matériau reliant les contraintes aux déformations.

b) La loi de comportement élasto-plastique

Le modèle mathématique permettant de représenter le comportement élasto-plastique des métaux est décrit par Zienkiewicz et al (1969) dans le cadre de la formulation d'une méthode de calcul par éléments finis. Lanteigne (2004) a adapté ce modèle à la simulation bidimensionnelle du martelage de l'acier au carbone A-516 et de l'acier inoxydable 304L. Dans cette section, une synthèse de ces deux documents est faite afin de décrire le modèle mathématique permettant de modéliser le comportement élasto-plastique.

Ce modèle repose sur la formulation d'un critère F délimitant le domaine d'élasticité dans l'espace tridimensionnel des contraintes. Ce critère est fonction de l'état de contrainte $\boldsymbol{\sigma}$ ainsi que d'un paramètre κ correspondant au niveau d'écrouissage du matériau. La loi d'écoulement plastique F est écrite sous la forme d'une égalité et l'écoulement plastique du matériau est possible uniquement lorsque le vecteur $\boldsymbol{\sigma}$ la satisfait.

$$F\left(\{\boldsymbol{\sigma}\},\kappa\right)=0 \tag{3.25}$$

Le vecteur $\boldsymbol{\sigma}$ représente le tenseur de deuxième ordre des contraintes et s'exprime de la façon suivante dans un système de coordonnées cartésiennes :

$$\{\boldsymbol{\sigma}\}=\lfloor \sigma_1 \quad \sigma_2 \quad \sigma_3 \quad \tau_{12} \quad \tau_{23} \quad \tau_{31} \rfloor^T \tag{3.26}$$

La fonction F est également nommée potentiel de plasticité. Lorsque la fonction est nulle, le comportement du matériau est plastique, tandis qu'il est élastique pour des valeurs négatives. La loi de Hooke est alors valide et s'exprime de la façon suivante :

$$\{\boldsymbol{\sigma}\}=[\mathbf{D}]\{\boldsymbol{\varepsilon}\} \tag{3.27}$$

où $\mathbf{D}$ est la matrice de rigidité élastique.

La loi d'écoulement généralement utilisée est celle de Von Misès :

$$F = \bar{\sigma} - \sigma_y(\kappa)$$
$$= \left[\frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + \frac{1}{2}(\sigma_2 - \sigma_3)^2 + \frac{1}{2}(\sigma_3 - \sigma_1)^2 + 3\tau_{12}^{\,2} + 3\tau_{23}^{\,2} + 3\tau_{31}^{\,2}\right]^{\frac{1}{2}} - \sigma_y(\kappa) \quad (3.28)$$

Il y a plastification du matériau lorsque la contrainte équivalente $\bar{\sigma}$ est égale à la limite d'élasticité réelle σ_y du matériau correspondant au niveau d'écrouissage κ.

La figure 3.2 schématise la surface d'écoulement correspondant à la fonction potentielle F pour un état bidimensionnel des contraintes.

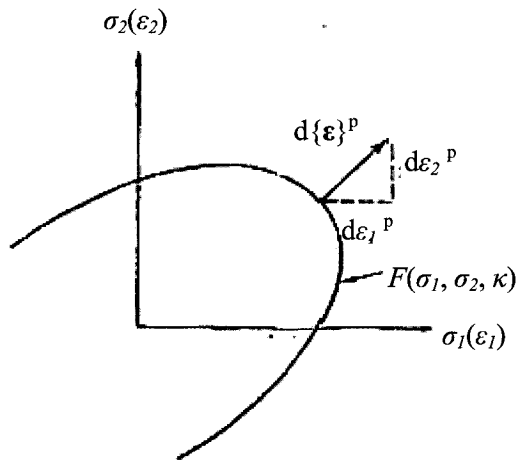


Figure 3.2 : Schématisation bidimensionnelle de la surface d'écoulement dans l'espace des contraintes (Zienkiewicz et al, 1969)

La fonction potentielle ne peut être supérieure à 0 puisque le travail plastique effectué par une augmentation de la contrainte provoque l'augmentation du taux d'écrouissage κ du matériau (voir équation (3.28)). Le domaine délimité par F est alors modifié et le point correspondant au chargement demeure sur la surface correspondant à l'équation (3.25). Le domaine peut être translaté (consolidation cinématique) ou dilaté (consolidation isotrope). La fonction F peut reprendre une valeur négative en cours de sollicitation, ce qui correspond à un déchargement élastique du matériau. Le domaine reste ensuite inchangé jusqu'à ce que l'état plastique soit à nouveau atteint.

Lorsque la surface d'écoulement F est atteinte, la loi d'élasticité de Hooke n'est plus valide. Pour décrire le comportement des matériaux dans ce domaine de chargement, il est nécessaire de définir une règle d'écoulement qui permette de relier la surface F à l'incrément de déformation plastique $\delta\boldsymbol{\varepsilon}_p$. Il est généralement accepté que l'incrément de déformation est perpendiculaire à la surface F (figure 3.2), c'est-à-dire que la relation suivante est vérifiée :

$$\delta\{\boldsymbol{\varepsilon}\}_p = \lambda \frac{\partial F}{\partial\{\boldsymbol{\sigma}\}} \tag{3.29}$$

Dans cette équation, λ est une constante de proportionnalité qui dépend de l'état de contrainte $\boldsymbol{\sigma}$, de l'incrément de contrainte $\delta\boldsymbol{\sigma}$ et de l'état de déformation $\boldsymbol{\varepsilon}$, par l'intermédiaire de la consolidation et de l'historique de déformation (Backofen, 1972).

Les équations incrémentales de la plasticité sont développées en séparant les composantes élastique et plastique de l'incrément de déformation total $\delta\boldsymbol{\varepsilon}$:

$$\delta\{\boldsymbol{\varepsilon}\} = \delta\{\boldsymbol{\varepsilon}\}_e + \delta\{\boldsymbol{\varepsilon}\}_p \tag{3.30}$$

Les équations (3.27) et (3.29) permettent de réécrire les composantes de déformation élastique et plastique en terme du tenseur des contraintes.

$$\delta\{\boldsymbol{\varepsilon}\} = [\mathbf{D}]^{-1}\delta\{\boldsymbol{\sigma}\} + \frac{\partial F}{\partial\{\sigma\}}\cdot\lambda \tag{3.31}$$

L'élimination de la constante λ permet d'obtenir une relation liant les incréments de déformation et de contrainte.

$$\delta\{\boldsymbol{\sigma}\} = [\mathbf{D}]_{ep}\,\delta\{\boldsymbol{\varepsilon}\} \tag{3.32}$$

La matrice de rigidité $\mathbf{D_{ep}}$ remplace la matrice de rigidité élastique $\mathbf{D}$ lors des analyses incrémentales en plasticité. Cette matrice de rigidité est obtenue à partir des dérivées de

la fonction potentielle F, de la matrice de rigidité élastique $\mathbf{D}$ et d'un paramètre A lié à la consolidation du matériau.

$$[\mathbf{D}]_{ep} = [\mathbf{D}] - \frac{[\mathbf{D}]\left\{\frac{\partial F}{\partial \{\boldsymbol{\sigma}\}}\right\}\left\{\frac{\partial F}{\partial \{\boldsymbol{\sigma}\}}\right\}^T [\mathbf{D}]}{A + \left\{\frac{\partial F}{\partial \{\boldsymbol{\sigma}\}}\right\}^T [\mathbf{D}]\left\{\frac{\partial F}{\partial \{\boldsymbol{\sigma}\}}\right\}} \tag{3.33}$$

$$A = \frac{\partial F}{\partial \kappa}\delta\kappa \cdot \frac{1}{\lambda} = \frac{\partial F}{\partial \kappa}\{\boldsymbol{\sigma}\}^T \frac{\partial F}{\partial \{\boldsymbol{\sigma}\}} \tag{3.34}$$

L'application de l'équation (3.34) au cas particulier de la traction uniaxiale montre que le paramètre A est alors équivalent au taux de consolidation K du matériau :

$$A = \frac{\partial \sigma_y}{\partial \varepsilon_p} = K \tag{3.35}$$

Dans cette équation, σ_y représente la limite d'élasticité du matériau. L'utilisation de cette valeur pour des chargements multiaxiaux présuppose que le comportement du matériau peut être entièrement prédit à partir de son comportement uniaxial. Cette hypothèse est généralement acceptée dans le cas des métaux isotropes lorsque la contrainte équivalente de Von Misès est utilisée. Il faut noter que l'équation (3.35) n'est valide qu'en sollicitation quasi statique. Lorsque le chargement est cyclique ou dynamique, les courbes de consolidation cyclique ou dynamique doivent être utilisées afin de mesurer le paramètre A.

c) Application au chauffage par induction

Pour le cas du chauffage par induction, une symétrie de révolution permet d'éliminer deux contraintes et deux déformations du système d'équations (3.32). En effet, les cisaillements $\tau_{r\theta}$ et $\tau_{\theta z}$ sont nuls. On a donc seulement quatre composantes de contrainte et de déformation non nulles :

$$\{\boldsymbol{\sigma}\} = \begin{Bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \sigma_z \\ \tau_{zr} \end{Bmatrix} \qquad \{\boldsymbol{\varepsilon}\} = \begin{Bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{zr} \end{Bmatrix} \tag{3.36}$$

La matrice de rigidité **D** s'écrit alors sous la forme simplifiée suivante pour un matériau ayant un coefficient de Poisson v et un module d'élasticité E (Cook et al, 2002) :

$$[\mathbf{D}] = \frac{E(1-v)}{(1+v)(1-2v)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{v}{1-v} & \frac{v}{1-v} & 0 \\ \frac{v}{1-v} & 1 & \frac{v}{1-v} & 0 \\ \frac{v}{1-v} & \frac{v}{1-v} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \frac{1-2v}{2(1-v)} \end{bmatrix} \tag{3.37}$$

Finalement, la définition des composantes de déformation tenant compte de la symétrie de révolution doit être utilisée (Cook et al, 2002) :

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_r \\ \varepsilon_\theta \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{zr} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1/r \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_{,r} \\ u_{,z} \\ v_{,r} \\ v_{,z} \\ u \end{Bmatrix} \tag{3.38}$$

Dans l'équation (3.38), u et v sont les déplacements dans les directions r et z respectivement. De plus, la virgule est utilisée comme opérateur de dérivation, c'est-à-dire que $u_{,r}$, par exemple, représente la dérivée de u selon r.

3.2 Modèle numérique

La méthode utilisée pour résoudre les systèmes d'équations présentés précédemment est celle des éléments finis. Le domaine de résolution est composé de trois matériaux, soit l'acier de l'éprouvette, le cuivre de la bobine inductrice et l'air

ambiant. Puisque la température de l'air ne varie pas significativement durant le chauffage et que la bobine est refroidie par la circulation d'un fluide caloporteur, l'analyse de transfert de chaleur n'est réalisée que pour l'acier. Les analyses devant être faites pour chacun des matériaux sont donc :

- éprouvette : électromagnétique, thermique et mécanique ;
- bobine : électromagnétique ;
- air : électromagnétique.

Il faut toutefois mentionner que l'air agit comme un milieu convectif pour le problème thermique et qu'il est introduit dans la modélisation sous la forme d'un coefficient de transfert de chaleur *h*.

La formulation matricielle des systèmes d'équations électromagnétique, thermique et mécanique a permis de développer deux programmes Fortran permettant de simuler le chauffage par induction d'éprouvettes d'acier inoxydable 304L, soit Electromagnetiquethermique.f et MEP.f.

3.2.1 Éléments finis en électromagnétisme

Le développement de la formulation faible des équations de Maxwell appliquées au chauffage par induction de matériaux non ferromagnétiques est présenté à l'annexe G. Seuls les résultats importants seront repris dans cette section.

L'équation à résoudre est l'équation 3.13 obtenue à partir des équations de Maxwell pour le cas particulier du problème axisymétrique. Cette équation est réécrite ici :

$$\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta}{\partial t}-\nabla\cdot\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta\right)+\frac{1}{\mu}\frac{E_\theta}{r^2}=-\frac{\partial Js_\theta}{\partial t} \tag{3.13}$$

On considère ensuite la fonction d'essai suivante donnant la valeur du champ électrique E_θ dans un élément en fonction de ses valeurs nodales $\{\mathbf{E_\theta}\}$:

$$E_\theta^* = \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \{\mathbf{E_\theta}\} \tag{3.39}$$

Le vecteur $\mathbf{N_i}$ est composé des fonctions d'interpolation N_i. La formulation du problème aux éléments finis est obtenue en introduisant cette fonction d'essai dans l'équation (3.13) et en minimisant le résidu par la méthode de Galerkin. Une fois la formulation pour un élément connue, le système matriciel global est obtenu par l'assemblage des matrices élémentaires. Après développement, on trouve le système matriciel suivant :

$$[\mathbf{K}_{em}]\{\mathbf{E_\theta}\} + [\mathbf{C}_{em}]\{\dot{\mathbf{E}}_\theta\} = \{\mathbf{R}_{q\theta em}\} + \{\mathbf{R}_{Q\theta em}\} \tag{3.40}$$

Dans cette équation, $\mathbf{K}_{em}$ est la matrice de rigidité en électromagnétisme, $\mathbf{C}_{em}$ la matrice d'amortissement, $\dot{\mathbf{E}}_\theta$ le vecteur nodal de la dérivée temporelle du champ électrique, $\mathbf{R}_{q\theta em}$ le vecteur colonne des conditions aux frontières de gradient de champ électrique et $\mathbf{R}_{Q\theta em}$ le vecteur colonne des conditions aux frontières de source de courant.

La définition des matrices élémentaires servant à l'assemblage des matrices globales de l'équation (3.40) est la suivante :

$$\begin{aligned}
[\mathbf{k}_{em}] &= \int_V [\mathbf{B}_{em}]^T \frac{1}{\mu} [\mathbf{B}_{em}]\, dV + \int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \frac{1}{\mu r^2} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor dV & [\mathbf{c}_{em}] &= \int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \sigma_{em} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor dV \\
\{\mathbf{r}_{q\theta em}\} &= \int_{S-S_0} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \left(\frac{1}{\mu} \nabla E_\theta^* \right) \cdot \mathbf{n} dS & \{\mathbf{r}_{Q\theta em}\} &= -\int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t} dV
\end{aligned} \tag{3.41}$$

où

$$[\mathbf{B}_{em}] = \begin{bmatrix} \lfloor \mathbf{N}_{i,r} \rfloor \\ \lfloor \mathbf{N}_{i,z} \rfloor \end{bmatrix} \tag{3.42}$$

Les équations de Maxwell doivent également être discrétisées dans le temps. L'approche sélectionnée consiste en une méthode d'intégration directe, celle de Crank-Nicolson (loi du trapèze). L'algorithme est développé selon la méthode décrite dans

l'ouvrage de Cook et al (2002). Considérons deux états de champ électrique nodaux $\mathbf{E_{\theta n}}$ et $\mathbf{E_{\theta(n+1)}}$, à deux temps différents t_n et t_{n+1} tel que :

$$t_{n+1} = t_n + \Delta t \tag{3.43}$$

On peut alors effectuer l'intégrale dans le temps à l'aide de la formule suivante découlant de la méthode du trapèze d'intégration numérique :

$$\{\mathbf{E_\theta}\}_{\mathbf{n+1}} = \{\mathbf{E_\theta}\}_{\mathbf{n}} + \Delta t \left\{ \frac{\dot{\mathbf{E}}_{\theta \mathbf{n}}}{2} + \frac{\dot{\mathbf{E}}_{\theta(\mathbf{n+1})}}{2} \right\} \tag{3.44}$$

En réécrivant l'équation (3.40) pour les temps t_n et t_{n+1} et en prémultipliant les deux équations obtenues par ½, on obtient :

$$\frac{1}{2}\left([\mathbf{K}_{em}]\{\mathbf{E}_\theta\}_n + [\mathbf{C}_{em}]\{\dot{\mathbf{E}}_\theta\}_n \right) = \frac{1}{2}\left(\{\mathbf{R}_{\mathbf{q}\theta em}\}_n + \{\mathbf{R}_{\mathbf{Q}\theta em}\}_n \right) \tag{3.45}$$

$$\frac{1}{2}\left([\mathbf{K}_{em}]\{\mathbf{E}_\theta\}_{n+1} + [\mathbf{C}_{em}]\{\dot{\mathbf{E}}_\theta\}_{n+1} \right) = \frac{1}{2}\left(\{\mathbf{R}_{\mathbf{q}\theta em}\}_{n+1} + \{\mathbf{R}_{\mathbf{Q}\theta em}\}_{n+1} \right) \tag{3.46}$$

Considérant que les matrices $[\mathbf{K}_{em}]$ et $[\mathbf{C}_{em}]$ sont constantes sur l'intervalle de temps Δt, on peut additionner les deux équations et utiliser l'équation (3.44) pour éliminer la dérivée du champ électrique de l'équation. On obtient alors :

$$\begin{aligned} &\left(\frac{1}{\Delta t}[\mathbf{C}_{em}] + \frac{1}{2}[\mathbf{K}_{em}] \right)\{\mathbf{E}_\theta\}_{n+1} = \left(\frac{1}{\Delta t}[\mathbf{C}_{em}] - \frac{1}{2}[\mathbf{K}_{em}] \right)\{\mathbf{E}_\theta\}_n + \\ &\frac{1}{2}\left(\{\mathbf{R}_{\mathbf{q}\theta em}\}_{n+1} + \{\mathbf{R}_{\mathbf{Q}\theta em}\}_{n+1} \right) + \frac{1}{2}\left(\{\mathbf{R}_{\mathbf{q}\theta em}\}_n + \{\mathbf{R}_{\mathbf{Q}\theta em}\}_n \right) \end{aligned} \tag{3.47}$$

L'approximation consistant à considérer les matrices $\mathbf{K_{em}}$ et $\mathbf{C_{em}}$ constantes pendant l'incrément de temps est valable, puisque le calcul électromagnétique est effectué pour une distribution de température constante. En effet, le pas de temps thermique est beaucoup plus grand que celui du calcul électromagnétique. Ainsi, on considère que le courant induit dans l'éprouvette est constant pendant le temps nécessaire pour que les propriétés électromagnétiques changent de façon appréciable à

cause du changement de température. Lorsque les propriétés ont changé de façon significative, un nouveau calcul électromagnétique est effectué pour cette nouvelle distribution de température. Débutant un problème avec une distribution de champ électrique $\{\mathbf{E_\theta}\}_0$ connue à t=0, on peut résoudre le système pour $\{\mathbf{E_\theta}\}_1$ et ainsi de suite. C'est une méthode de résolution implicite.

3.2.2 Éléments finis en transfert de chaleur

L'équation (3.17) décrivant le transfert de chaleur dans un corps isotrope doit être discrétisée dans l'espace et dans le temps de façon similaire à l'équation électromagnétique :

$$c_p \rho_v \frac{\partial T}{\partial t} - \nabla \cdot (k \nabla T) = Q \tag{3.17}$$

La discrétisation dans l'espace est facilitée par la formulation de la fonction potentielle Π à partir de l'équation (3.17) (Cook et al, 2002) :

$$\Pi = \int \left(\frac{1}{2} k \left[T_{,x}^{\ 2} + T_{,y}^{\ 2} + T_{,z}^{\ 2} \right] - QT + c_p \rho_v T \dot{T} \right) dV - \int \left(f_B T + h T_{fl} T - \frac{1}{2} h T^2 \right) dS \tag{3.48}$$

Le second terme du membre de droite représente les conditions aux frontières de flux de chaleur f_B ainsi que de convection, cette dernière étant caractérisée par le coefficient de transfert de chaleur h et par la température du fluide ambiant T_{fl}. La radiation est prise en compte dans un coefficient de transfert de chaleur moyen. La définition de ce coefficient sera présentée en détail à la section 3.3.3 de ce chapitre. On considère ensuite la fonction d'essai T^* donnant la valeur de la température dans un élément en fonction de ses températures nodales $\{\mathbf{T}\}$:

$$T^* = \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \{\mathbf{T}\} \tag{3.49}$$

La formulation du problème aux éléments finis est obtenue en introduisant cette fonction d'essai dans l'équation (3.48) et en recherchant l'état stationnaire pour Π (Cook

et al, 2002). Une fois la formulation pour un élément connue, le système matriciel global est obtenu par l'assemblage des matrices élémentaires. Après développement, on trouve le système matriciel suivant :

$$\begin{aligned}
[\mathbf{C}_{th}]\{\dot{\mathbf{T}}\}+[\mathbf{K}_{th}]\{\mathbf{T}\}&=\{\mathbf{R}_{th}\}\\
[\mathbf{K}_{th}]&=[\mathbf{K}]+[\mathbf{H}]\\
\{\mathbf{R}_{th}\}&=\{\mathbf{R}_B\}+\{\mathbf{R}_h\}+\{\mathbf{R}_Q\}
\end{aligned} \tag{3.50}$$

Dans cette équation, $\mathbf{C}_{th}$ représente la matrice d'amortissement en transfert de chaleur, $\dot{\mathbf{T}}$ le vecteur nodal de la dérivée temporelle de la température, $\mathbf{K}_{th}$ la matrice de rigidité, $\mathbf{R}_{th}$ le vecteur des conditions aux frontières, $\mathbf{K}$ la matrice de rigidité de conduction thermique, $\mathbf{H}$ la matrice de rigidité de convection, $\mathbf{R}_B$ le vecteur des conditions de flux de chaleur, $\mathbf{R}_h$ le vecteur des conditions de convection et $\mathbf{R}_Q$ le vecteur des conditions de source de chaleur.

La définition des matrices de chaque élément servant à l'assemblage des matrices globales de l'équation (3.50) est la suivante :

$$\begin{aligned}
\{\mathbf{r}_B\}&=\lfloor\mathbf{N}_\mathbf{i}\rfloor^T f_B dS & \{\mathbf{r}_h\}&=\int_S\lfloor\mathbf{N}_\mathbf{i}\rfloor^T hT_{fl}dS\\
\{\mathbf{r}_Q\}&=\int_V\lfloor\mathbf{N}_\mathbf{i}\rfloor^T QdV & [\mathbf{h}]&=\int_S\lfloor\mathbf{N}_\mathbf{i}\rfloor^T h\lfloor\mathbf{N}_\mathbf{i}\rfloor dS\\
[\mathbf{k}]&=\int_V[\mathbf{B}_{th}]^T k[\mathbf{B}_{th}]dV & [\mathbf{c}_{th}]&=\int_V\lfloor\mathbf{N}_\mathbf{i}\rfloor^T c_p\rho_v\lfloor\mathbf{N}_\mathbf{i}\rfloor dV
\end{aligned} \tag{3.51}$$

où

$$[\mathbf{B}_{th}]=\begin{bmatrix}1/r+\partial/\partial r\\ \dfrac{\partial/\partial\theta}{r}\\ \partial/\partial z\end{bmatrix}\lfloor\mathbf{N}_\mathbf{i}\rfloor \tag{3.52}$$

La discrétisation temporelle de l'équation (3.50) est identique à celle de l'équation (3.40) du problème électromagnétique et n'est donc pas détaillée à nouveau. En supposant que les matrices $\mathbf{K_{th}}$ et $\mathbf{C_{th}}$ sont constantes pendant l'incrément de temps Δt, l'équation à résoudre prend la forme suivante :

$$\left(\frac{1}{\Delta t}[\mathbf{C}_{th}]+\frac{1}{2}[\mathbf{K}_{th}]\right)\{\mathbf{T}\}_{n+1}=\left(\frac{1}{\Delta t}[\mathbf{C}_{th}]-\frac{1}{2}[\mathbf{K}_{th}]\right)\{\mathbf{T}\}_{n}+\frac{1}{2}\{\mathbf{R}_{th}\}_{n+1}+\frac{1}{2}\{\mathbf{R}_{th}\}_{n} \tag{3.53}$$

Cette hypothèse est valable lorsque l'incrément de temps choisi est suffisamment petit.

3.2.3 Éléments finis en mécanique du solide

En élasticité, le modèle numérique permettant de résoudre les équations d'équilibre (3.24) est obtenu à partir de la fonction d'énergie potentielle Π de l'équation (3.54) (Cook et al, 2002).

$$\begin{aligned}\sigma_{x,x}+\tau_{xy,y}+\tau_{zx,z}+f_x&=0\\ \tau_{xy,x}+\sigma_{y,y}+\tau_{yz,z}+f_y&=0\\ \tau_{zx,x}+\tau_{yz,y}+\sigma_{z,z}+f_z&=0\end{aligned} \tag{3.24}$$

$$\begin{aligned}\Pi=\int\left(\frac{1}{2}\{\boldsymbol{\varepsilon}\}^T[\mathbf{D}]\{\boldsymbol{\varepsilon}\}-\{\boldsymbol{\varepsilon}\}^T[\mathbf{D}]\{\boldsymbol{\varepsilon}_0\}+\{\boldsymbol{\varepsilon}\}^T\{\boldsymbol{\sigma}_0\}\right)dV\\ -\int\{\mathbf{U}\}^T\{\mathbf{F}\}dV-\int\{\mathbf{U}\}^T\{\boldsymbol{\varphi}\}dS-[\mathbf{D}]^T\{\mathbf{P}\}\end{aligned} \tag{3.54}$$

L'état initial est caractérisé par les états de contrainte $\boldsymbol{\sigma_0}$ et de déformation $\boldsymbol{\varepsilon_0}$. Les conditions aux frontières sont composées de forces volumiques **f**, de forces surfaciques $\boldsymbol{\varphi}$ ainsi que de forces ponctuelles **P**. La recherche d'un état stationnaire pour Π à l'aide d'une fonction d'essai **U*** permet de définir le système matriciel global (3.57).

$$\mathbf{U}^*=\lfloor\mathbf{N_i}\rfloor\{\mathbf{U}\} \tag{3.55}$$

$$\{\boldsymbol{\varepsilon}\}=[\mathbf{B_{me}}]\{\mathbf{U}\} \tag{3.56}$$

$$[\mathbf{K}_{me}]\{\mathbf{U}\} = \{\mathbf{R}\} \tag{3.57}$$

Dans ces équations, **U*** représente le vecteur déplacement de composantes u^*_i et **U**, le vecteur des déplacements nodaux d'un élément. $\mathbf{B_{me}}$ permet de lier les déplacements nodaux d'un élément à son état de déformation **ε**. $\mathbf{K}_{me}$ et **R** sont la matrice de rigidité et le vecteur des conditions aux frontières en mécanique respectivement. Dans le cas d'un problème mécanique axisymétrique, la définition de la matrice $\mathbf{B_{me}}$ est la suivante :

$$[\mathbf{B}_{me}] = \begin{bmatrix} \partial/\partial r & 0 \\ 1/r & 0 \\ 0 & \partial/\partial z \\ \partial/\partial z & \partial/\partial r \end{bmatrix} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \tag{3.58}$$

Pour le cas où le comportement du matériau est élasto-plastique, le système (3.57) doit être réécrit d'une façon incrémentale. De plus, la matrice de rigidité élastique **D** doit être remplacée par la matrice élasto-plastique $\mathbf{D_{ep}}$ définie à la section précédente, ce qui modifie la définition de $\mathbf{K_{me}}$. Un incrément de force **ΔR** appliqué sur l'état *i* du système provoquera un incrément de déplacement $\Delta\mathbf{U}_{i(i+i)}$ calculé de la manière suivante :

$$[\mathbf{K}_{me}]_{ti}\{\Delta\mathbf{U}\}_{i(i+1)} = \{\Delta\mathbf{R}\} \tag{3.59}$$

La matrice de rigidité à l'instant *i*, ou matrice tangente, est utilisée dans l'équation (3.59). Les définitions de $\mathbf{K_{me}}$ et de **ΔR** sont les suivantes :

$$[\mathbf{K}_{me}]_{ti} = \int_V [\mathbf{B}_{me}]_i^T [\mathbf{D}_{ep}]_i [\mathbf{B}_{me}]_i \, dV \tag{3.60}$$

$$\begin{aligned} \{\Delta\mathbf{R}\} = & \int_V [\mathbf{B}_{me}]^T [\mathbf{D}_{ep}]\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_0\} dV - \int_V [\mathbf{B}_{me}]^T \{\Delta\boldsymbol{\sigma}_0\} dV \\ & + \int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \{\Delta\mathbf{F}\} dV + \int_S \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \{\Delta\boldsymbol{\varphi}\} dS + \{\Delta\mathbf{P}\} \end{aligned} \tag{3.61}$$

Pour le cas particulier du chauffage par induction, les forces sont de nature thermique et sont calculées à partir de la variation de température et du coefficient de dilatation thermique α du matériau isotrope.

$$\{\Delta\boldsymbol{\varepsilon}_0\} = \begin{Bmatrix} 1 \\ 1 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \alpha \Delta T \tag{3.62}$$

La procédure utilisée dans le programme MEP.f pour résoudre un problème mécanique élasto-plastique est tirée des travaux de Zienkiewicz (1969) se basant sur la théorie présentée à la section 3.1.3. En voici un bref résumé.

La non linéarité de l'élasto-plasticité provient de la variation de la matrice de rigidité $\mathbf{D_{ep}}$ en fonction de l'état de contrainte $\boldsymbol{\sigma}$ (voir équation (3.33)). Une linéarisation du problème doit donc être faite. La méthode de Zienkiewicz (1969) nommée « initial stress method » consiste à approcher la solution exacte d'un problème non linéaire par une série d'approximations.

La première approximation faite lors de l'application d'un incrément de force est de résoudre le problème comme si le comportement du matériau était parfaitement élastique. Des incréments de déformation $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$' et de contrainte $\Delta\boldsymbol{\sigma}$' sont alors déterminés en chaque point de la structure.

La non linéarité du comportement mécanique du matériau implique toutefois que pour l'incrément de déformation trouvé $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}$', l'incrément de contrainte correspondant $\Delta\boldsymbol{\sigma}$' ne sera généralement pas valide. Si l'état de contrainte permis pour cet incrément de déformation est $\Delta\boldsymbol{\sigma}$, alors l'équilibre ne peut être maintenu que par un système de force de volume équilibrant l'état résiduel de contrainte $\Delta\boldsymbol{\sigma}$' – $\Delta\boldsymbol{\sigma}$.

La seconde étape de résolution est le retrait de cet état résiduel de contrainte en permettant à la structure de se déformer davantage. Des nouveaux incréments de

déformation et de contrainte résultent de cette itération en conservant la matrice de rigidité inchangée. Une fois encore l'état de contrainte dépasse l'état permis et la redistribution des forces volumiques doit être faite à nouveau. Si le processus itératif converge, les équations non linéaires d'équilibre et de compatibilité seront satisfaites.

3.2.4 Couplage

La simulation du procédé de chauffage par induction nécessite la résolution des systèmes d'équations électromagnétique, thermique et mécanique. Cependant, cette modélisation multiphysique ne nécessite pas un couplage complet des trois niveaux de modélisation et une approche de résolution séquentielle est suffisante pour résoudre ce problème (Bay et al, 2003). La très grande différence entre les échelles de temps pour les phénomènes électromagnétique et thermomécanique force toutefois l'utilisation d'incréments de temps différents pour les deux types d'analyse.

Le couplage électromagnétique-thermique est bidirectionnel. D'une part, la distribution du champ électrique dépend fortement du champ de température en raison de la variation des propriétés électromagnétiques de l'acier. D'autre part, la source de chaleur du problème thermique provient de l'effet Joule associé aux courants de Foucault induits dans l'éprouvette. La figure 3.3 illustre l'algorithme utilisé pour tenir compte de ce couplage.

Au contraire, le couplage thermique-mécanique est unidirectionnel. En fait, le champ de température induit des efforts thermomécaniques dans l'éprouvette, tandis que le comportement mécanique n'influence pas son comportement thermique si on néglige le dégagement de chaleur lors des déformations plastiques. Il n'est donc pas nécessaire de résoudre le problème mécanique pendant la résolution électromagnétique-thermique. Cela explique pourquoi la solution des équations de la mécanique des solides n'est pas indiquée à la figure 3.3.

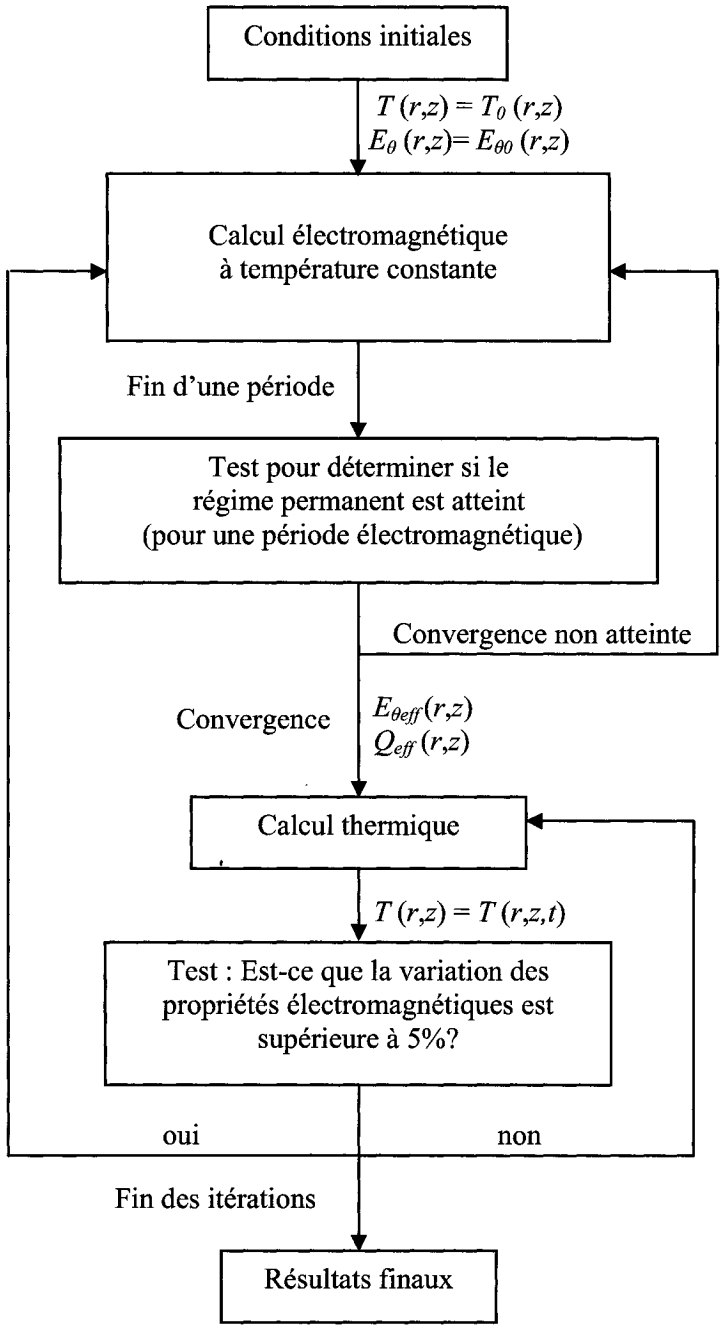


Figure 3.3 : Couplage électromagnétique-thermique pour la modélisation numérique du chauffage par induction

La procédure pour la résolution du problème électromagnétique-thermique consiste à solutionner séquentiellement les deux analyses. Comme le problème

électromagnétique du chauffage par induction est composé d'un régime transitoire et d'un régime permanent, plusieurs cycles doivent être simulés. L'incrément de temps utilisé doit donc minimiser le temps de calcul sans affecter la précision des résultats. Une valeur acceptable pour cet incrément Δt est de l'ordre de $T/32$ où T est la période du chauffage par induction (Bay et al, 2003).

Comme la période électromagnétique est beaucoup plus petite que l'incrément de temps utilisé dans le calcul du transfert de chaleur, on considère une source de chaleur efficace plutôt qu'une source de chaleur instantanée. Cette valeur de source efficace est calculée à partir de la solution obtenue pour le régime permanent et se calcule ainsi :

$$\overline{Q} = \frac{1}{T} \int_{(n-1)T}^{nT} \sigma_{em} E_\theta^{\,2} dt \tag{3.63}$$

Un critère doit toutefois permettre de déterminer à quel moment le régime permanent du phénomène électromagnétique du chauffage est atteint. Puisque la conductivité électrique est constante en un point de l'éprouvette pour une distribution de température donnée, il est convenable de définir un critère d'arrêt à partir de la variation relative du champ électrique entre le cycle n et le cycle n+1 de la manière suivante :

$$\left| \frac{\overline{E_\theta}\left((n+1)T\right) - \overline{E_\theta}\left(nT\right)}{\overline{E_\theta}\left(nT\right)} \right| < \varepsilon \tag{3.64}$$

ε étant le paramètre de convergence du calcul électromagnétique et $\overline{E_\theta}\left(nT\right)$, le champ électrique efficace au cycle n de chauffage dont la définition est donnée à l'équation (3.65) :

$$\overline{E_\theta}\left(nT\right) = \sqrt{\frac{1}{T} \int_{(n-1)T}^{nT} E_\theta^{\,2} dt} \tag{3.65}$$

Lorsque l'équation (3.64) est vérifiée pour chaque nœud du modèle, le régime permanent est atteint et le calcul de transfert de chaleur peut être effectué. Le nombre de

cycles nécessaire à la stabilisation du phénomène dépend fortement de la fréquence de la source de chauffage et augmente avec celle-ci. La source de chaleur imposée est calculée à partir du champ électrique efficace obtenu pour le régime permanent, tel qu'il avait été mentionné lors du développement des équations régissant le transfert de chaleur :

$$\overline{Q} = \sigma_{em} \overline{E_\theta}^2 \tag{3.20}$$

La source de chaleur est considérée constante jusqu'à ce qu'une des propriétés électromagnétiques de l'acier varie de plus de 5% par rapport à sa valeur lors de la dernière résolution électromagnétique. Une nouvelle solution électromagnétique est alors calculée menant à une nouvelle source de chaleur pour l'analyse thermique. Ce processus itératif se poursuit jusqu'à ce que l'intervalle de temps de la solution thermique atteigne la valeur désirée.

3.3 Caractérisation des paramètres pour la simulation du chauffage par induction

La simulation du procédé de chauffage par induction requiert la détermination des différentes variables influençant les comportements électromagnétique, thermique et mécanique du système. Les propriétés des matériaux ainsi que les différents paramètres caractérisant le procédé de chauffage par induction sont présentés dans cette section. Les résultats obtenus lors de la modélisation du chauffage par induction par la méthode des éléments finis seront ensuite analysés à la section 3.4.

3.3.1 Caractéristiques géométriques

La figure 3.4 montre les caractéristiques géométriques du montage de chauffage par induction qui ont été utilisées lors de la simulation par la méthode des éléments finis. Les géométries de la bobine inductrice et de l'éprouvette présentent certaines simplifications par rapport au montage expérimental qui ont permis de réduire la complexité du problème numérique et les temps de calcul. Seul le quart de l'éprouvette est illustré en raison des conditions de symétrie.

La bobine inductrice utilisée en laboratoire est composée de 4,5 spires de cuivre de rayon R_{bob} de 14,242 mm. Le diamètre extérieur du tube de cuivre φ_{ext} est de 4,7624 mm et son épaisseur t de 0,75 mm. Le canal interne de la bobine permet la circulation d'un fluide caloporteur qui maintient la température de la bobine à de faibles valeurs. Le pas entre chacune des spires est de 8,25 mm et une gaine de protection permet d'éviter leur détérioration lors du chauffage.

La première approximation faite pour simplifier les calculs concerne le nombre de spires N_s de la bobine. En effet, comme il est impossible de simplifier cette géométrie comportant 4,5 spires au cas axisymétrique, il a été supposé que la bobine ne contenait que 4 spires. Cette approximation permet d'utiliser le modèle mathématique axisymétrique du chauffage par induction et de réduire ainsi les temps de calcul de façon importante.

La deuxième simplification concerne la géométrie de l'éprouvette illustrée à la figure 3.4. Celle-ci possède une section centrale constante bien que les éprouvettes utilisées pour les essais de fatigue soient du type sablier. Cette simplification géométrique permet de simplifier le maillage utilisé pour le calcul par éléments finis et de réduire le nombre de degrés de liberté à résoudre. Cette approximation est valable, car le rayon de la section variable est suffisamment élevé (154,78 mm) pour que la concentration de contrainte au centre de l'éprouvette soit inférieure à 1%. Il sera également démontré, au chapitre 4, que cette différence de géométrie n'affecte pas la résistance à la fatigue des éprouvettes. Cette géométrie à section variable est préférée à celle à section constante pour les essais afin d'assurer que les bris de fatigue s'initient au centre de l'éprouvette et non aux limites de la zone de chauffage.

L'éprouvette possède un diamètre central de 9,525 mm et un diamètre de 19,05 mm au niveau des filets. Le canal interne permettant la circulation de l'eau au centre de l'éprouvette a un rayon de 1,1938 mm. Le dessin de définition de l'éprouvette à section constante est présentée à l'annexe C (figures C.7 et C.8).

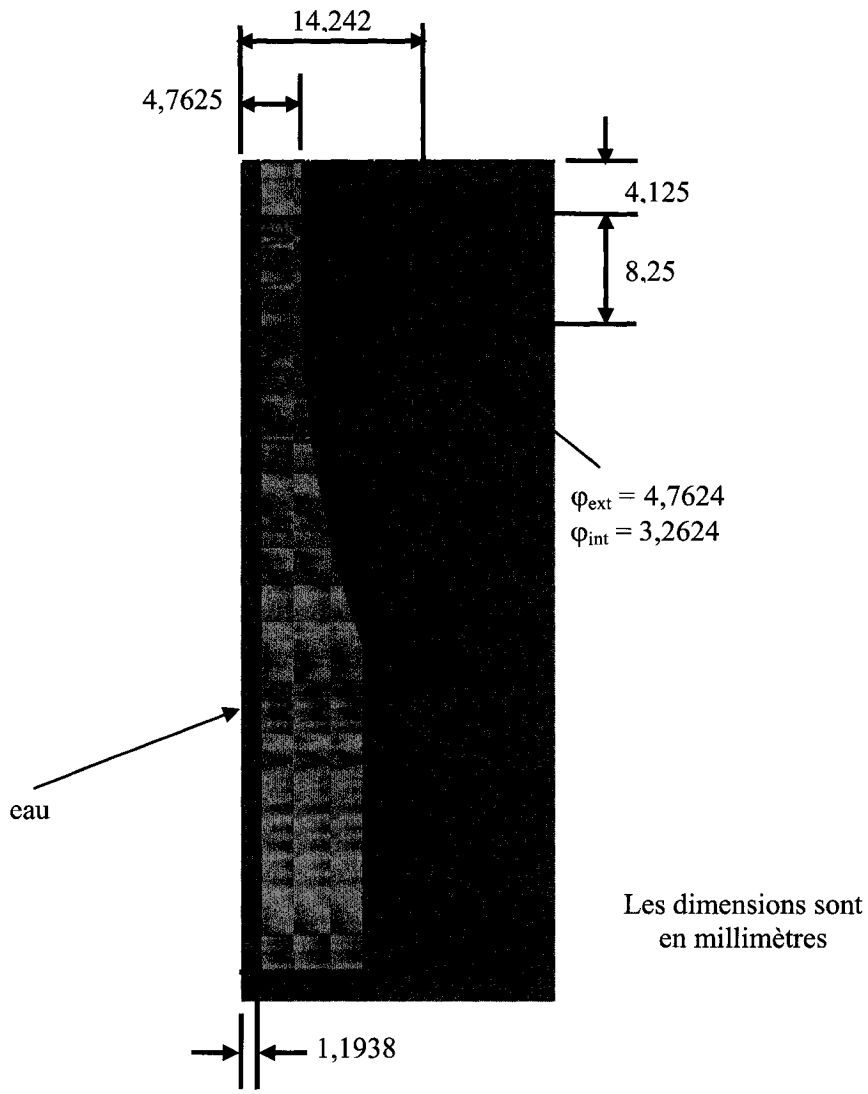


Figure 3.4 : Caractéristiques géométriques du montage de chauffage par induction

3.3.2 Propriétés des matériaux

La modélisation multiphysique du chauffage par induction nécessite la connaissance des propriétés électromagnétiques de l'acier 304L, du cuivre et de l'air ainsi que des propriétés thermiques et mécaniques de l'acier (l'eau circulant dans l'éprouvette est modélisée comme de l'air lors de la modélisation électromagnétique).

Les propriétés électromagnétiques des milieux nécessaires à la résolution des équations de Maxwell sont la perméabilité magnétique μ, la permittivité ε_{em} ainsi que la conductivité électrique σ_{em}. La perméabilité magnétique et la permittivité sont

normalement présentées sous une forme relative par rapport à la valeur des propriétés pour le vide. Ainsi, on définit deux valeurs relatives de la façon suivante :

$$\mu_{rel} = \frac{\mu}{\mu_0} \quad \text{où } \mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7} \text{ N/A}^2 \tag{3.66}$$

$$\varepsilon_{rel} = \frac{\varepsilon_{em}}{\varepsilon_0} \quad \text{où } \varepsilon_0 = 8.854 \cdot 10^{-12} \text{ C}^2/\left(\text{Nm}^2\right) \tag{3.67}$$

Les propriétés électromagnétiques de l'acier 304L, du cuivre pur et de l'air sont présentées au tableau 3.1. On considère que le cuivre de la bobine ne subit aucun changement de température durant le chauffage. Cette hypothèse est valable, puisque la bobine est refroidie par la circulation d'eau déminéralisée au centre de sa section.

Tableau 3.1 : Propriétés électromagnétiques des milieux

Propriétés	***Acier 304L***	***Cuivre (20 °C)***	***Air***
σ_{em} ($\Omega^{-1}\text{m}^{-1}$)	$\sigma_{em}(T)$	$58{,}8 \cdot 10^6$	0
μ_{rel}	1	1	1
ε_{rel}	1	1	1

La valeur de la conductivité électrique de l'acier ne figure pas dans le tableau à cause de sa variation selon la température. Les données recueillies dans le recueil de Peckner et Berstein (1977) sont illustrées à la figure 3.5 et donnent la variation de la résistivité de l'acier 304 en fonction de sa température. La conductivité électrique peut ensuite être calculée à partir de la relation suivante liant les deux propriétés :

$$\sigma_{em} = \frac{1}{\rho} \tag{3.68}$$

Les équations de transfert de chaleur sont solutionnées uniquement pour le matériau de l'éprouvette. Les propriétés nécessaires à la résolution de ces équations sont la masse volumique ρ_v, la chaleur spécifique c_p, la conductivité thermique k et l'émissivité ε.

Lors du chauffage par induction, l'acier subit une variation de température qui influence de façon importante sa chaleur spécifique, sa conductivité thermique et son émissivité. La variation de ces propriétés doit donc être considérée lors des calculs numériques. Cependant, la masse volumique de l'acier peut être supposée constante pendant le chauffage. Celle-ci est donc fixée à sa valeur à la température de la pièce, soit 8 000 kg/m^3 (Peckner et Bernstein, 1977)

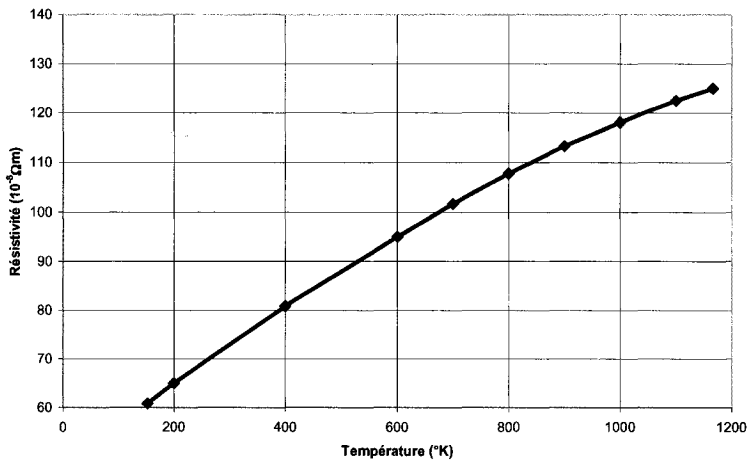


Figure 3.5 : Résistivité de l'acier 304 (Peckner et Bernstein, 1977)

Plusieurs courbes expérimentales différentes sont disponibles dans la littérature pour représenter la relation entre la chaleur spécifique c_p et la température d'aciers de composition similaire au 304L (figure 3.6). La comparaison entre la composition de l'acier 304L donnée au tableau 2.2 et les compositions associées aux différentes courbes de la figure permet d'identifier les courbes les plus susceptibles de traduire le comportement de l'acier 304L des éprouvettes. Cette comparaison est basée principalement sur les éléments les plus importants en terme de poids, soit le Cr, le Ni et le Mn. La courbe pointillée est celle introduite dans le programme Electromagnetiquethermique.f.

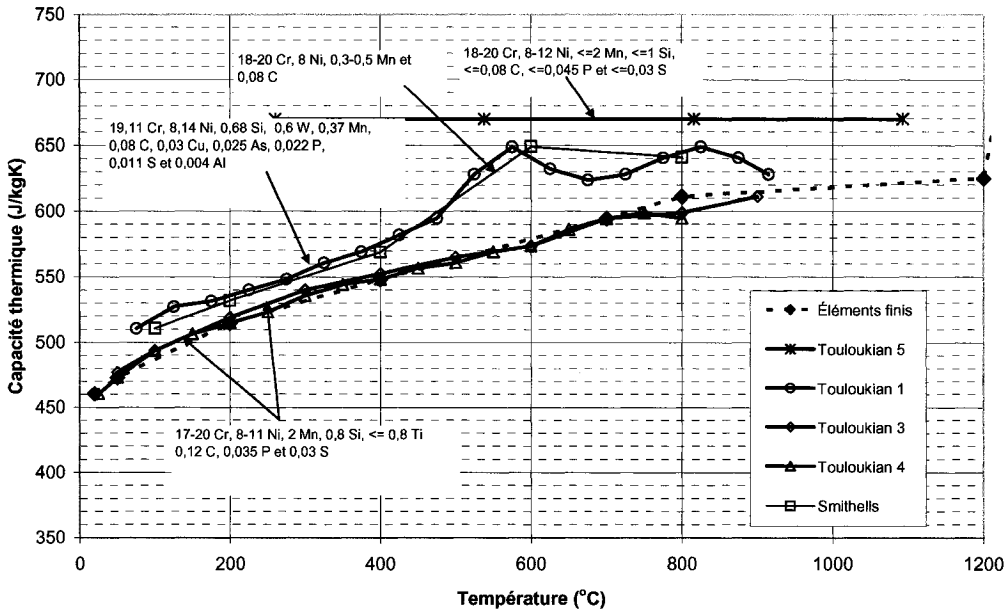


Figure 3.6 : Variation de la chaleur spécifique d'aciers de composition similaire au 304L en fonction de la température (Touloukian et Buyco, 1970 et Gale et Totemeter, 2004)

Les variations de la conductivité thermique k de l'acier 304L ainsi que de son émissivité ε sont tracées aux figures 3.7 et 3.8 en fonction de la température. Les données proviennent de la littérature dans le cas de la conductivité thermique, tandis que des mesures de l'émissivité ont été effectuées au laboratoire. Il est à noter que les mesures d'émissivité ont été effectuées sur des échantillons oxydés par un séjour à haute température. Puisque des données de conductivité thermique n'étaient pas disponibles pour des températures supérieures à 740 °C, il a été supposé que celle-ci était constante pour de plus grandes valeurs de température. Comme la température maximale atteinte lors du chauffage est de 800 °C, l'erreur introduite dans les résultats de simulation par cette hypothèse sera peu importante.

Les propriétés mécaniques importantes pour les calculs en élasto-plasticité sont le coefficient de Poisson v ainsi que la courbe de traction du matériau en fonction de la température. De plus, comme le chargement provient de forces thermomécaniques, la

connaissance de la variation du coefficient de dilatation thermique en fonction de la température est nécessaire.

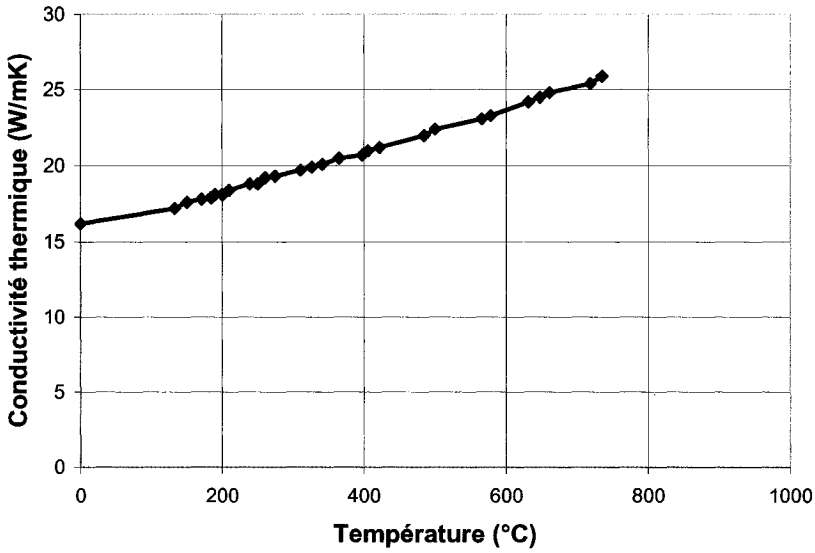


Figure 3.7 : Variation de la conductivité thermique de l'acier 304L en fonction de la température (Touloukian, Powell, Ho et Klemens, 1970)

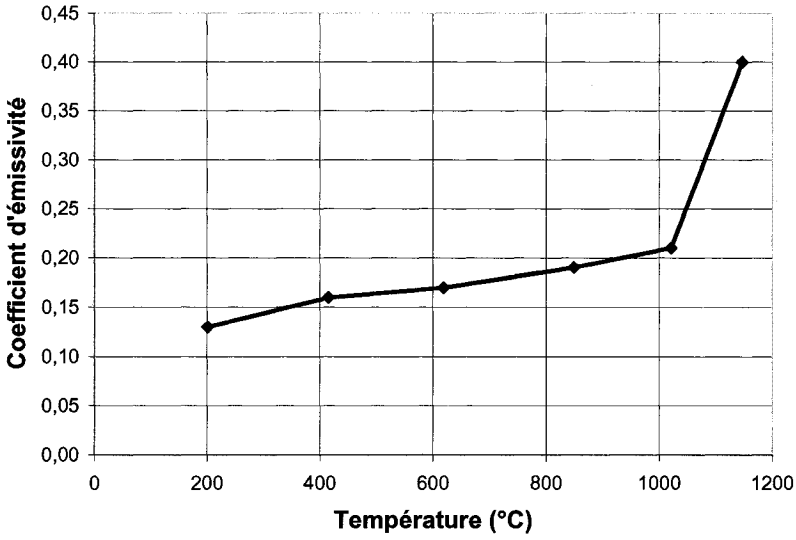


Figure 3.8 : Variation de l'émissivité de l'acier 304L en fonction de la température

Les propriétés élasto-plastiques de l'acier austénitique 304L ont été obtenues en laboratoire. Elles sont présentées aux figures 3.9 et 3.10 pour différentes températures, soit 20, 200, 600, 800 et 1000 °C.

Le module de Young E de l'acier 304L peut être déterminé à partir des courbes de la figure 3.10 (voir figure 2.22) pour toute température comprise entre 20 et 1000 °C par interpolation linéaire. Pour des températures supérieures ou inférieures, la valeur utilisée dans les calculs est celle correspondant à 1000 ou 20 °C respectivement. La valeur du coefficient de Poisson v, est considérée égale à 0,3.

Le comportement élasto-plastique, décrit par le paramètre A de l'équation (3.33), est obtenu à partir du coefficient de consolidation K du matériau. Ce dernier correspond à la pente des courbes de traction où la contrainte est tracée en fonction de la déformation plastique. Le paramètre A est donc obtenu par une légère transformation des courbes des figures 3.9 et 3.10. Ici encore, une interpolation linéaire permet d'estimer la valeur du paramètre pour différentes températures.

La dernière propriété mécanique importante est le coefficient de dilatation thermique α. La figure 3.11 présente différentes courbes obtenues de la littérature. La courbe de Touloukian et Buyco (1975) est celle utilisée dans les calculs numériques (courbe de Touloukian à la figure 3.11). Ce choix est justifié principalement par le nombre de points expérimentaux disponibles et par la gamme de température considérée.

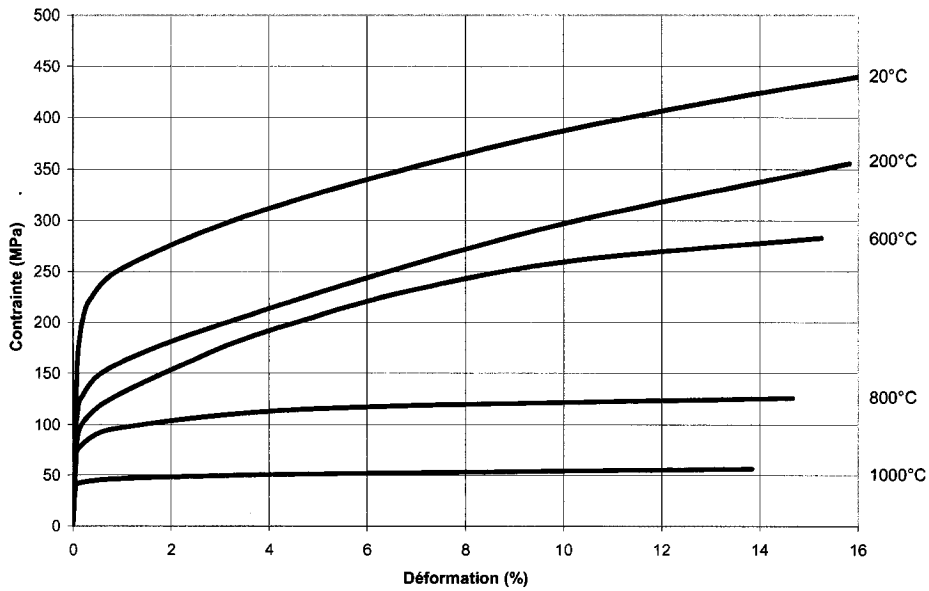


Figure 3.9 : Courbes de traction de l'acier 304L pour une déformation inférieure à 16%

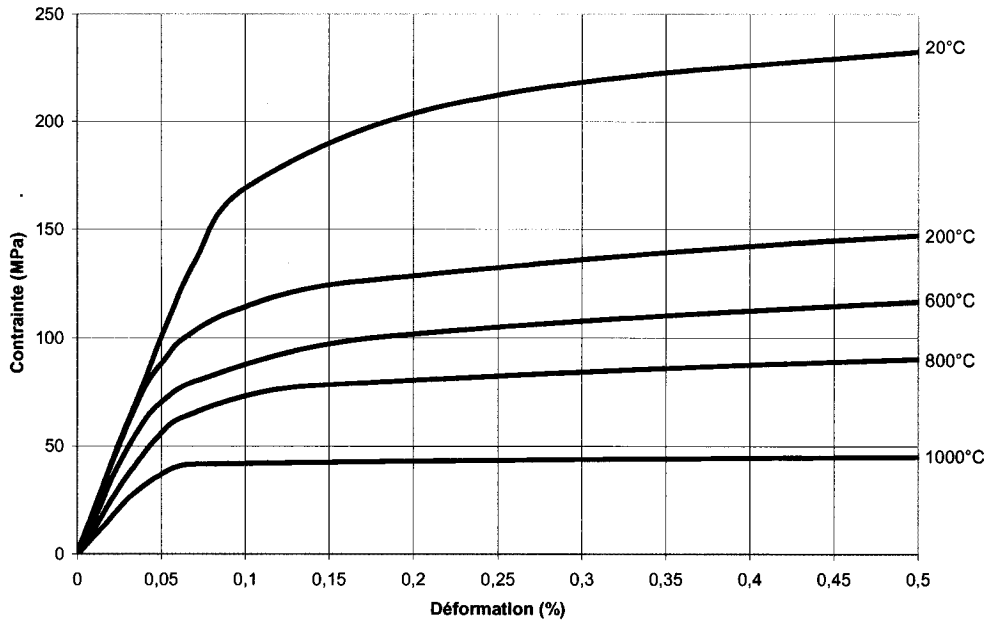


Figure 3.10 : Courbes de traction de l'acier 304L pour une déformation inférieure à 0,5%

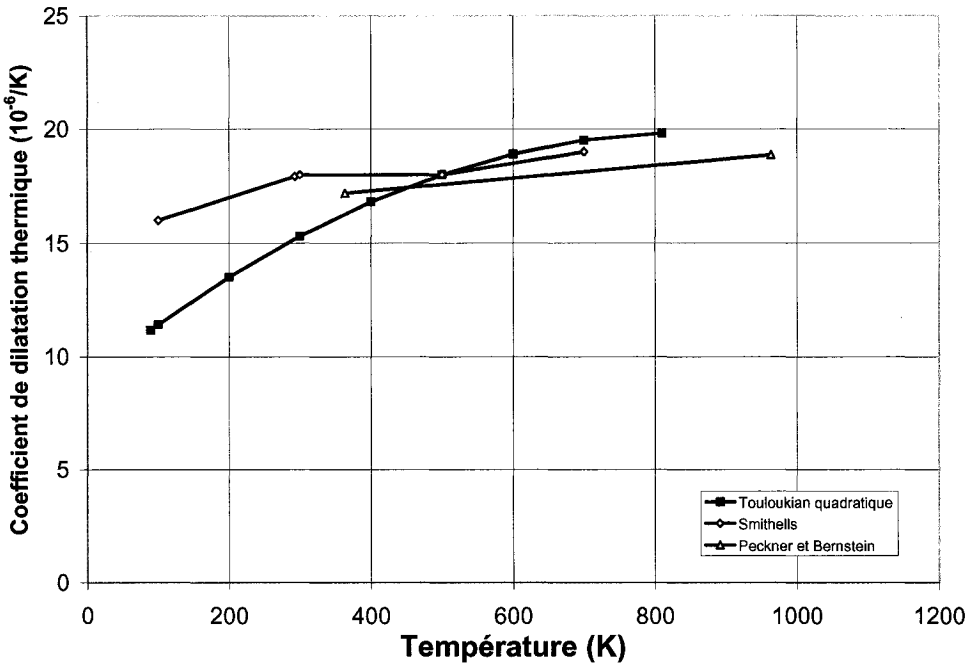


Figure 3.11 : Variation du coefficient de dilatation thermique d'aciers de composition similaire au 304L en fonction de la température (Peckner et Bernstein, 1977; Gale et Totemeter, 2004 et Touloukian et Buyco, 1975)

3.3.3 Paramètres du procédé de chauffage par induction

En plus des propriétés des matériaux, la simulation du chauffage par induction nécessite la connaissance de divers paramètres caractérisant la source de courant et les échanges de chaleur convectifs et radiatifs sur la frontière de l'éprouvette. Ces paramètres correspondent en fait aux conditions aux frontières devant être imposées lors de la modélisation par éléments finis.

La source de courant utilisée pour le chauffage par induction possède une fréquence de 360 kHz. Il est donc impossible de mesurer de façon précise l'intensité du courant circulant dans la bobine inductrice à cause de l'influence des appareils de mesure sur la variable à mesurer. Une alternative proposée par le fabricant de la

machine, *Norax Canada Inc.*, est de mesurer la différence de potentiel entre deux points précis du circuit électrique et de convertir cette mesure en intensité de courant circulant dans la bobine à l'aide de l'équation suivante inhérente au design :

$$I = 0{,}560V \tag{3.69}$$

La figure 3.12 illustre les résultats obtenus en laboratoire pour une durée d'acquisition de 1,8 seconde. On remarque que le chauffage est divisé en trois phases différentes, soit un chauffage à faible amplitude d'une durée de 0,299 seconde, un régime transitoire d'approximativement 0,166 seconde et d'un régime permanent.

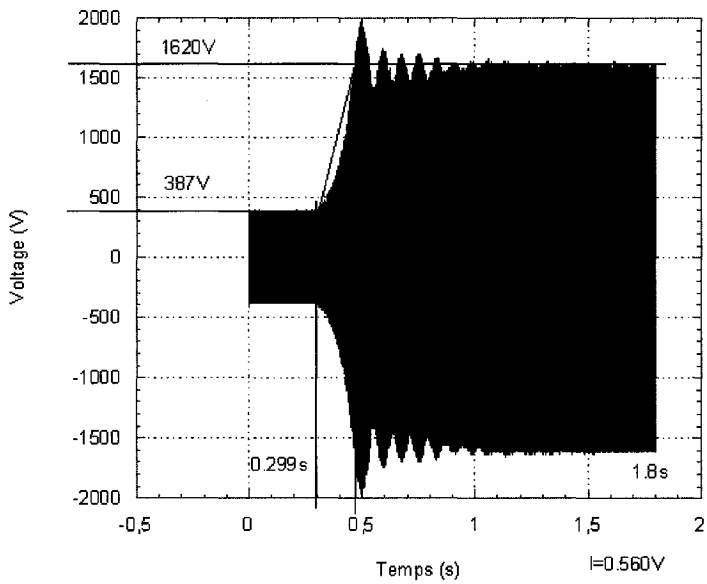


Figure 3.12 : Différence de potentiel entre les deux points du circuit lors du chauffage par induction de l'éprouvette d'acier 304L (durée de 1,8 seconde)

Bien que la valeur du courant I circulant dans la bobine soit connue, la modélisation numérique exige la connaissance de la distribution du courant dans la section de la bobine. En effet, la source électromagnétique à imposer au modèle est la densité de courant $J_{s\theta}$ dans la bobine.

Comme cette densité de courant est inconnue, il est nécessaire d'ajuster le paramètre $J_{s\theta}$ utilisé pour la simulation à l'aide d'une autre donnée expérimentale. La courbe donnant la variation de température en surface de l'éprouvette au niveau de la section centrale en fonction du temps a donc été utilisée pour ajuster ce paramètre. Deux valeurs de densité de courant doivent être définies, une pour le régime préliminaire et une pour le régime permanent. Toutefois, le rapport de 4,19 observé à la figure 3.12 entre l'intensité des deux régimes est conservé. Il n'y a donc qu'une seule inconnue à déterminer. La méthode utilisée pour déterminer ces valeurs de densité de courant est présentée en détail dans la section traitant des résultats de simulation (voir section 3.4).

Les résultats de modélisation ont montré qu'il n'était pas nécessaire de modéliser le régime transitoire à l'aide d'une rampe comme indiqué sur le graphique de la figure 3.12. Une division de la durée de chauffage en deux portions au lieu de trois a permis de réduire considérablement les temps de calcul. Le temps correspondant au changement de valeur de $J_{s\theta}$ a été supposé égal à 0,382 seconde, ce qui correspond à la moitié de la durée du régime transitoire.

Les échanges de chaleur agissant en surface de l'éprouvette sont composés de convection forcée (canal de refroidissement) ainsi que de convection naturelle et de radiation (surface extérieure). Les coefficients de transfert de chaleur moyens h ainsi que l'émissivité ε doivent donc être déterminés de manière à imposer les bonnes conditions aux frontières lors de la simulation thermique.

Les caractéristiques de l'écoulement du fluide caloporteur dans le canal de l'éprouvette sont indiquées au tableau 3.2. Le fluide utilisé est l'eau de l'aqueduc. Celui-ci entre dans le système à une température de 11 °C et en sort au maximum à 25 °C. Le débit d'eau Q circulant dans le canal de diamètre D de 2,39 mm est de 44 ml/s.

Les propriétés importantes de l'eau sont présentées à l'annexe I. On y trouve sa masse volumique ρ_v, sa viscosité dynamique μ, sa chaleur spécifique c_p et sa conductivité thermique k en fonction de la température.

Tableau 3.2 : Caractéristiques de l'écoulement de l'eau dans le canal de refroidissement

Caractéristiques de l'écoulement de l'eau				
Fluide	Température initiale du fluide	Température finale du fluide	Débit	Diamètre du canal
eau	11 °C	< 25 °C	44 ml/s	2,39 mm

Le phénomène de transfert de chaleur dépend fortement du type d'écoulement ayant lieu. Ainsi, il doit être déterminé si l'écoulement interne est laminaire, turbulent ou dans le régime transitoire. Le nombre de Reynolds Re_D décrivant l'écoulement de l'eau dans le canal de longueur caractéristique D est calculé à l'aide de l'équation suivante (Incropera et DeWitt, 2002) :

$$Re_D = \frac{\rho_v u_m D}{\mu} = \frac{4\rho_v Q}{\pi D \mu} \tag{3.70}$$

Dans cette équation, u_m représente la vitesse moyenne du fluide. Les résultats obtenus en introduisant les valeurs numériques dans l'équation (3.70) montre que l'écoulement sera turbulent peu importe l'élévation de température subie par l'eau. En effet, la valeur calculée de Re_D est supérieure à celle marquant le début du régime turbulent (Re_D = 10 000) pour toute température moyenne de fluide supérieure à 11 °C.

Lorsqu'un état thermique complètement développé est observé (ceci nécessite que la température de la surface du canal ou son flux de chaleur soit uniforme), certaines relations empiriques peuvent être développées afin de relier la valeur du nombre sans dimension de Nusselt Nu_D, de longueur caractéristique D, aux conditions d'écoulement interne (le nombre de Reynolds Re_D et/ou le nombre de Prandtl Pr et/ou le coefficient de friction f et/ou la viscosité du fluide μ).

$$Nu_D = \frac{hD}{k} = g\left(Re, Pr, f, \mu\right) \tag{3.71}$$

$$Pr = \frac{\mu c_p}{k} \tag{3.72}$$

Bien qu'un état thermique complètement développé ne soit pas atteint dans le canal de refroidissement lors du chauffage, les équations dérivées de ces cas particuliers permettent d'obtenir une bonne approximation de la valeur du coefficient de transfert de chaleur agissant dans le canal interne de l'éprouvette.

La figure 3.13 présente un abaque permettant d'estimer la valeur du coefficient de transfert de chaleur moyen agissant sur la paroi du canal. L'utilisation de trois formulations différentes pour g (équations 3.73 à 3.75) dans l'équation (3.71) a permis de tracer les différentes courbes le composant. Chacune de ces trois équations permet de calculer le nombre de Nusselt Nu_D en fonction de la température moyenne du fluide. Ensuite, cette valeur de Nu_D est appliquée dans l'équation (3.71) pour déterminer la valeur du coefficient de transfert de chaleur h correspondant.

La courbe pointillée obtenue à l'aide de l'équation de Dittus-Boelter a été développée pour de faibles écarts de température (Incropera et DeWitt, 2002) :

$$Nu_D = 0,023 Re_D^{4/5} Pr^{0,3} \tag{3.73}$$

Dans cette équation, toutes les propriétés sont évaluées à la température moyenne du fluide T_{fl}.

Dans le cas du chauffage par induction, l'écart de température entre le fluide et la surface du canal atteint une valeur d'environ 200 °C et l'équation (3.73) n'est plus valide. Sieder et Tate (Incropera et DeWitt, 2002) ont introduit le rapport entre la viscosité μ du fluide évaluée à sa température moyenne et la viscosité μ_s du fluide évaluée à la température T_s de la surface pour tenir compte de cet effet. Ils ont proposé la relation suivante :

$$Nu_D = 0,027 Re_D^{4/5} Pr^{1/3} \left(\frac{\mu}{\mu_s (T_s)} \right)^{0,14} \tag{3.74}$$

Les courbes obtenues pour différentes températures en surface T_s sont tracées à la figure 3.13. On remarque que l'écart de température a tendance à augmenter le coefficient de transfert de chaleur par rapport à la courbe de Dittus-Boelter.

Une troisième équation permet d'évaluer l'effet de la rugosité du canal sur le coefficient h. Cette équation a été proposée par Petukhov (Incropera et DeWitt, 2002) et elle utilise le coefficient de friction f qui est exprimé à partir de la rugosité e :

$$Nu_D = \frac{(f/8) Re_D Pr}{1,07 + 12,7 (f/8)^{1/2} \left(Pr^{2/3} - 1 \right)} \tag{3.75}$$

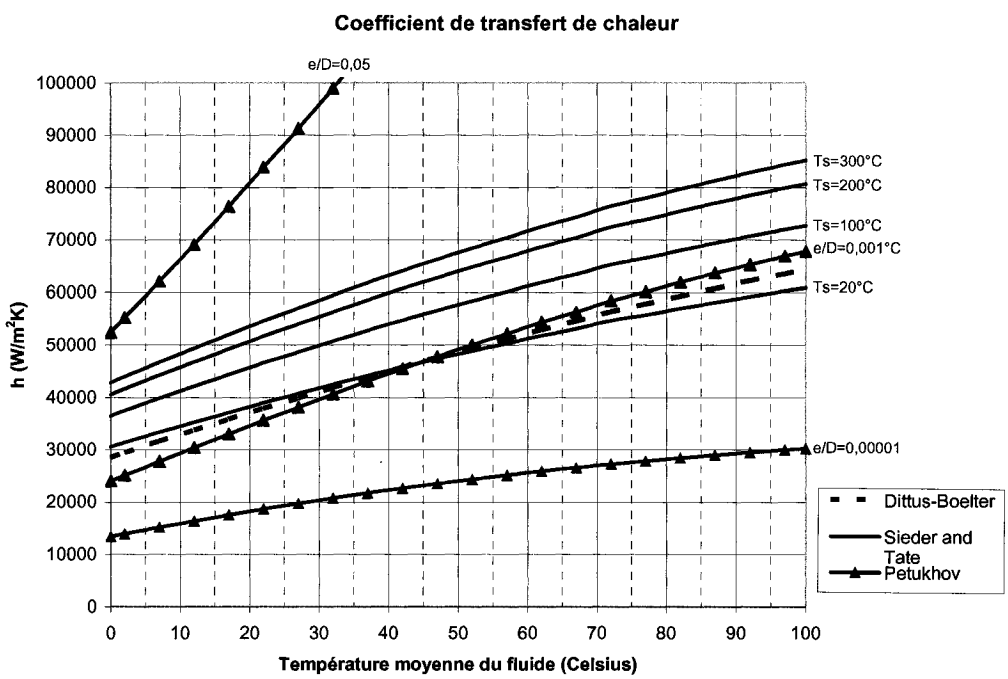


Figure 3.13 : Variation du coefficient de transfert de chaleur en fonction de la température moyenne du fluide de refroidissement obtenue à l'aide des modèles de Dittus-Boelter, Sieder and Tate et Petukhov

La figure 3.13 montre qu'une forte rugosité e aura tendance à augmenter le coefficient de transfert de chaleur. Les courbes présentées représentent une condition normale (e/D = 0,001) et deux conditions extrêmes, soit lisse (e/D = 0,00001) et très rugueux (e/D = 0,05).

Dans le cas de notre application, on fait l'hypothèse que l'écart de température aura un effet plus important que l'état de surface sur le calcul du coefficient de transfert de chaleur. La relation de Sieder et Tate sera donc appliquée afin d'estimer la valeur devant être utilisée lors de la modélisation numérique. Une méthode itérative devra toutefois être utilisée afin de déterminer la valeur de h. En effet, le calcul du coefficient de transfert de chaleur h utilisant l'équation (3.74) requiert la connaissance de la température moyenne en surface du canal T_s pendant le chauffage. Comme celle-ci est inconnue, une première itération doit être faite en supposant que la température du canal ne change pas pendant le chauffage (T_s = 11 °C), ce qui correspond à une valeur de h de 35 kW/m^2·°K. Les résultats obtenus permettent alors de calculer T_s de façon plus précise et une deuxième itération est possible. Le processus se poursuit jusqu'à convergence. Les résultats obtenus par cette procédure itérative seront présentés dans la section portant sur les résultats de simulation (section 3.4).

Le transfert de chaleur à la surface extérieure de l'éprouvette s'effectue par convection naturelle et radiation. Le transfert par radiation est principalement influencé par l'état de surface de l'éprouvette, tandis que la convection naturelle est sensible aux caractéristiques géométriques de l'éprouvette et aux propriétés de l'argon constituant l'atmosphère ambiante.

Celles-ci sont présentées au tableau 3.3. Comme la section de l'éprouvette est variable, on utilisera dans les calculs un diamètre moyen entre la valeur maximale de 19,05 mm et la valeur minimale de 9,525 mm. La longueur de l'éprouvette est 127 mm. L'atmosphère est composé d'argon à une température de 20 °C. L'annexe J donne la

variation de la densité, de la viscosité, de la chaleur spécifique et de la conductivité thermique de l'argon en fonction de la température.

Tableau 3.3 : Caractéristiques géométriques de l'éprouvette et propriétés de l'argon pour le calcul du transfert de chaleur par convection naturelle

Caractéristiques du transfert de chaleur par convection naturelle en surface des éprouvettes				
Fluide	Température du fluide	Hauteur L de l'éprouvette	Diamètre minimal de l'éprouvette	Diamètre maximal de l'éprouvette
argon	20 °C	127 mm	9,525 mm	19,05 mm

Le phénomène de convection naturelle est principalement décrit par le nombre de Grashof Gr_L, de longueur caractéristique L, qui est l'équivalent du nombre de Reynolds dans le cas de la convection forcée. Le nombre de Grashof représente le rapport des forces convectives sur les forces visqueuses agissant sur le fluide. Ce nombre est obtenu à l'aide de l'équation suivante :

$$Gr_L = \frac{g\rho_v^{\,2}(T_s - T_\infty)L^3}{\mu^2 T_s} \tag{3.76}$$

Dans cette équation, g représente l'accélération gravitationnelle locale, T_s et T_∞ sont les températures de la surface et du fluide ambiant et L est une longueur caractéristique. Dans le cas de la convection naturelle sur une surface verticale, la longueur L correspond à la hauteur de la surface. Pour le cas d'un cylindre de hauteur L et de diamètre D, les équations développées pour une surface verticale sont applicables si l'équation suivante est respectée (Incropera et DeWitt, 2002) :

$$\frac{D}{L} \geq \frac{35}{Gr_L^{1/4}} \tag{3.77}$$

Comme le diamètre moyen de l'éprouvette (14,29 mm) est petit comparativement à sa hauteur L (127 mm), l'utilisation des développements applicables aux surfaces

verticales est discutable. Toutefois, comme la simulation du chauffage par induction ne nécessite pas une très grande précision au niveau de la détermination du coefficient de transfert de chaleur en surface, les équations applicables aux surfaces verticales seront utilisées comme approximation malgré la transgression de l'équation (3.77).

Une équation empirique est proposée pour relier le nombre de Nusselt Nu_L au nombre de Rayleigh Ra_L, de longueur caractéristique L, sous la forme suivante (Incropera et DeWitt, 2002) :

$$\bar{N}u_L = \frac{\bar{h}L}{k} = CRa_L^{\,n} \tag{3.78}$$

où C et n sont des coefficients qui dépendent du nombre de Rayleigh. La valeur de ce dernier est obtenu en multipliant le nombre de Grashof par le nombre de Prandtl :

$$Ra_L = Gr_L Pr \tag{3.79}$$

Le tableau 3.4 donne les valeurs de C et n en fonction du nombre Ra.

Tableau 3.4 : Détermination des coefficients *C* et *n* pour le calcul du nombre de Nusselt

Ra	***C***	***n***
$Ra < 10^4$	Détermination graphique de *Nu*	
$10^4 \leq Ra < 10^9$	0.59	1/4
$10^9 \leq Ra$	0.10	1/3

L'application des équations 3.76, 3.78 et 3.79 au cas de la convection naturelle en surface des éprouvettes baignant dans l'argon est illustrée à la figure 3.14 qui donne la valeur du coefficient de transfert de chaleur moyen en fonction de la température en surface de l'éprouvette. Comme la température en surface de l'éprouvette atteint une valeur d'environ 800 °C pendant le chauffage, le coefficient moyen sera d'une valeur d'environ 6 $W/m^2 \cdot °K$ pendant la majorité du procédé (on suppose que la valeur du coefficient h est stable au delà de 200 °C). Cette dernière valeur sera donc utilisée lors de la modélisation par éléments finis.

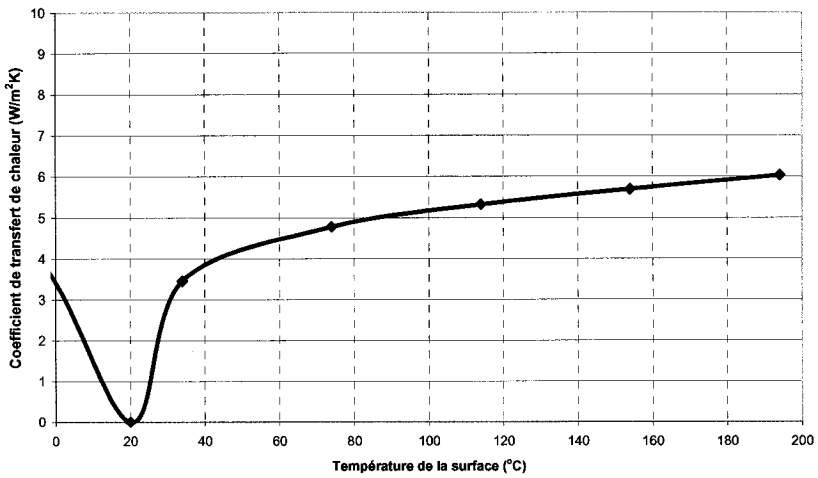


Figure 3.14 : Variation du coefficient de transfert de chaleur en surface des éprouvettes en fonction de la température de la surface

À ce coefficient de convection, un autre coefficient doit être ajouté afin d'introduire l'effet de la radiation. Ce coefficient h_{rad} est obtenu en divisant le flux de chaleur causé par la radiation par l'écart de température entre la surface et le fluide ambiant de la façon suivante :

$$h_{rad} = \sigma\varepsilon \frac{\left(T_s^4 - T_\infty^4\right)}{\left(T_s - T_\infty\right)} \tag{3.80}$$

La linéarisation de cette équation est obtenue en utilisant la valeur des paramètres au temps t pour calculer le coefficient h_{rad} nécessaire au calcul du champ de température au temps $t + \Delta t$.

La constante de proportionnalité σ est la constante de Stephan-Boltzmann. Bien que la courbe de la figure 3.8 présentée à la section précédente soit disponible pour évaluer l'émissivité du matériau, seule la valeur initiale de 0,13 est utilisée dans le cas de la simulation du chauffage par induction des éprouvettes. En effet, les résultats présentés à la figure 3.8 correspondent à la variation de l'émissivité causée par l'oxydation de la surface lors du séjour en haute température. Comme les éprouvettes sont chauffées en atmosphère inerte d'argon, cette oxydation est évitée lors du chauffage et l'émissivité de

l'acier est constante. Lors de la simulation par éléments finis, il est donc supposé que l'émissivité de l'acier des éprouvettes demeure à 0,13 pendant la durée complète du procédé.

3.4 Résultats et analyse

La simulation du procédé de chauffage par induction a été effectuée à l'aide des deux programmes de calcul développés à partir de la formulation matricielle des systèmes d'équations électromagnétique, thermique et mécanique présentée à la section 3.2 (Electromagnetiquethermique.f et Mep.f). Cette simulation a permis de calculer la distribution du champ électrique, de la température et des contraintes pendant le procédé. Cette section en présente les résultats importants.

Le programme Electromagnetiquethermique.f a été obtenu en fusionnant deux logiciels distincts, soit Electromagnetique.f et Thermique.f. Thermique.f avait été préalablement développé par Lanteigne et al (2002) et il a seulement été nécessaire d'ajouter les sous-fonctions permettant d'introduire comme source de chaleur le chauffage par induction. Le second programme, Electromagnetique.f, a été développé en langage Fortran à partir de Thermique.f. La similitude entre les équations électromagnétiques et thermiques en a facilité le développement. Finalement, une adaptation des programmes au cas axisymétrique a été développée afin de réduire les temps de calcul.

Le programme Mep.f a, quant à lui, été développé à partir d'un programme de calcul mécanique élasto-plastique existant pour les problèmes 2-D et 3-D (Lanteigne, 2004 et Bouffard et al, 2006). Il a donc été nécessaire de l'adapter à la formulation matricielle axisymétrique présentée plus tôt dans ce chapitre.

3.4.1 Modélisation électromagnétique-thermique

Les figures 3.15 et 3.16 montrent un des deux maillages utilisés lors de l'étude de convergence de la simulation électromagnétique-thermique. Ce dernier se compose de

trois milieux, soit l'air, l'acier de l'éprouvette et le cuivre de la bobine. Comme le champ électrique et, par conséquent, la puissance sont concentrés dans une mince couche de matériau en surface de l'éprouvette pendant le chauffage, cette région est raffinée davantage.

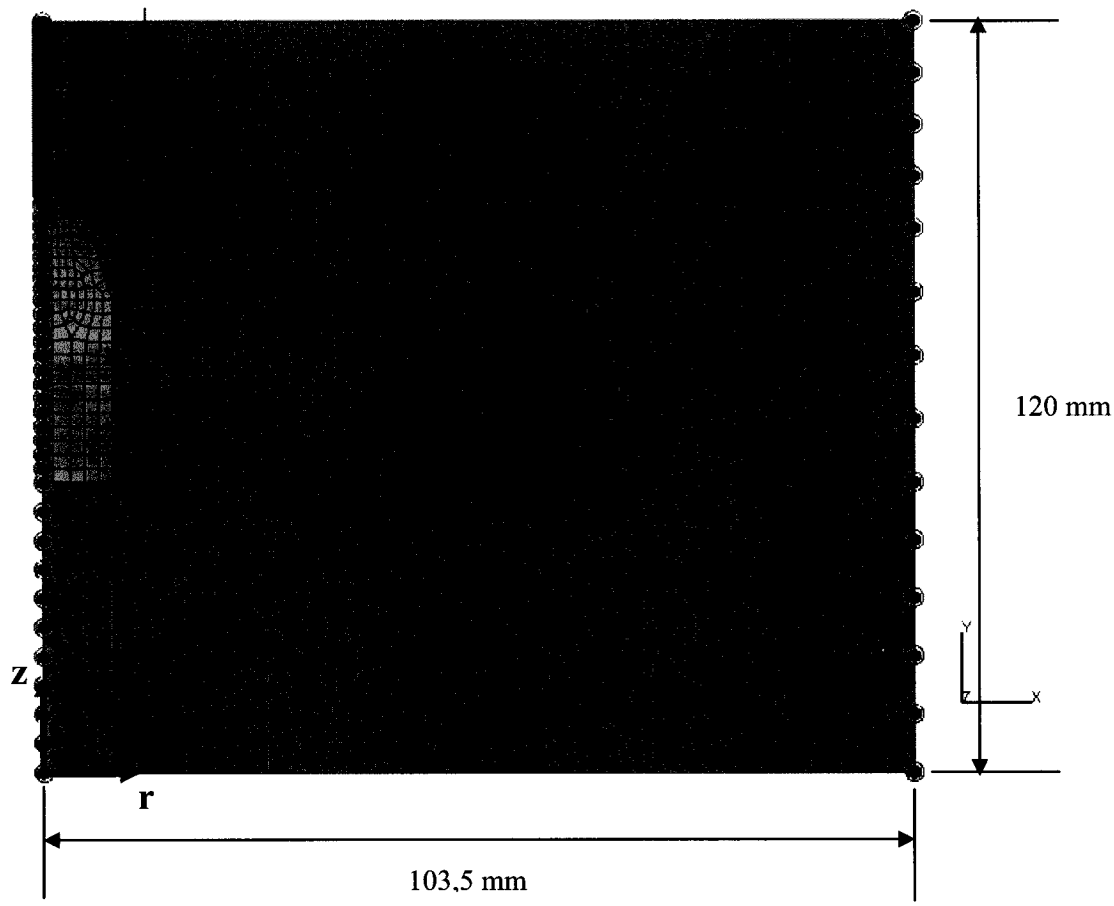


Figure 3.15 : Maillage EMAG060524 utilisé pour la simulation électromagnétique-thermique

La figure 3.17 présente le grossissement de la zone nommée « zoom #1 » à la figure 3.16 pour les deux maillages (EMAG060524 et EMAG060410) utilisés dans l'étude de convergence du problème électromagnétique-thermique. Leurs caractéristiques respectives sont inscrites au tableau 3.5. Les maillages utilisés pour le problème thermique (THERM060524 et THERM060410) ont été obtenus en éliminant l'air et le cuivre des modèles électromagnétiques et en conservant la maille de

l'éprouvette inchangée. Les statistiques de ces deux nouveaux maillages sont également indiquées au tableau 3.5. On remarque que le maillage EMAG060410 est beaucoup plus raffiné que le maillage EMAG060524 puisque ce dernier possède une densité nodale 14 fois inférieure en surface. Néanmoins, l'étude de convergence électromagnétique-thermique a démontré que les deux modèles menaient aux mêmes résultats. Les modèles EMAG060524 et THERM060524 ont donc été utilisés pour obtenir les résultats finaux. L'incrément de temps a été fixé à 0,0001 seconde afin de permettre une étude de convergence à ce niveau lors du calcul des contraintes résiduelles.

Les conditions aux frontières à imposer au modèle électromagnétique se composent de conditions de champ électrique ainsi que de son gradient. Une quantité suffisante d'air doit toutefois être modélisée afin d'éviter des phénomènes de réflexion. La figure 3.15 montre les conditions imposées dans le présent cas. Des conditions de champ électrique nul sont imposées le long de l'axe de l'éprouvette (r=0) ainsi qu'à la frontière opposée (r=103,5 mm). En plus, des conditions de gradient nul sont appliquées à z=0. Finalement, la condition de symétrie au centre de l'éprouvette dans la direction axiale permet d'imposer un gradient nul à z=120 mm.

La densité de courant circulant dans la bobine doit également être imposée au modèle électromagnétique. Comme il est impossible de déterminer expérimentalement la valeur de la densité de courant $J_{s\theta}$ circulant dans la section de la bobine, cette dernière est déterminée d'une manière itérative. Cette méthode consiste à rechercher pour quelle densité de courant la température maximale obtenue au centre de l'éprouvette atteint la valeur mesurée expérimentalement de 800 °C.

Après trois itérations, une amplitude de densité de $9{,}02 \times 10^{10}$ A/m^2 est obtenue pour le régime permanent, ce qui correspond à une valeur de $2{,}15 \times 10^{10}$ A/m^2 pendant le régime préliminaire (voir section 3.3.3). Bien que ces deux valeurs soient beaucoup plus élevées que celle obtenue en divisant le courant I circulant dans la bobine par la section du fil de cuivre ($9{,}60 \times 10^7$ A/m^2), ce résultat n'est pas invalide. En effet, cette différence

d'ordre de grandeur est causée par l'effet pelliculaire du courant circulant dans la bobine lié au phénomène électromagnétique à haute fréquence. La valeur utilisée pour la densité de courant correspondrait donc à sa valeur ponctuelle en surface du fil pendant le chauffage. Puisqu'il est impossible de mesurer cette quantité et que l'utilisation d'un programme de calcul particulier est nécessaire pour la calculer, une autre méthode doit être utilisée pour la valider.

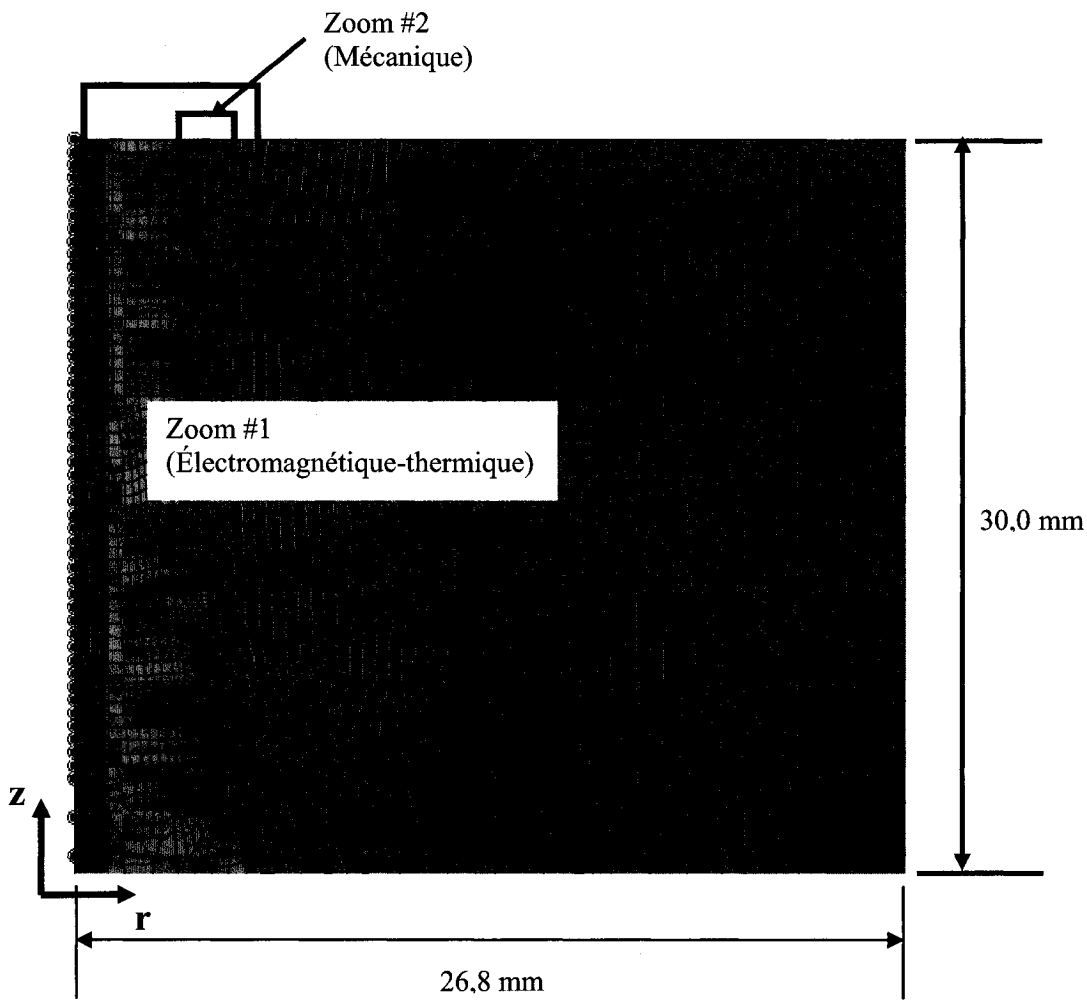


Figure 3.16 : Agrandissement du maillage EMAG060524 utilisé pour la simulation électromagnétique-thermique

Cette méthode consiste à calculer la puissance de chauffage lors de la simulation électromagnétique-thermique. Une valeur de 6,6 kW est obtenue pendant le régime

permanent de la simulation. Cette puissance s'avère être inférieure à celle permise par la machine de chauffage par induction qui est de 30 kW. Cependant, il faut mentionner que la valeur de 6,6 kW obtenue doit être comparée à la valeur moyenne de la puissance fournie par la machine et que cette donnée n'est pas disponible. Afin de surmonter ce manque de données expérimentales, un calcul approximatif peut être fait pour vérifier la validité de cette puissance.

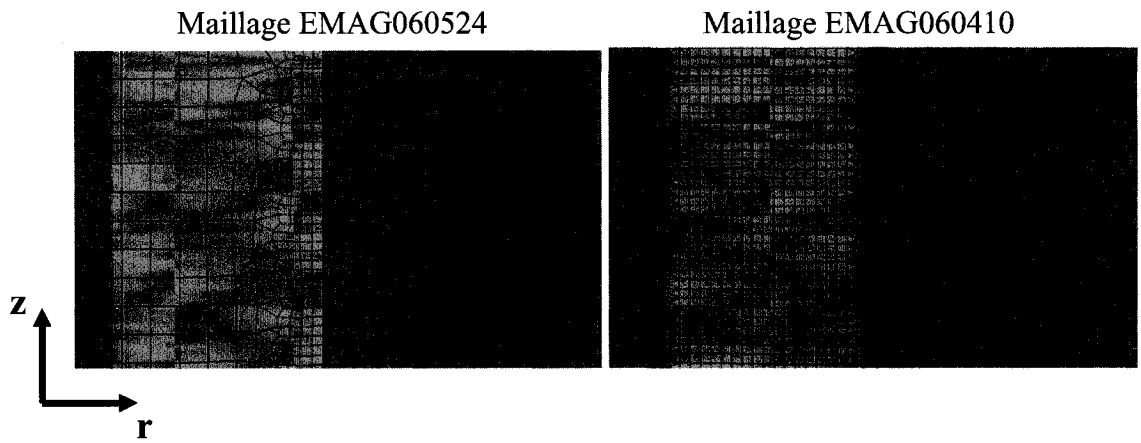


Figure 3.17 : Densité de noeuds en surface pour les différents maillages utilisés pour la simulation électromagnétique-thermique (zoom #1 de la figure 3.16)

Tableau 3.5 : Maillages utilisés lors de l'étude de convergence électromagnétique-thermique

Maillage	*Nombre de noeuds*	*Densité nodale en surface (nœuds/mm²)*	*Nombre d'éléments*
EMAG060524	5453	41,16	5389
THERM060524	1361	41,16	15 658
EMAG060410	14163	582,44	14163
THERM060410	7206	582,44	7453

En supposant que l'éprouvette est chauffée uniformément dans sa section réduite, on peut calculer l'élévation de température ΔT que subira son volume V chauffé à une puissance P de 6,6 kW pendant une durée t à l'aide de l'équation suivante :

$$Pt = \rho_v c_p V \Delta T \tag{3.81}$$

En utilisant une durée de 1,0 seconde équivalente à celle du régime permanent de la simulation, un volume de 2204 mm^3 correspondant à celui de l'éprouvette contenu par les quatre spires de la bobine et en utilisant une valeur moyenne de 550 J/kg·K pour la chaleur spécifique, on obtient une élévation de 680 °C. Cette valeur est près de la valeur réelle mesurée de 800 °C. De plus, comme la densité de chauffage est en réalité concentrée dans une mince couche de matériau, il est évident que l'élévation de température calculée à partir de l'hypothèse d'uniformité sous-estime la valeur réelle. Néanmoins, cette approximation confirme que la valeur de 6,6 kW calculée est réaliste. Il serait toutefois nécessaire d'ajouter un compteur d'énergie au montage expérimental dans le futur afin de fournir une mesure facile à relier aux paramètres de design du chauffage par induction.

Les paramètres à imposer au modèle thermique sont la température initiale de l'éprouvette de 11 °C, les conditions de convection naturelle (h=6 W/m^2K) et de radiation (ε=0,13) en surface extérieure ainsi que la condition de convection forcée sur la paroi du canal. De plus, des conditions de gradient nul dans la direction *z* à z=120 mm permettent d'imposer la symétrie axiale. Comme il a été mentionné à la section 3.3.3, une méthode itérative est nécessaire pour déterminer la valeur du coefficient de transfert de chaleur agissant en surface du canal à cause de sa variation en fonction de la température de la surface (voir équation (3.74)). L'utilisation de l'abaque 3.13 a permis de déterminer qu'une température moyenne de 100 °C de la paroi menait à une valeur de 40 $kW/m^2 \cdot K$ pour le coefficient de transfert de chaleur et que l'utilisation de cette valeur pendant la simulation permettait d'obtenir une température moyenne en surface d'environ 100 °C. Le procédé itératif a donc convergé.

La figure 3.18 montre le résultat de la simulation de la variation temporelle de la température en surface extérieure de l'éprouvette ainsi que sur la paroi du canal obtenue en utilisant les paramètres mentionnés plus haut. On remarque que la température moyenne en surface du canal est bien d'environ 100 °C et que la température maximale

atteinte à la surface extérieure est de 800 °C. L'écart de température entre les surfaces externe et interne de l'échantillon atteint alors une valeur de 635 °C.

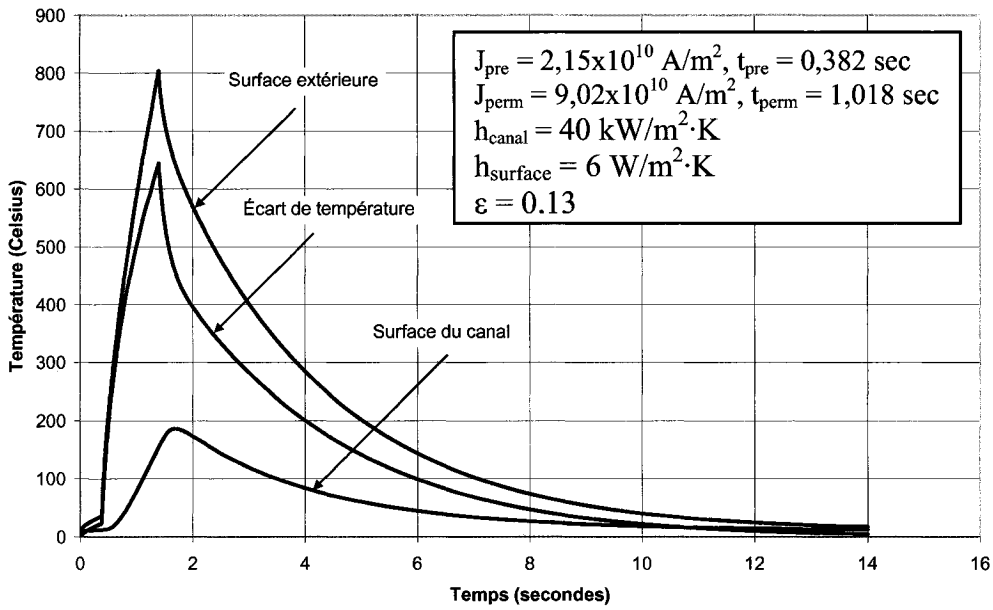


Figure 3.18 : Variation de la température à la surface externe de l'éprouvette et à la surface du canal de refroidissement obtenue par la simulation

La figure 3.19 présente la distribution du champ électrique dans les trois milieux (bobine, air et échantillon) après 1,4 seconde de chauffage. On remarque que l'intensité du champ électrique est très élevée dans la région de la bobine et qu'elle diminue ensuite rapidement. Afin de mettre en évidence la distribution dans l'éprouvette, la figure 3.20 présente les résultats obtenus pour cette dernière exclusivement. La valeur maximale du champ électrique calculée est de 130 V/m (ou 130 N/C) en surface. La figure 3.21 illustre la forte diminution que subit l'intensité du champ dans les premiers millimètres de profondeur. La pénétration du champ électrique δ est de 1 mm. Cette valeur est supérieure à celle calculée à l'aide de la formule (2.1) qui mène à une valeur de 0,8 mm. La différence peut être attribuable à la variation de la conductivité électrique de l'acier dans l'éprouvette et aux écarts entre les conditions expérimentales et les conditions théoriques supposées lors du développement de l'équation (2.1).

La distribution de température obtenue par la simulation électromagnétique-thermique est présentée à la figure 3.22. Les résultats montrent l'état de l'éprouvette lorsque le chauffage est terminé (1,4 seconde). Afin de valider les résultats de simulation, des prises de mesure dynamique sont effectuées à l'aide de thermocouples et d'un système d'acquisition de données. La localisation des thermocouples utilisés est schématisée à la figure 3.23.

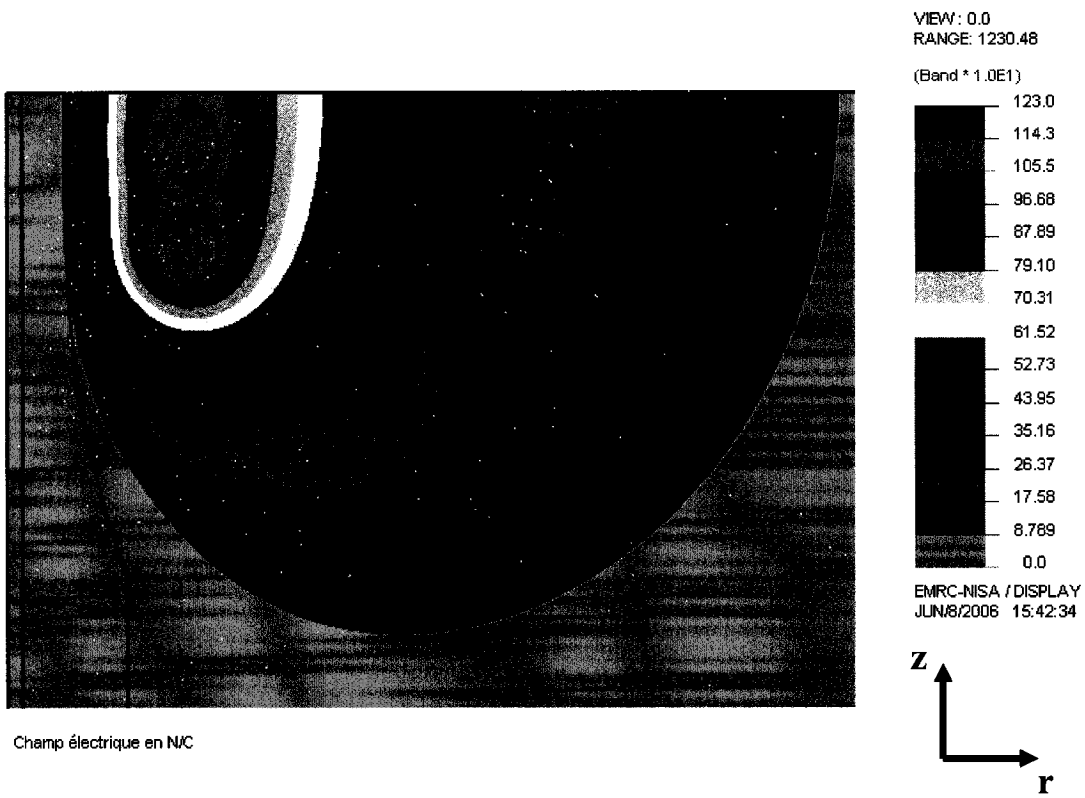


Figure 3.19 : Distribution du champ électrique après 1,4 seconde de chauffage (exprimé en V/m ou N/C)

Les thermocouples T9 et T1 sont utilisés afin de mesurer la température du fluide caloporteur à l'entrée et à la sortie de l'éprouvette. Il a pu ainsi être déterminé que la température initiale de l'eau est de 11 °C et qu'elle s'échauffe jusqu'à une valeur de 25 °C lorsque l'extraction de chaleur est maximale. Les autres thermocouples sont disposés de manière à valider la distribution de température dans l'éprouvette.

Les thermocouples T2, T3 et T4 sont disposés de manière à mesurer l'effet de la profondeur sur la température; T2 et T3 sont insérés à une distance radiale de 2,075 mm, soit à une profondeur de 2,69 mm sous la surface alors que T4 est à la surface de l'éprouvette. Le thermocouple T2 a toutefois été abîmé pendant l'expérimentation et les données recueillies n'ont donc pu être utilisées. La variation de la température en fonction du temps mesurée par ces thermocouples est présentée aux figures 3.24 (T4) et 3.25 (T3) accompagnés des courbes correspondantes obtenues par la simulation (S2) et (S1). Les résultats expérimentaux sont très près des résultats de la simulation. Il faut toutefois noter que la valeur de la densité de courant a été ajustée de manière à obtenir une valeur maximale de 800 °C en surface. La qualité du modèle à traduire la variation de la température dans la direction radiale peut donc être évaluée en comparant les courbes théorique et expérimentale pour une profondeur de 2,69 mm (figure 3.25). On remarque que le modèle numérique traduit très bien les observations expérimentales.

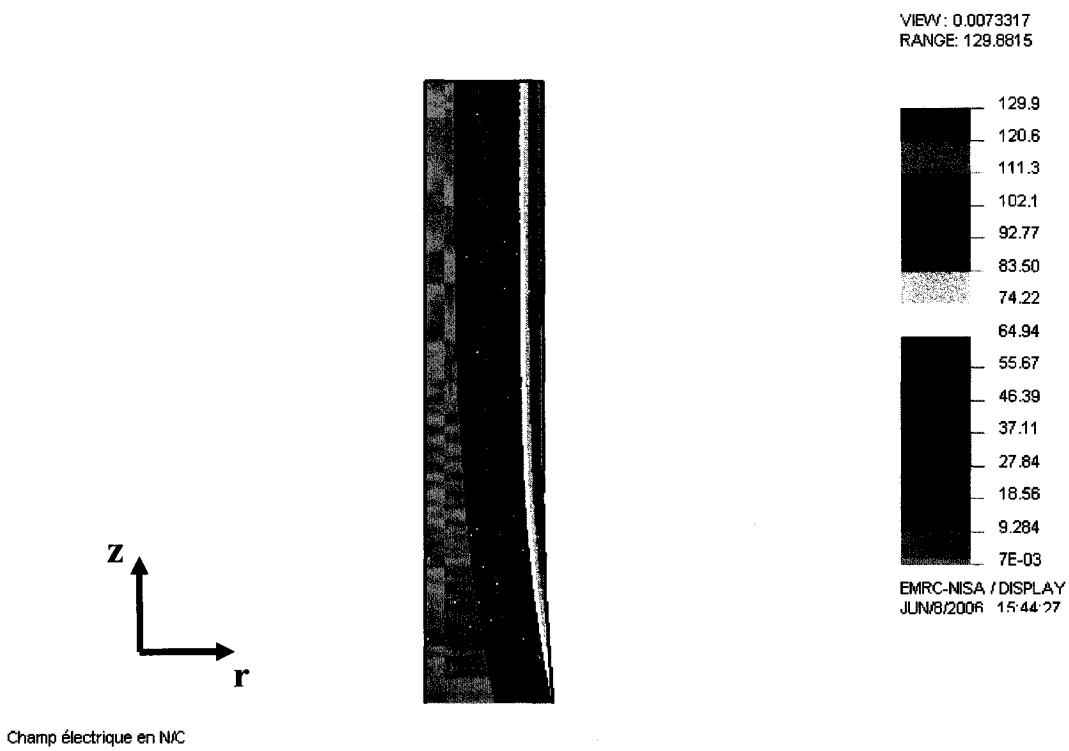


Figure 3.20 : Distribution du champ électrique dans l'éprouvette après 1,4 seconde de chauffage (exprimé en V/m ou N/C)

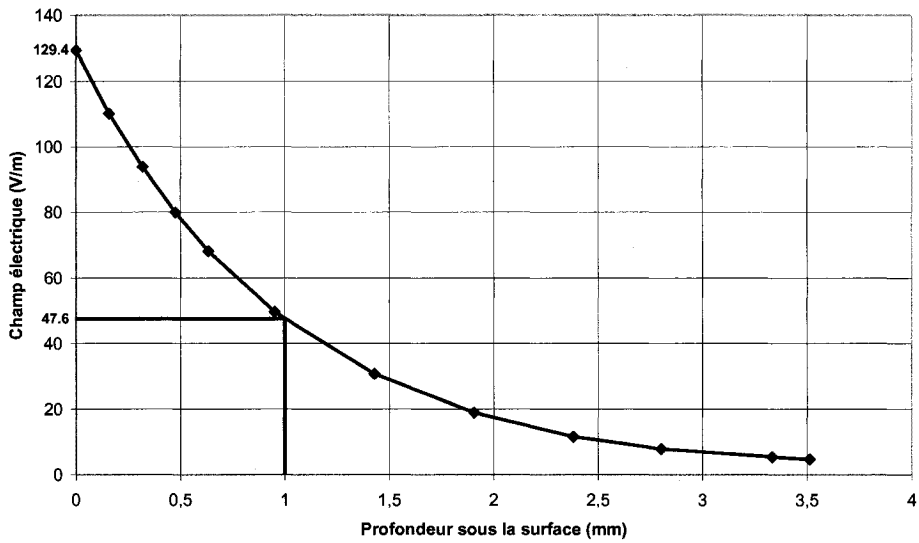


Figure 3.21 : Variation du champ électrique en profondeur dans la section centrale de l'éprouvette

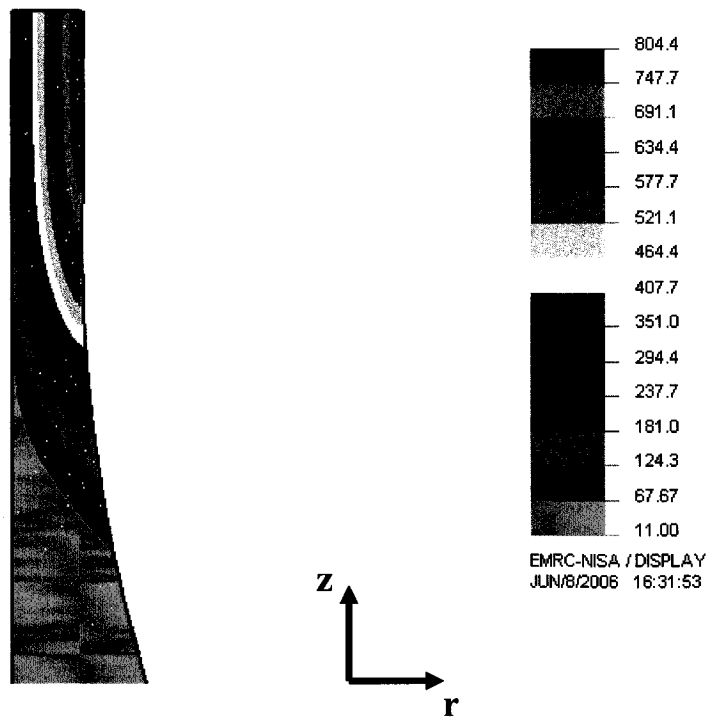


Figure 3.22 : Distribution spatiale de la température après 1,4 seconde de chauffage (exprimée en °C)

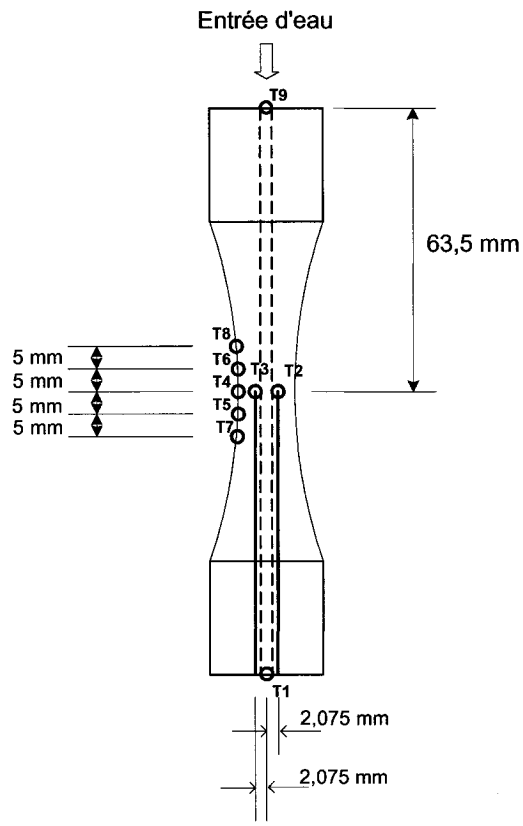


Figure 3.23 : Localisation des thermocouples utilisés pour la validation du modèle numérique

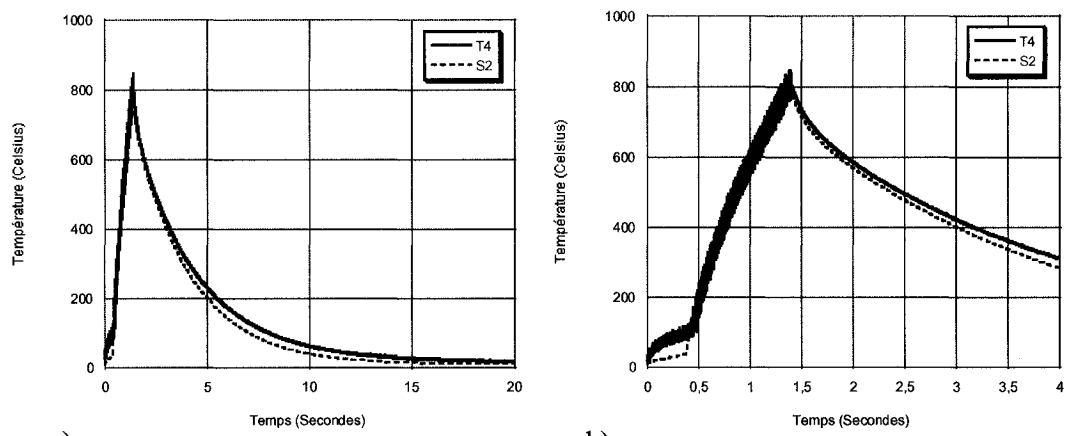


Figure 3.24 : Validation de la variation temporelle de la température au centre de l'éprouvette et en surface a) pour un intervalle de temps de 20 secondes b) pour un intervalle de temps de 4 secondes

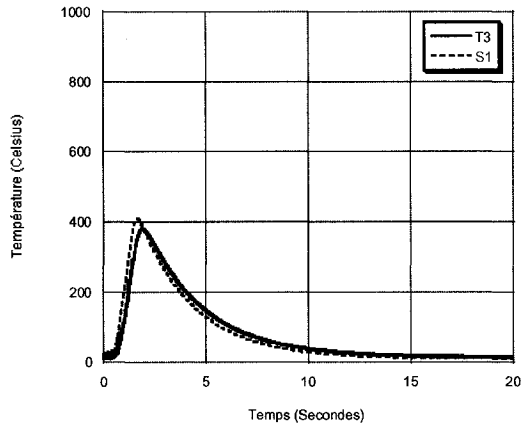


Figure 3.25 : Validation de la variation temporelle de la température au centre de l'éprouvette et à une position radiale de 2,075 mm

La qualité du modèle à traduire la variation de la température selon l'axe de l'éprouvette peut être évaluée à l'aide des résultats pour les thermocouples T5 et T6 ainsi que T7 et T8 qui sont respectivement disposés à 5 et 10 mm de la section centrale de l'éprouvette. Les courbes expérimentales sont ensuite comparées aux résultats de simulation (S3) et (S4). Ces comparaisons sont présentées aux figures 3.26 et 3.27 qui illustrent la variation de la température, à différentes position de la surface de l'éprouvette, en fonction du temps. On remarque que la qualité de prédiction de la température diminue avec l'éloignement des thermocouples. En fait, la figure 3.26 montre que la simulation sous-estime légèrement la valeur maximale atteinte, tandis que les résultats sont très éloignés de la réalité pour une distance de 10 mm (voir figure 3.27). Cette erreur provient vraisemblablement des hypothèses faites sur la géométrie de l'éprouvette qui diminuent l'inertie thermique de l'éprouvette dans cette zone. Une autre cause de cette erreur de simulation pourrait provenir de la simplification de la géométrie de la bobine qui est en réalité hélicoïdale.

Comme l'intérêt de cette simulation est de calculer l'état de contrainte dans la section centrale de l'éprouvette, il ne sera pas nécessaire d'améliorer le modèle électromagnétique-thermique en utilisant la géométrie sablier, car la validation a démontré que le modèle numérique parvenait à traduire de façon très précise le

comportement thermique du centre de l'éprouvette. La simulation mécanique sera donc faite à partir des résultats de température obtenus avec ce modèle simplifié.

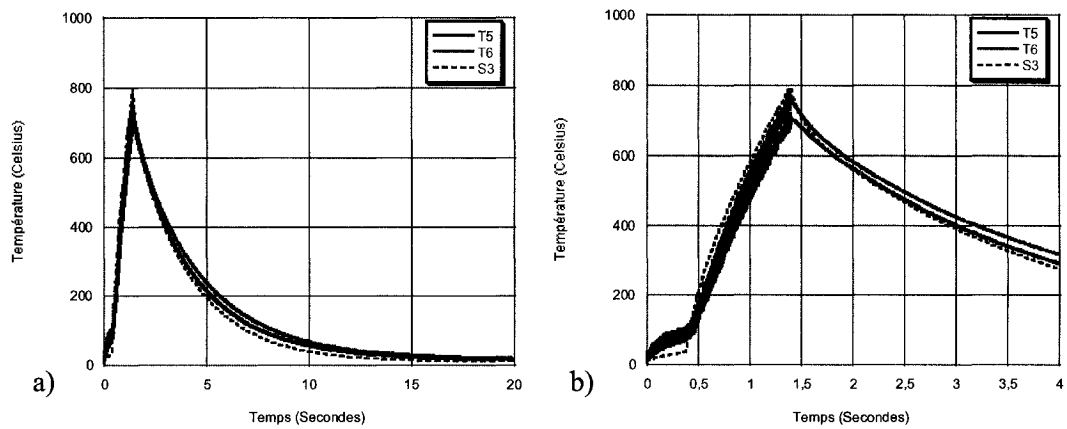


Figure 3.26 : Validation de la variation temporelle de la température à une distance de 5 mm du centre de l'éprouvette et en surface a) pour un intervalle de temps de 20 secondes b) pour un intervalle de temps de 4 secondes

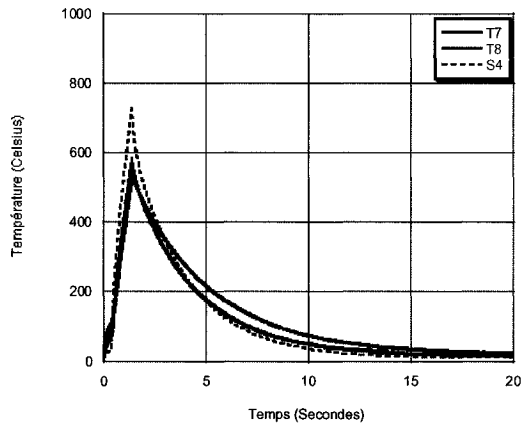


Figure 3.27 : Validation de la variation temporelle de la température à une distance de 10 mm du centre de l'éprouvette et en surface

3.4.2 Modélisation mécanique

La forte non-linéarité des équations mécaniques élasto-plastiques force l'utilisation d'un maillage beaucoup plus raffiné que celui du problème électromagnétique-thermique. Un programme Fortran a donc été développé afin de transposer les résultats nodaux de température obtenus pour la maille THERM060524 à une maille mécanique quelconque. Une étude de convergence a ensuite pu être accomplie sans la nécessité de recalculer les champs de température. Le tableau 3.6 présente les caractéristiques des différents maillages étudiés.

Tableau 3.6 : Maillages utilisés pour l'étude de convergence en mécanique

Maillage	*Nombre de noeuds*	*Densité nodale globale de la section centrale (nœuds/mm²)*	*Densité nodale en surface (nœuds/mm²)*	*Nombre d'éléments*
MEC060219	5155	36,43	36,43	4963
MEC060409	6279	36,43	145,82	6310
MEC060410	7206	36,43	582,45	7453
MEC060605	8979	582,45	582,45	9252
MEC060607	9653	582,45	2323,35	9970

Le maillage MEC060219 possède approximativement la même densité nodale que le maillage THERM060524 (41,16 nœuds/mm^2). Ce dernier s'est toutefois avéré être largement insuffisant pour résoudre le problème mécanique et la convergence n'a été atteinte qu'avec une densité nodale 16 fois supérieure en surface. En effet, les résultats obtenus avec les maillages MEC060605 (582,45 nœuds/mm^2) et MEC060607 (2323,35 nœuds/mm^2) sont très semblables. Les calculs finaux ont donc été effectués à l'aide du premier de ces modèles afin de réduire les temps de calcul. La figure 3.28 montre la densité nodale de ces deux maillages. Ces images ont été obtenues en effectuant un agrandissement du modèle dans la zone nommée « zoom #2 » à la figure 3.16.

Le chargement du modèle mécanique est composé, d'une part, des conditions de déplacement nul dans la direction z sur le plan de symétrie de l'éprouvette (à z=120 mm)

et d'autre part, des efforts thermomécaniques engendrés par la variation du champ de température dans la pièce pour un chauffage par induction d'une durée de 1,4 seconde et un refroidissement subséquent de 38,6 secondes. L'incrément de temps utilisé afin d'optimiser le temps de calcul et la précision des résultats est de 0,01 seconde puisque les résultats finaux étaient très près de ceux correspondant à un incrément de temps de 0.001 seconde.

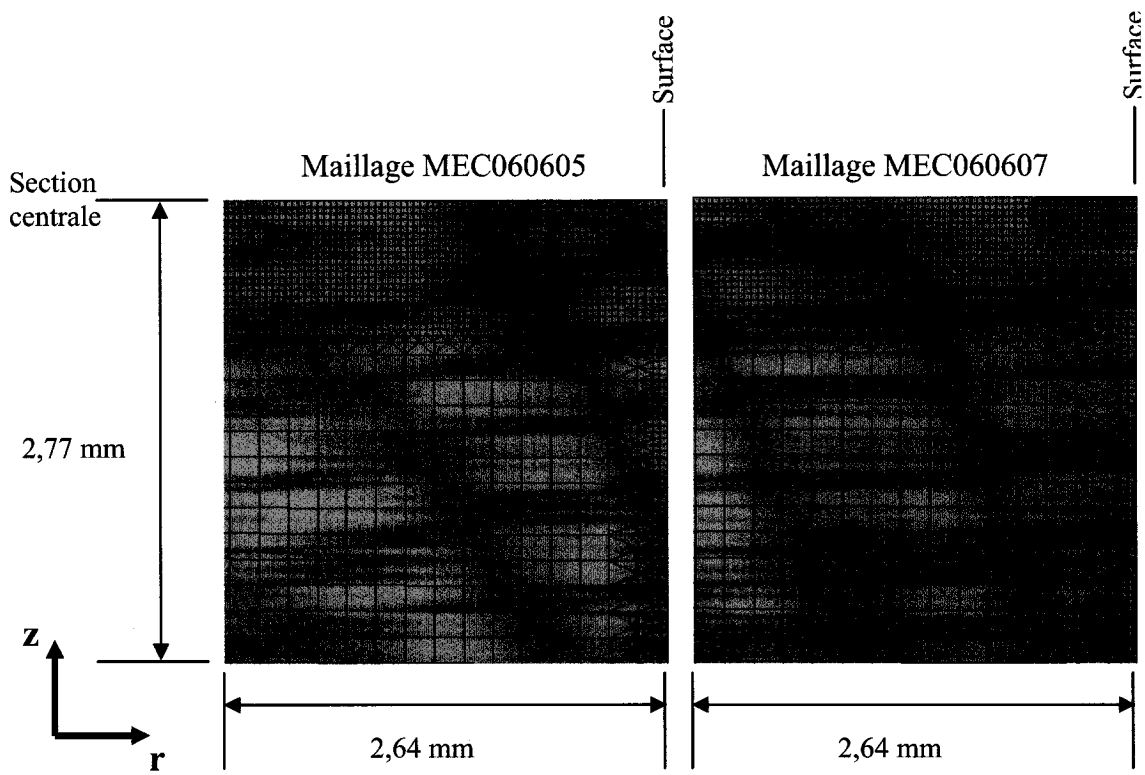


Figure 3.28 : Densité de noeuds en surface de la section centrale pour les mailles MEC060605 et MEC060607 (zoom #2 sur la figure 3.16)

Les résultats obtenus après la simulation complète du processus du chauffage par induction et du refroidissement subséquent sont présentés à la figure 3.29. La distribution de la composante axiale des contraintes résiduelles y est illustrée. On remarque que le maximum en tension des contraintes résiduelles n'est pas obtenu au centre de l'éprouvette, mais plutôt à la fin de la zone à section constante (voir figure 3.30). Cela explique pourquoi l'essai de traction effectué sur une éprouvette

préalablement chauffée avait mené à la création de deux zones de striction (section 2.3.2). Il est donc confirmé que l'utilisation d'une géométrie sablier était nécessaire lors des essais de fatigue afin d'éviter l'amorçage de fissures dans cette zone. La valeur maximale en compression est quant à elle située à la section centrale de l'éprouvette, à une profondeur d'environ 0,5 mm sous la surface du canal de refroidissement.

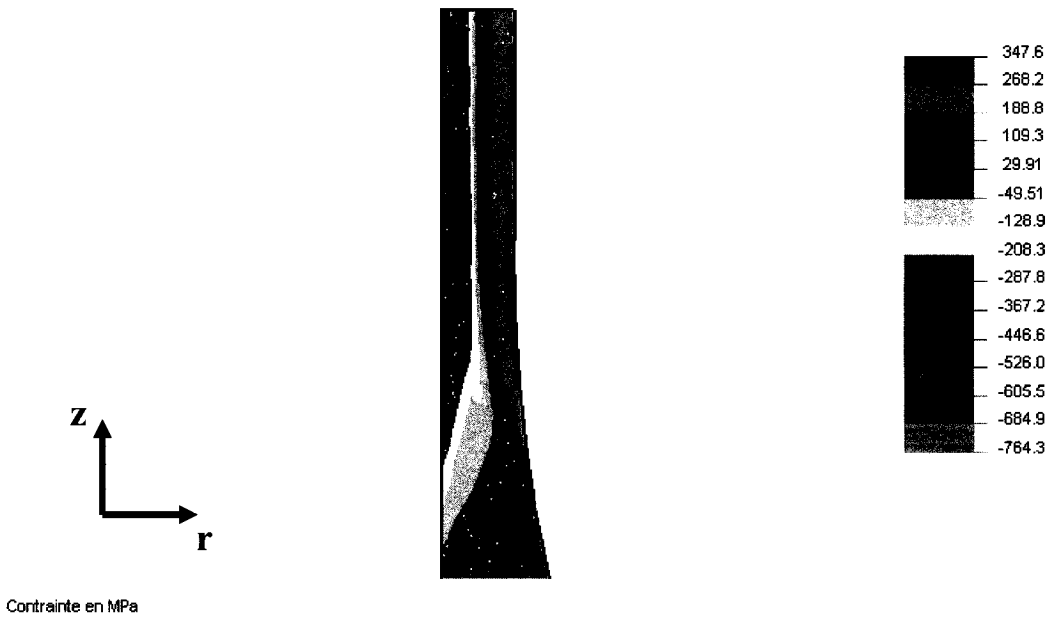


Figure 3.29 : Distribution spatiale des contraintes résiduelles axiales obtenue par la simulation par éléments finis pour un chauffage d'une durée de 1,4 seconde suivi d'un refroidissement de 38,6 secondes

Les valeurs minimale et maximale de contraintes résiduelles ne correspondent toutefois pas aux valeurs indiquées sur les figures 3.29 et 3.30. En effet, l'analyse des résultats obtenus à la section centrale de l'éprouvette a démontré que la solution oscille autour d'une distribution médiane qui est la solution vers laquelle l'étude de convergence se rapproche (voir figure 3.38). Cette analyse des résultats sera présentée plus loin dans ce chapitre.

Avant d'analyser l'historique mécanique du chauffage par induction, une validation des résultats de simulation mécanique élasto-plastique est nécessaire. Les résultats de contraintes résiduelles obtenus pour la section centrale de l'éprouvette par la

simulation seront donc comparés à des mesures expérimentales effectuées à l'aide de la méthode de la diffraction des rayons X. Le décapage chimique permet de retirer le matériau de l'éprouvette par couches successives. La figure 3.31 présente cette validation. Les points représentent les résultats expérimentaux, tandis que les courbes illustrent les résultats de simulation. Les valeurs expérimentales ont été obtenues à l'aide d'un logiciel permettant de considérer la redistribution des contraintes lors du décapage chimique.

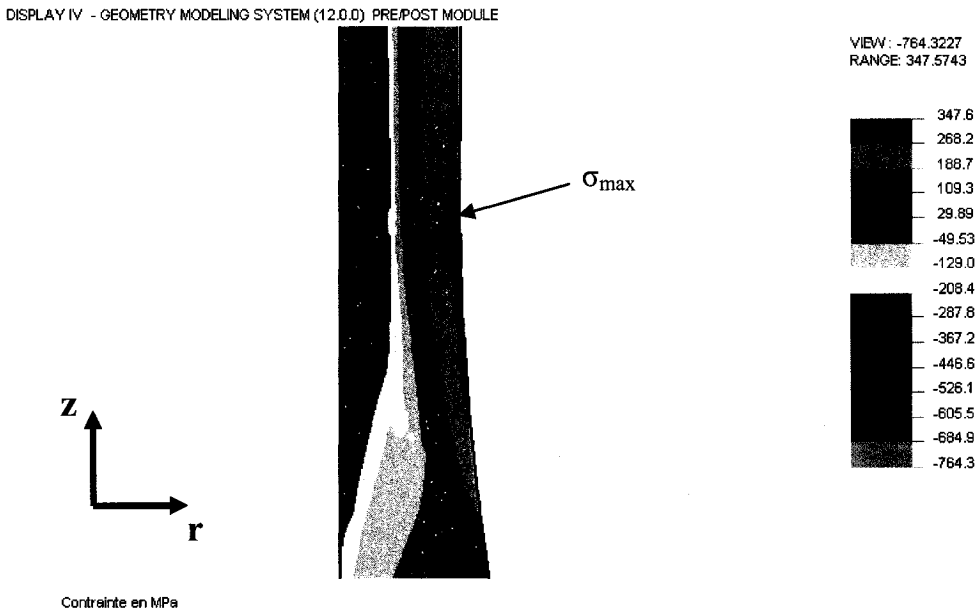


Figure 3.30 : Mise en évidence de la contrainte résiduelle maximale de tension dans la zone du changement de section pour un chauffage d'une durée de 1,4 seconde suivi d'un refroidissement de 38,6 secondes.

Les résultats expérimentaux confirment la validité du logiciel de calcul par éléments finis. En effet, les contraintes mesurées sont très près des contraintes calculées à l'aide de la simulation. Le chauffage par induction induit donc un champ de contraintes résiduelles de tension à la surface des éprouvettes. Pour un chauffage d'une durée de 1,4 seconde suivi d'un refroidissement à l'air libre, l'intensité des composantes axiale et circonférentielle atteint 250 et 270 MPa respectivement. L'état de contrainte est donc très près de l'état équibiaxial.

On remarque toutefois que les valeurs expérimentales oscillent légèrement autour de la courbe de simulation. Ainsi, l'écart le plus important entre les valeurs calculées et les valeurs mesurées, pour une profondeur inférieure à 100 microns, est de 50 MPa (contrainte axiale à une profondeur de 30 microns). Cette oscillation des valeurs expérimentales pourrait être causée par la variation des contraintes résiduelles microscopiques introduites au chapitre 1. En effet, les mesures utilisant la méthode de la diffraction des rayons X sont sensibles à ce type de contrainte, contrairement à la simulation qui, elle, les néglige. En fait, cette dernière considère le matériau comme un solide isotrope et continu.

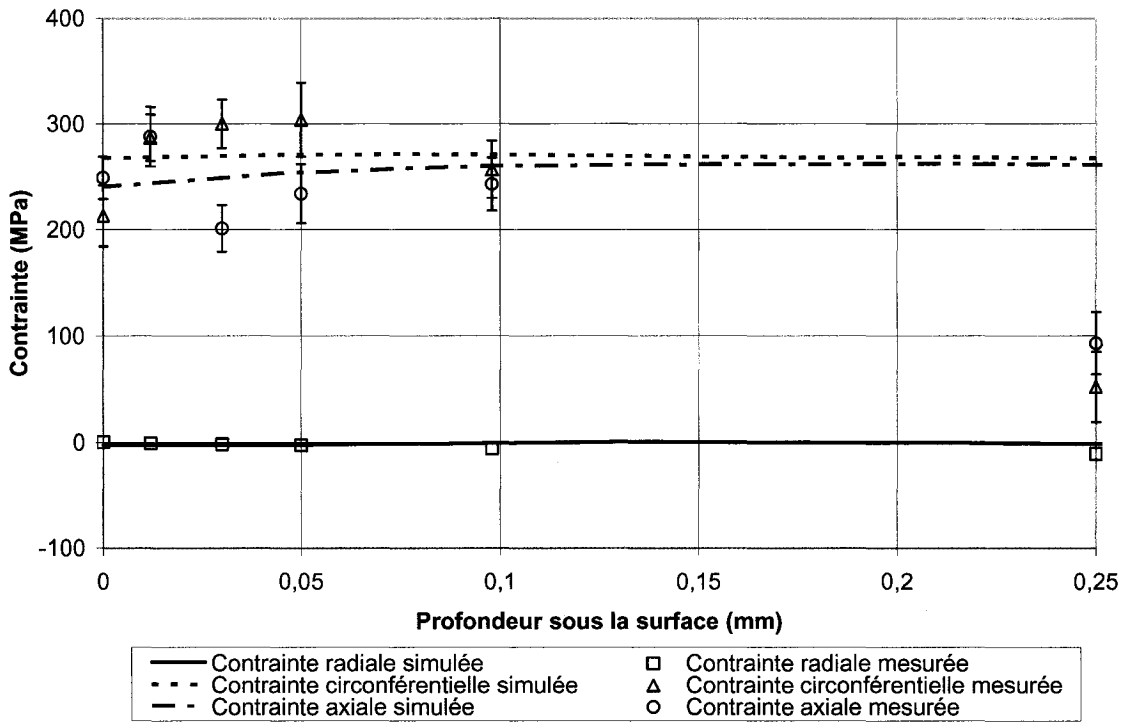


Figure 3.31 : Validation de la simulation thermomécanique à l'aide de mesures expérimentales obtenues par la méthode de la diffraction des rayons X

Cet effet ne peut toutefois expliquer la différence entre les valeurs calculées et celles mesurées pour une profondeur de 250 microns sous la surface. Cette différence

pourrait être due à la grandeur du dernier incrément de décapage chimique de plus de 150 microns qui pourrait entraîner des erreurs de traitement des données brutes. Cependant, cette hypothèse devrait être vérifiée et davantage de travaux seront nécessaires afin d'identifier avec certitude la cause de cet écart. Néanmoins, le modèle numérique simule adéquatement le phénomène mécanique du chauffage par induction et l'analyse de son historique mécanique peut donc être effectuée.

3.4.3 Analyse de l'historique mécanique

La figure 3.32 présente l'historique mécanique que subit le matériau situé en surface de l'éprouvette de fatigue lors du chauffage par induction et du refroidissement subséquent. La variation des composantes axiale et circonférentielle des contraintes dans le temps est présentée ainsi que l'évolution de la limite d'élasticité réelle du matériau. De plus, la variation de la distribution de la température et des contraintes dans la section centrale de l'éprouvette est illustrée aux figures 3.33 à 3.38 pour différentes valeurs du temps, après le début du chauffage de 1,4 seconde.

L'analyse de la figure 3.32 montre que le phénomène élasto-plastique du chauffage par induction est très complexe et qu'il est impossible d'estimer les contraintes résiduelles induites sans utiliser d'outils de simulation. En fait, ce processus est un couplage complexe entre la plastification causée par le chargement thermomécanique et le changement des propriétés mécaniques de l'acier 304L dû aux variations de température.

La première phase de l'historique mécanique du matériau consiste en un chauffage qui ne cause que des efforts thermoélastiques. Dans le cas de notre application, elle dure environ 0,4 seconde. Cette phase est caractérisée par une diminution progressive de la limite d'élasticité réelle du matériau en raison de l'élévation de température ainsi que de l'augmentation des contraintes thermoélastiques associées au chauffage. La figure 3.33 illustre les distributions de température et de contrainte, à la section centrale de l'éprouvette, après 0,3 seconde de chauffage. Des contraintes en compression sont

induites en surface, tandis que de la tension est présente près du canal. Notamment, la contrainte axiale passe en tension à une profondeur de 1,25 mm sous la surface (voir figure 3.33).

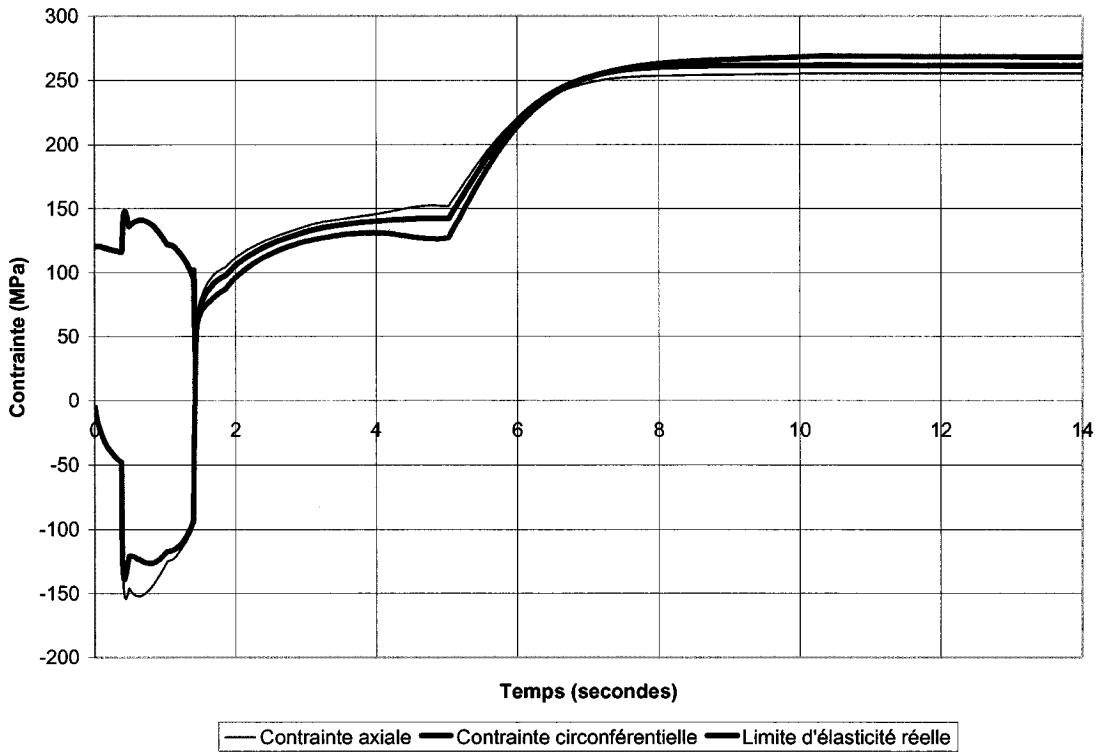
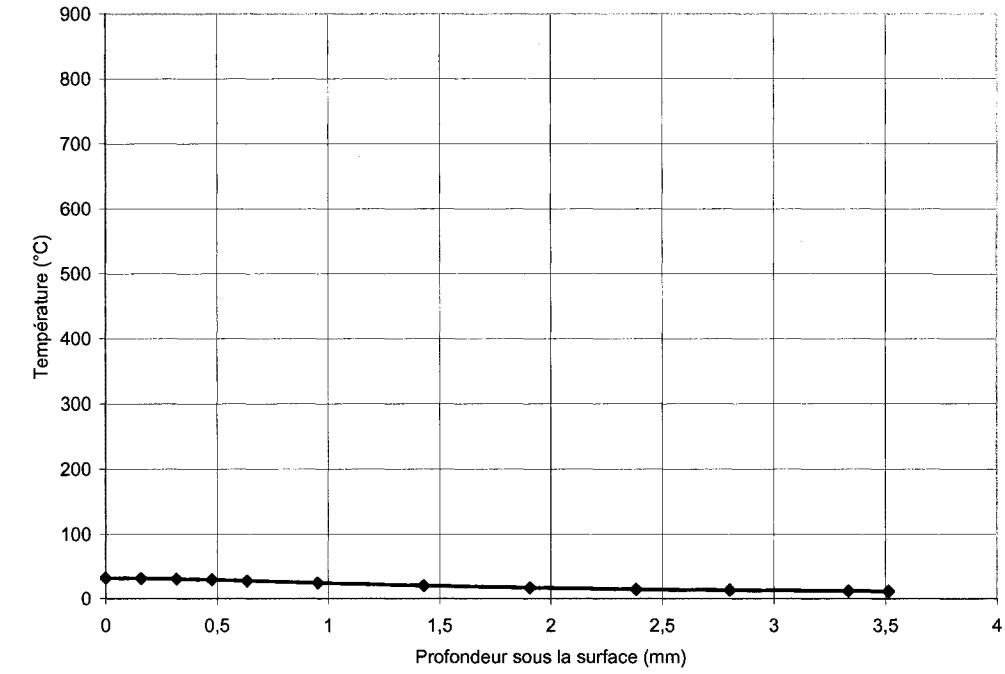


Figure 3.32 : Variation temporelle des contraintes normales en surface de l'éprouvette pendant le procédé de chauffage par induction d'une durée de 1,4 seconde suivi d'un refroidissement subséquent à l'air ambiant

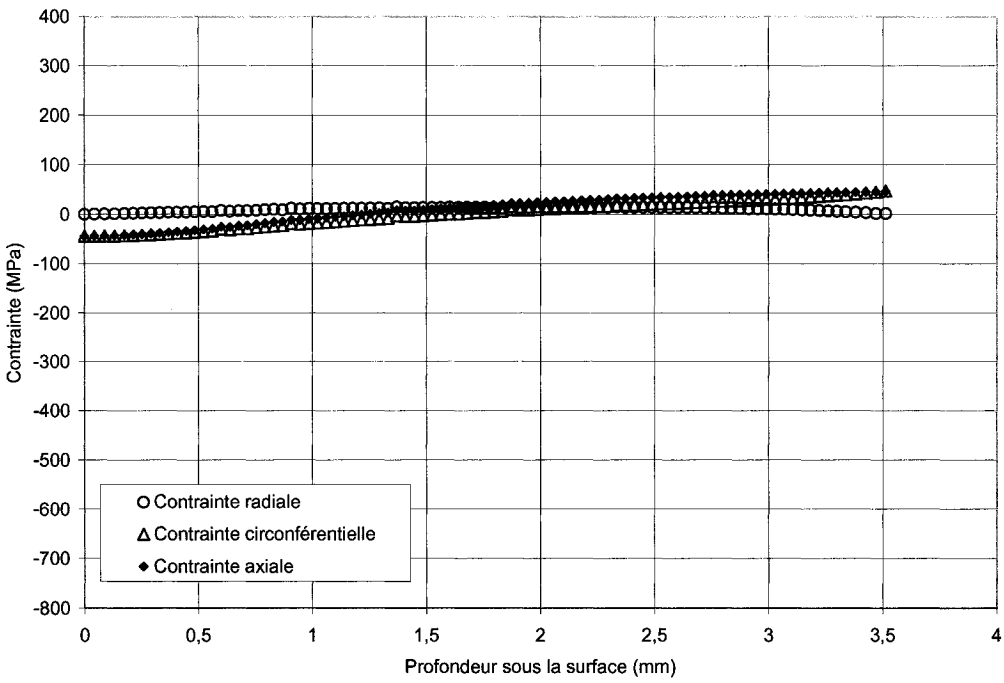
Une fois que l'écoulement se produit dans l'échantillon, la consolidation du matériau est observée. La limite d'élasticité du matériau est donc augmentée par le travail plastique exercé par les efforts thermomécaniques. Cependant, l'augmentation de la température entraîne une diminution des propriétés mécaniques de l'acier. La valeur de la limite d'élasticité diminue et la contrainte pouvant être supportée par le matériau est réduite. La courbe indiquant la valeur de la limite d'élasticité en fonction du temps à la figure 3.32 illustre l'effet combiné de ces deux mécanismes. Au départ, la consolidation provoquée par les efforts thermomécaniques est dominante et l'intensité

des contraintes augmente (entre 0,4 et 0,45 seconde). Par la suite, l'adoucissement du matériau causé par l'élévation de température prend le dessus et l'intensité des contraintes pouvant être supportées diminue, ce qui résulte en une redistribution des contraintes dans la section de l'éprouvette (0,45 à 1,4 seconde). Ce phénomène est illustré par les figures 3.34 et 3.35 qui démontrent que l'intensité des contraintes en compression en surface diminue entre 0,8 et 1,4 seconde. La redistribution des contraintes vers le centre de l'éprouvette augmente la profondeur à laquelle les contraintes sont en compression. Par exemple, la composante axiale des contraintes passe d'une valeur de 1,79 mm à 2,06 mm d'un état à l'autre. La position de la contrainte maximale de compression est également repoussée en profondeur de 0 à 0,9 mm sous la surface.

Lorsque le chauffage est terminé (à 1,4 seconde), le processus s'inverse. La diminution de la température provoque une augmentation des propriétés mécaniques du matériau ainsi que le retrait des efforts thermomécaniques. La figure 3.32 montre qu'une inversion des contraintes s'effectue rapidement après l'arrêt du chauffage (à 1,4 seconde). La figure 3.36 illustre l'état des contraintes après 0,6 seconde de refroidissement (pour un temps de 2 secondes). Puisque l'état des contraintes s'est inversé après le chauffage, de la tension est trouvée en surface. Cependant, l'intensité des contraintes demeure faible à cause de la faible rigidité du matériau à 600 °C. L'étude des figures 3.37 et 3.38 démontre clairement que la grande partie des contraintes résiduelles est créée lors du refroidissement final entre 300 °C (temps de 4 secondes) et la température ambiante (temps de 40 secondes). Il est donc primordial de simuler le processus en entier en incluant le refroidissement progressif de l'éprouvette afin d'obtenir la valeur des contraintes résiduelles finales.

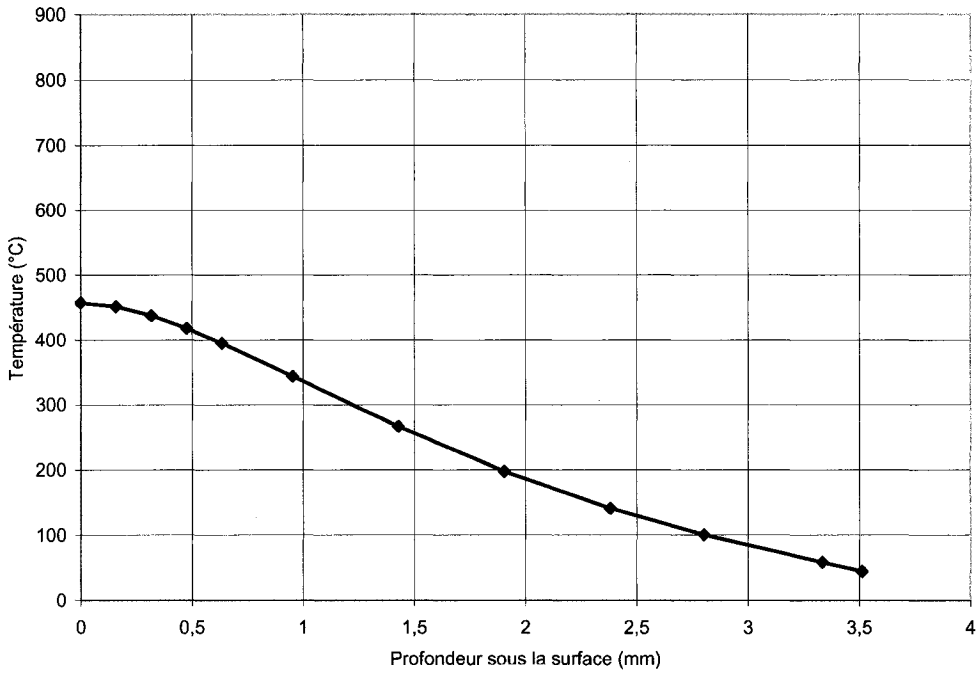


a)

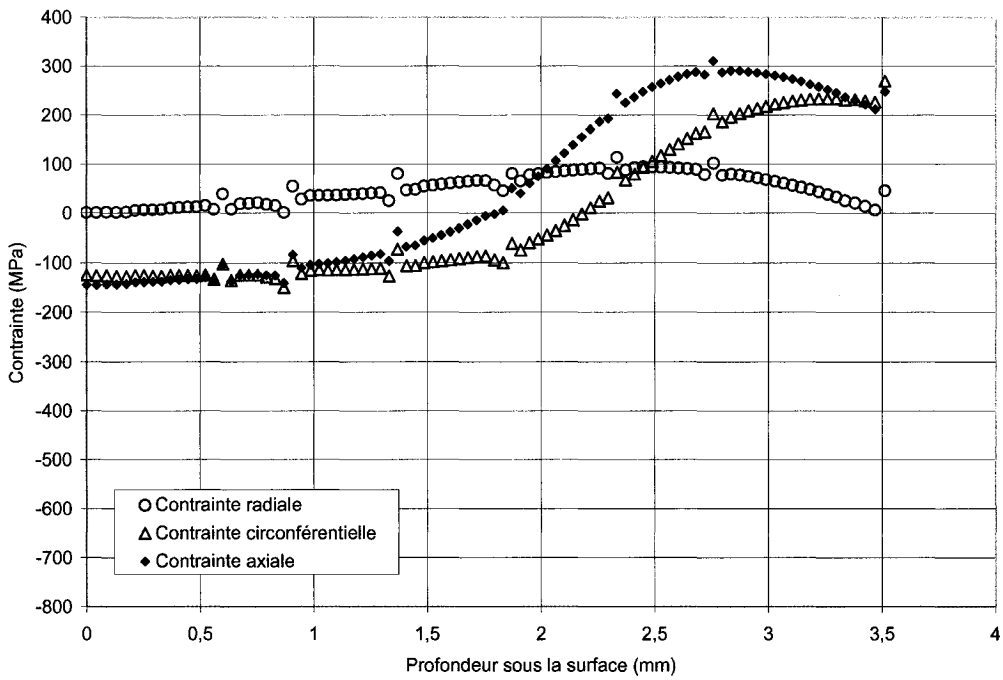


b)

Figure 3.33 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 0,3 seconde de chauffage a) température b) contraintes

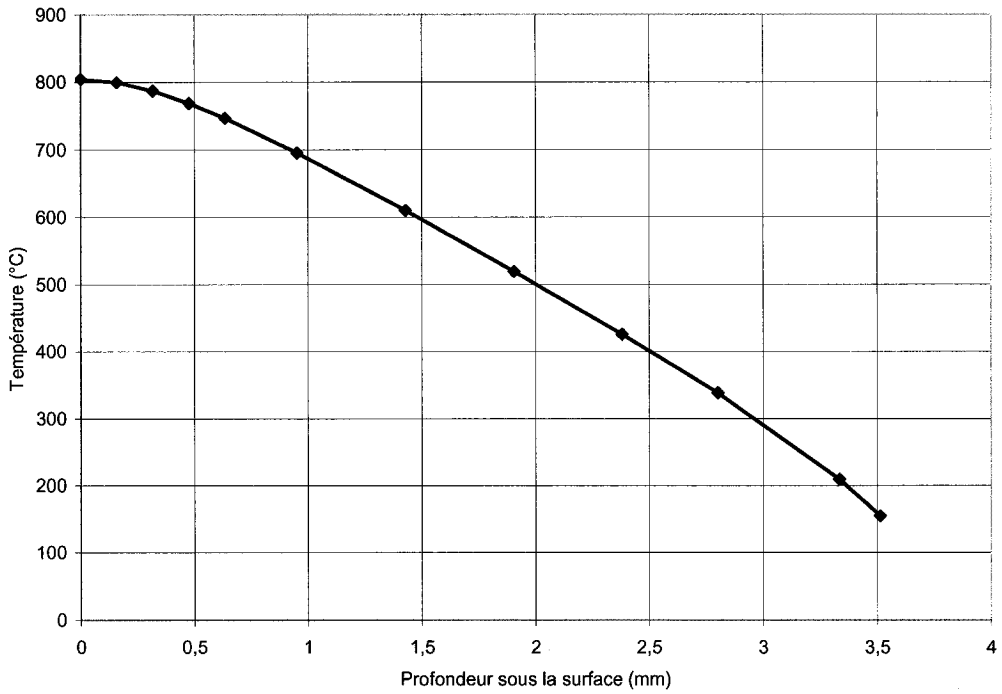


a)

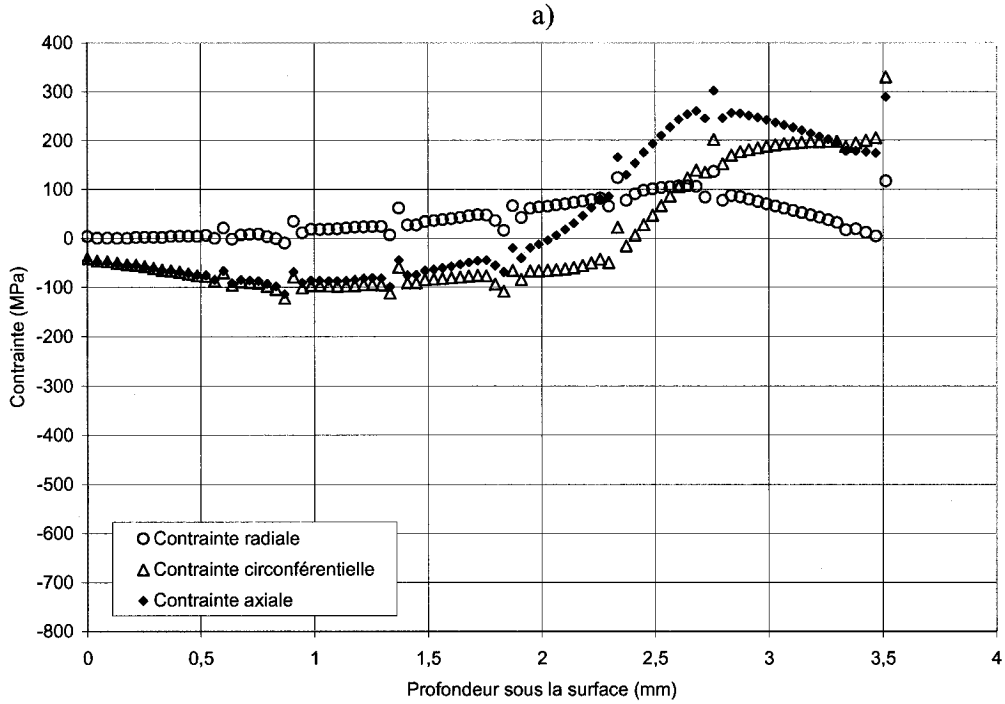


b)

Figure 3.34 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 0,8 seconde de chauffage a) température b) contraintes

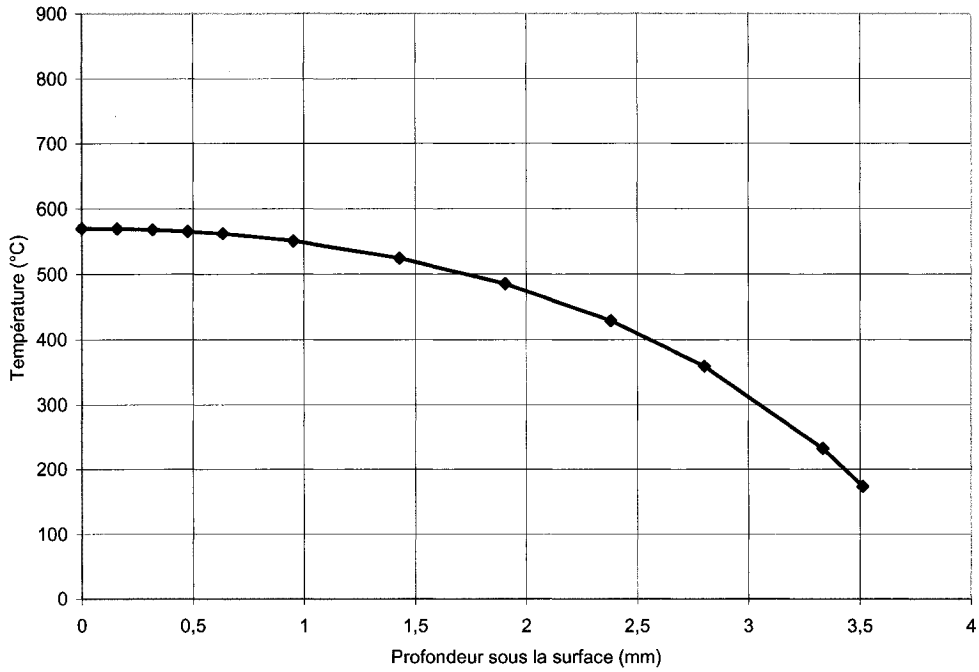


a)

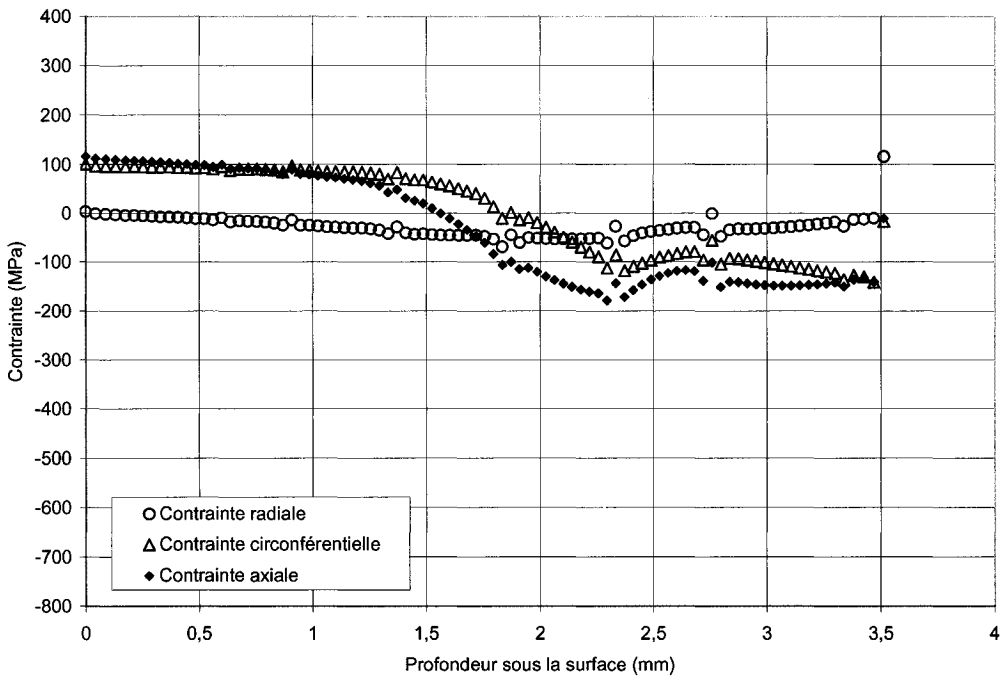


b)

Figure 3.35 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 1,4 seconde de chauffage (arrêt du chauffage) a) température b) contraintes

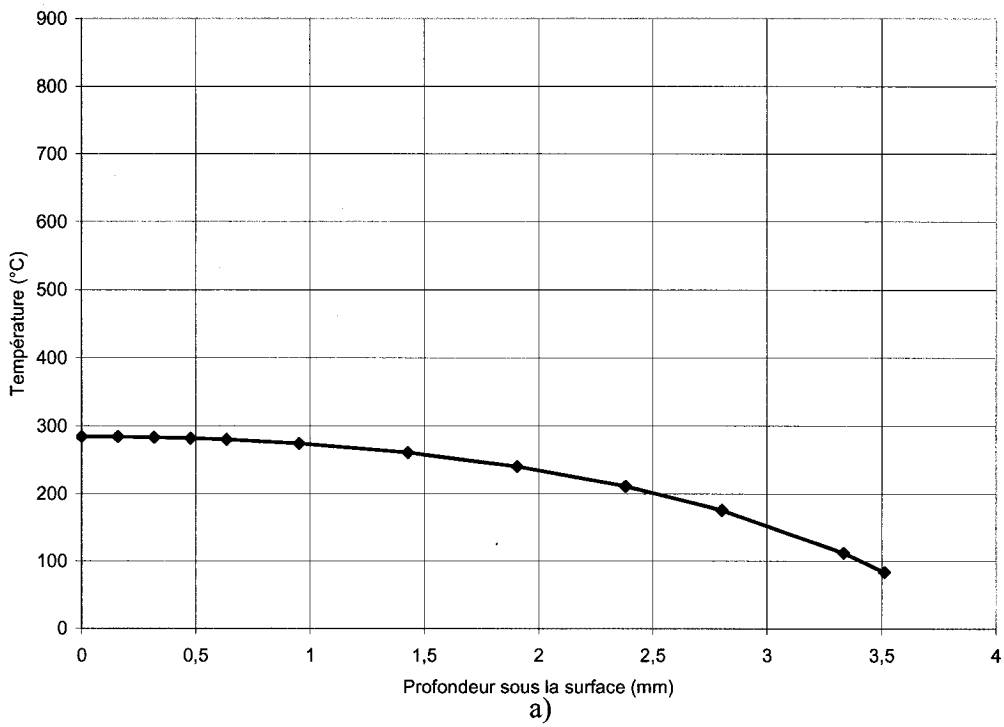


a)

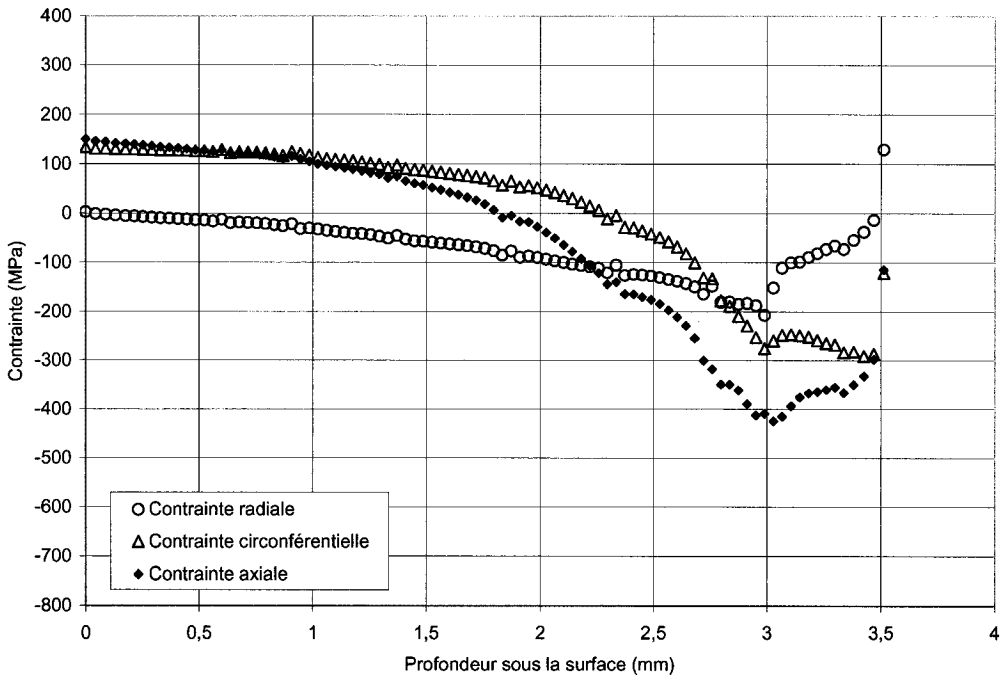


b)

Figure 3.36 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 0,6 seconde de refroidissement a) température b) contraintes

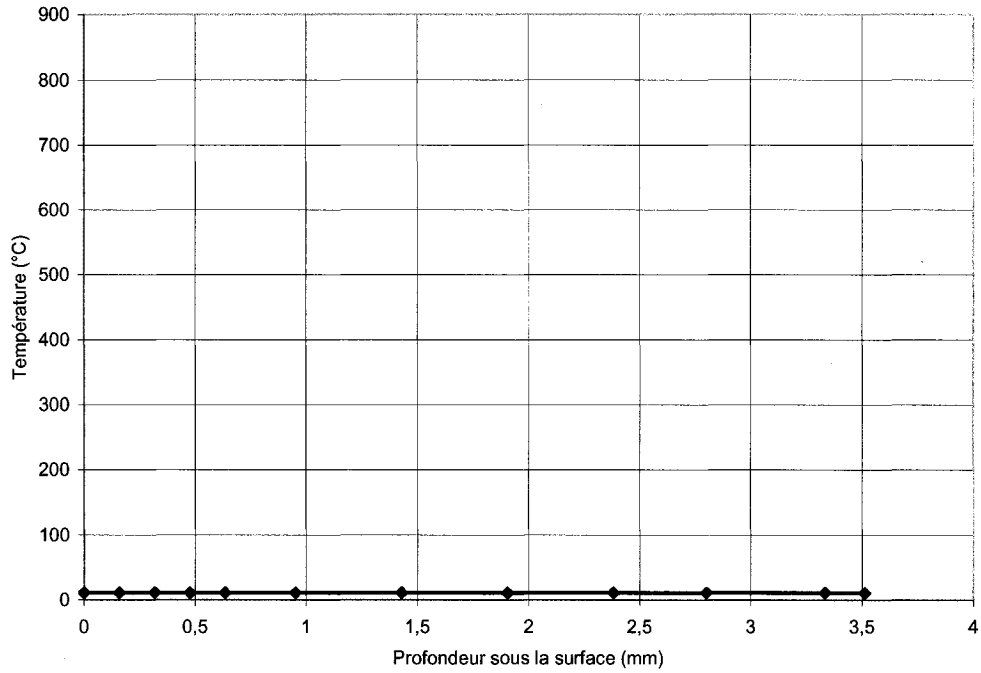


a)

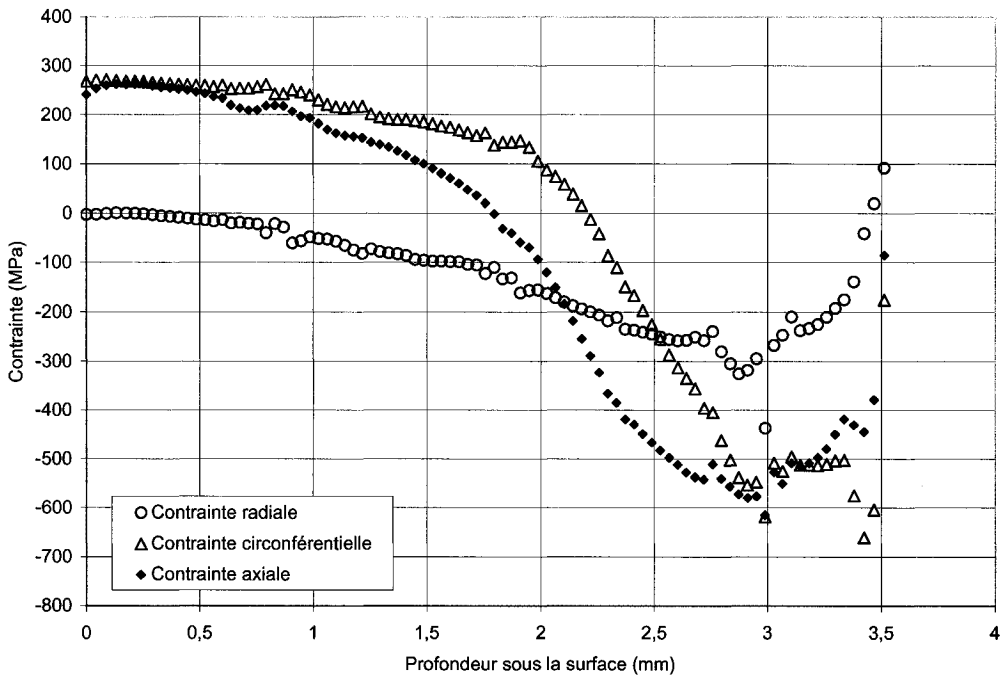


b)

Figure 3.37 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 2,6 secondes de refroidissement a) température b) contraintes



a)



b)

Figure 3.38 : Distribution de la température et des contraintes à la section centrale de l'éprouvette après 38,6 secondes de refroidissement a) température b) contraintes

Le changement abrupte de la contrainte après environ 5 secondes à la figure 3.32 correspond à une forte augmentation du taux de consolidation du matériau lorsque qu'une température de 200 °C est atteinte en surface. Il faut toutefois noter que la variation de contrainte illustrée à cette figure est celle calculée en un seul point. Ce changement brusque de comportement peut donc être causé par une instabilité de la solution dans cette zone à ce temps précis du calcul. En effet, les figures 3.33 à 3.38 montrent que la solution peut être instable en certains points, même si la solution globale obtenue est stable.

La figure 3.38 illustre l'état final des contraintes résiduelles dans la section centrale de l'éprouvette. Ces résultats avaient été présentés plus tôt, dans ce chapitre, lors de la validation expérimentale (voir figure 3.31). On remarque que, dans la zone près du canal, la contrainte maximale en compression est plus grande, en valeur absolue, que la contrainte en tension à la surface. Cela s'explique par le gradient de température qui est plus élevé dans cette zone pendant le chauffage (voir figure 3.35). De plus, la condition d'équilibre de la section centrale implique nécessairement une zone plus importante en compression à cause de la diminution du diamètre de l'éprouvette près du canal interne.

3.5 Conclusion

Une modélisation des phénomènes électromagnétique, thermique et mécanique du chauffage a permis de calculer la distribution spatiale du champ électrique, de la température et des contraintes résiduelles induites par le procédé.

Les modèles mathématiques régissant les phénomènes électromagnétique, thermique et mécanique ont été détaillés afin de mettre en évidence les propriétés et paramètres importants à considérer lors de la simulation. Ensuite, la formulation matricielle de ces équations, utilisée lors du développement des logiciels de calcul par la méthode des éléments finis, a été décrite. Deux logiciels de calcul ont donc été

développés pour simuler le chauffage des éprouvettes, soit Electromagnétiquethermique.f et Mep.f.

Les résultats obtenus lors de la modélisation du chauffage par induction d'une éprouvette pendant une durée de 1,4 seconde suivi d'un refroidissement subséquent à atmosphère ambiante d'une durée de 38,6 secondes ont finalement été présentés. Celle-ci s'est avérée être très près de la réalité, notamment pour prédire la variation de la température en fonction de la profondeur à la section centrale de l'éprouvette. La modélisation thermomécanique a été validée à l'aide de mesures de contraintes résiduelles effectuées avec la méthode de la diffraction des rayons X. Les résultats numériques ont montré une très bonne concordance avec les résultats expérimentaux. La simulation et les mesures expérimentales ont confirmé la présence, à la fin du chauffage, de contraintes résiduelles en tension d'intensité de 250 MPa dans la direction axiale et de 270 MPa dans la direction circonférentielle à la surface de l'échantillon. L'historique mécanique pendant le chauffage et le refroidissement subséquent du matériau situé à la surface de l'éprouvette a ensuite été analysé.

La simulation du chauffage par induction a donc confirmé que des contraintes résiduelles en tension sont induites en surface de l'éprouvette par ce procédé. La distribution complète des contraintes résiduelles dans la section de l'éprouvette, à la fin du chauffage, sera utilisée pour analyser les résultats des essais de fatigue présentés au chapitre suivant.

Chapitre 4
Influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue

Dans ce chapitre, la méthode expérimentale développée pour doser des contraintes résiduelles dans des échantillons de laboratoire est utilisée pour étudier l'effet des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de l'acier 304L de façon rigoureuse est utilisée. À cette fin, deux courbes de fatigue *S-N* (amplitude de contrainte vs nombre de cycles à la rupture) ont été réalisées. Tout d'abord, la courbe de référence de l'acier 304L représentant le comportement du matériau est présentée. Ensuite, la courbe obtenue en introduisant des contraintes résiduelles de tension à la surface des éprouvettes à l'aide du chauffage par induction est donnée. Finalement, les résultats expérimentaux sont analysés. Ainsi, la comparaison des deux courbes de fatigue permet de mettre en évidence l'effet des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de l'acier 304L. Ensuite, une analyse statistique est accomplie pour démontrer que le chauffage par induction modifie la durée de vie en fatigue des éprouvettes et que l'effet observé n'est pas causé par la dispersion statistique. La modification de la courbe *S-N* est finalement interprétée conjointement aux résultats de simulation.

4.1 Courbe de référence en fatigue de l'acier 304L

Dans cette section, les travaux effectués afin de mesurer le comportement en fatigue de l'acier 304L dans le domaine de l'endurance sont présentés. Afin d'éviter les influences de la qualité du fini de surface et de la géométrie des éprouvettes sur les résultats, une analyse de ces deux paramètres a toutefois été effectuée au préalable. Le tableau 4.1 présente le programme d'essai qui a permis, d'une part, d'étudier les effets du type de polissage utilisé ainsi que de la géométrie des éprouvettes et, d'autre part, d'évaluer la résistance à la fatigue de l'acier 304L. Deux types d'éprouvettes (section droite et sablier) et deux types de polissage (mécanique et électrolytique) ont été étudiés. Ce tableau indique le nombre d'échantillons ayant été sollicité pour chaque combinaison de géométrie, de polissage et d'amplitude de contrainte. Tous ces essais ont été effectués

à une valeur du rapport R des contraintes de -1, soit avec une contrainte statique nulle. La suite de cette section présente la procédure expérimentale ayant été utilisée, une analyse du comportement cyclique de l'acier 304L ainsi que les résultats obtenus lors des essais de fatigue décrits au tableau 4.1.

Tableau 4.1 : Programme d'essai utilisé pour mesurer la courbe de référence de l'acier 304L

		Type de polissage	
		Mécanique	Électrolytique
Type d'éprouvette	Droite	170 (1) ; 185 (1)	210 (1) ; 220 (1) 230 (3)
	Sablier	190 (1) ; 245 (1) 255 (1) ; 265 (2) 275 (2)	180 (1) ; 185 (1) 190 (3) ; 200 (5) 210 (3) ; 230 (3) 255 (1)

Notes : Les amplitudes de contrainte sont exprimées en MPa.
Le nombre d'échantillons est indiqué entre parenthèses.

4.1.1 Procédure expérimentale

La géométrie sélectionnée pour les éprouvettes de fatigue est du type sablier sans canal interne. Le dessin de définition de l'éprouvette utilisée pour obtenir la courbe de référence est présenté à l'annexe C (figures C.5 et C.6). Cette géométrie est préférée à la géométrie à section constante généralement utilisée (voir figures C.1 et C.2) afin d'éviter l'amorçage de fissures aux extrémités de la zone de chauffage.

La reproductibilité des essais de fatigue est assurée par le contrôle de la qualité du fini de surface des éprouvettes. Comme la résistance à la fatigue d'un matériau est très sensible à la présence de défauts près de sa surface, il est primordial de porter une attention particulière à ce que chaque éprouvette soit dépourvue de défauts. Il faut polir la surface de chaque échantillon et éliminer ainsi les défauts issus de l'usinage de l'éprouvette. Deux procédés de polissage ont été utilisés.

Les premières éprouvettes ont été polies mécaniquement. Tout d'abord, l'éprouvette est meulée jusqu'à un état de surface correspondant à un papier de 1200 grains/po^2. Ensuite, la surface est polie avec de la pâte de diamant jusqu'à l'obtention d'un état de surface correspondant à une pâte de 1 micron. Cette méthode est longue et nécessite beaucoup de dextérité et de patience.

Afin d'éviter le polissage mécanique, une procédure de polissage électrolytique a été développée. Cette méthode consiste à sabler la surface de l'éprouvette mécaniquement jusqu'au papier 1200 grains/po^2 et à ensuite polir l'éprouvette à l'aide d'une solution électrolytique dont la composition est donnée au tableau 4.2. La durée optimale du polissage électrolytique, pour une différence de potentiel de 17 volts, est de 15 minutes. Le montage utilisé est montré à la figure 4.1.

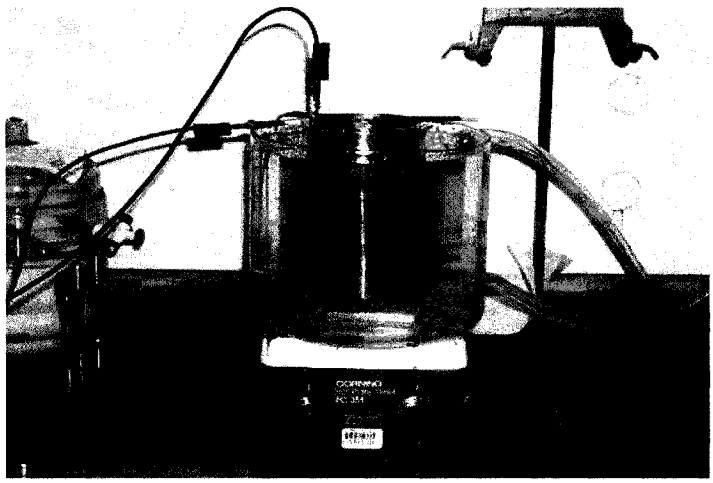


Figure 4.1 : Montage utilisé pour le polissage électrolytique

Tableau 4.2 : Composition de l'électrolyte utilisé pour le polissage des éprouvettes

Nom de la solution	*Composition chimique*	*Concentration (%)*	*Quantité (% de volume)*
Acide perchlorique	HC_lO_4	60	10
2 Butoxyéthanol	$C_6H_{14}O_2$	-	10
Acide acétique	CH_3COOH	99,7	80

Les essais de fatigue ont été effectués sur trois machines hydrauliques de la compagnie *Instron* en mode de contrôle d'amplitude de contrainte et les résultats sont compilés à l'annexe K. Deux de ces machines possèdent une cellule de force de 100 kN et la troisième, une cellule de 250 kN. La rupture de l'éprouvette est considérée atteinte lorsque la fissuration de l'éprouvette provoque une diminution de sa rigidité suffisamment importante pour être détectée par le banc d'essai. Cela correspond approximativement à la propagation de la fissure sur la moitié de la section de l'éprouvette.

La fréquence de sollicitation imposée lors des essais a dû être limitée à une faible valeur (<5Hz) à cause du comportement mécanique du matériau. En effet, l'acier inoxydable 304L à l'état laminé à chaud et recuit est très ductile et possède une limite d'élasticité réelle très faible (120 MPa) comparativement à la valeur de la limite d'écoulement d'ingénierie S_Y de 220 MPa. Des essais en mode de déformation contrôlée ont permis d'étudier le comportement cyclique de l'acier 304L. Ces essais ont été accomplis avec une seule éprouvette et ne constituent donc qu'une simple estimation du comportement réel qui devrait être mesuré avec plusieurs échantillons différents, un par niveau d'amplitude de déformation.

4.1.2 Comportement σ-ε cyclique de l'acier 304L

Les courbes des figures 4.2 et 4.3 correspondent chacune au comportement stabilisé de l'échantillon à un niveau d'amplitude de déformation donné pour une fréquence de sollicitation de 1 Hz. Aucune déformation statique n'a été imposée. Une fois la stabilisation du comportement atteint, l'amplitude de déformation est augmentée et une nouvelle stabilisation est attendue. La déformation a été mesurée à l'aide d'un extensomètre. Les deux figures démontrent qu'un effet d'hystérésis est observable pour toute amplitude de déformation supérieure à 0,05%, ce qui correspond à une contrainte stabilisée de 100 MPa. Cette hystérésis mécanique provoque une dissipation de chaleur causée par le mouvement interne des dislocations dans le matériau. Il est donc nécessaire

de limiter la fréquence de sollicitation de manière à éviter l'échauffement de l'éprouvette lors des essais de fatigue et la chute des propriétés mécaniques du matériau.

Un thermocouple a permis de déterminer, pour chaque amplitude de contrainte, quelle était la fréquence maximale pouvant être appliquée sans qu'il n'y ait un changement notable de la température de l'éprouvette. De plus, des essais ont été accomplis pour chaque amplitude de contrainte afin de s'assurer qu'une diminution de la fréquence n'influençait pas les résultats obtenus. La fréquence maximale utilisée est de 5 Hz pour les essais d'une durée de plus de 10^6 cycles, tandis que la fréquence pour une durée de vie inférieure à 10^3 cycles est fixée à 1 Hz. Pour les durées intermédiaires, la fréquence est réglée à 2 Hz.

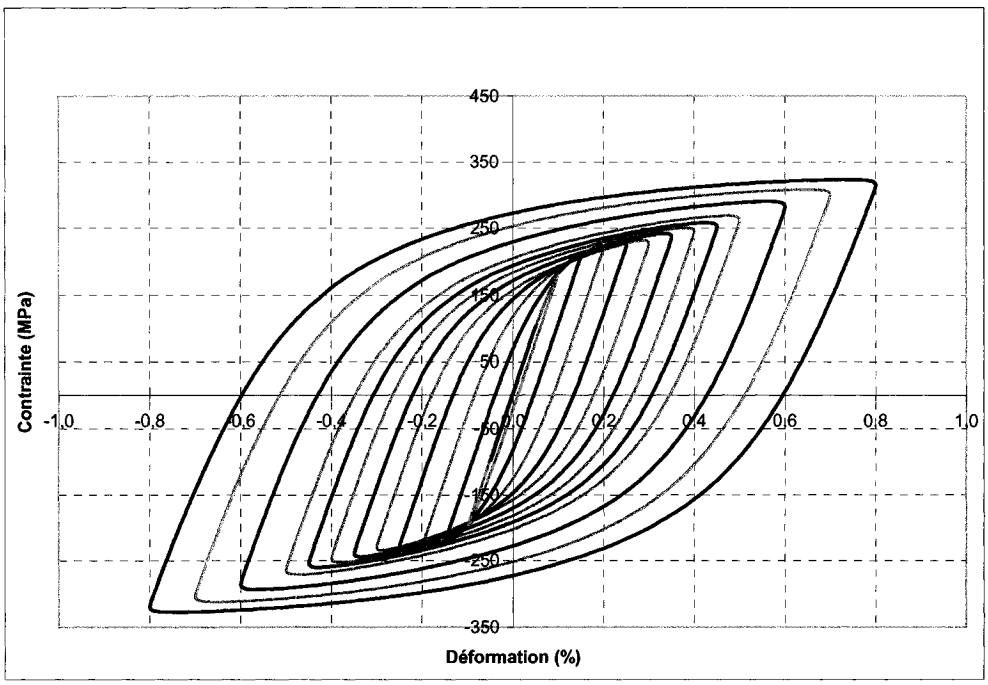


Figure 4.2 : Comportement cyclique de l'acier 304L en contrôle de déformation, à la température ambiante, pour des écarts de déformation compris entre 0,05% et 0,80% par incrément de 0,05%

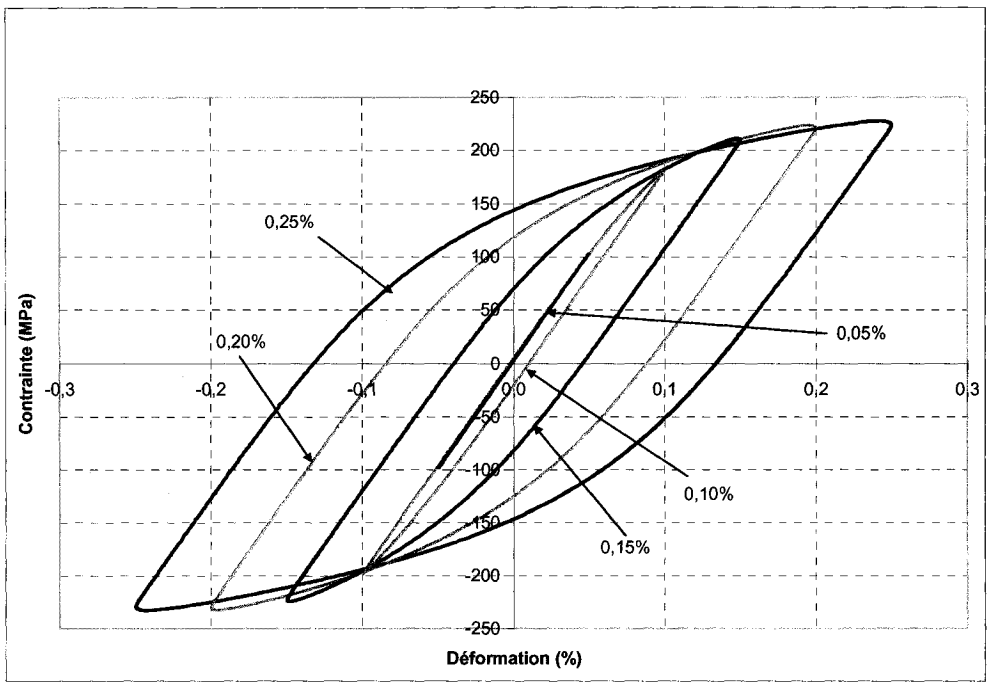


Figure 4.3 : Comportement cyclique de l'acier 304L pour de petites amplitudes de déformation à la température ambiante

4.1.3 Courbe *S-N* de base de l'acier 304L

La figure 4.4 montre le comportement en fatigue de l'acier 304L pour une amplitude de contrainte contrôlée. On remarque que la dispersion statistique des résultats est très faible malgré l'utilisation de deux types d'éprouvettes et de deux méthodes de polissage. Ces différents paramètres ont été testés afin de déterminer les influences respectives de la géométrie de l'éprouvette et de l'état de surface sur les résultats obtenus.

Les symboles (x) et (o) indiquent que la géométrie de l'éprouvette utilisée est du type sablier, tandis que les deux autres symboles correspondent aux éprouvettes à section constante. On remarque que la forme de l'éprouvette n'affecte pas les résultats de fatigue. Cela s'explique par le fait que l'éprouvette sablier possède un rayon de courbure élevé et que la concentration de contrainte au centre de l'éprouvette est inférieure à 1%. De plus, le volume de matériau fortement sollicité de l'éprouvette à section variable est très près de celui de l'éprouvette à section constante.

À la figure 4.4, les essais effectués sur des éprouvettes ayant subi un polissage électrolytique (PELEC) sont représentés par un symbole triangulaire. On remarque que le type de polissage n'influence pas de façon visible les résultats obtenus. Même si le nombre d'éprouvettes utilisé pour vérifier cette hypothèse n'est pas assez important d'un point de vue statistique, il n'est pas nécessaire de poursuivre cette investigation puisque le polissage électrolytique sera utilisé pour tous les essais à faible contrainte, essais davantage sensibles à l'état de surface comparativement à ceux à haute contrainte (vie inférieure à 10 mille cycles) qui sont moins sensibles à cet effet.

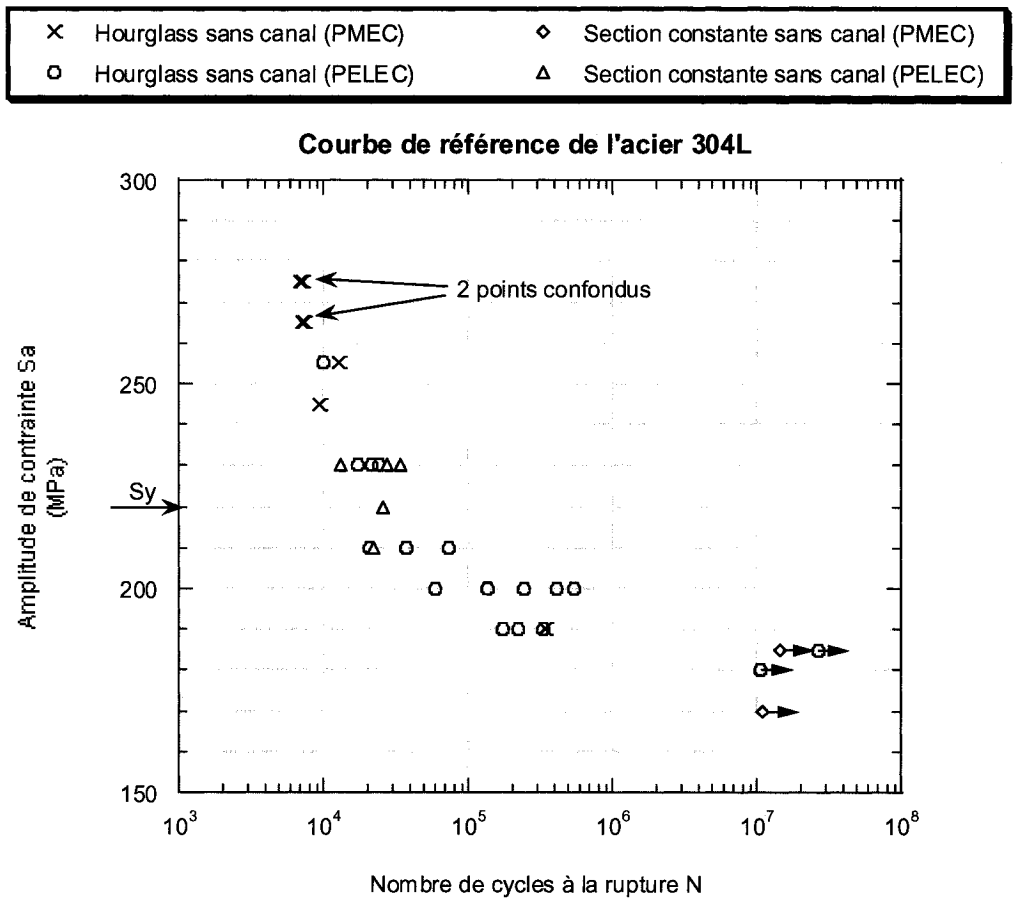


Figure 4.4 : Courbe *S-N* de l'acier inoxydable austénitique 304L

Les résultats de la figure 4.4 représentent donc la résistance de l'acier inoxydable 304L à la fatigue dans le domaine de l'endurance en amplitude de contrainte contrôlée.

Elle révèle plusieurs particularités propres à ce matériau. Trois caractéristiques principales du comportement peuvent être mentionnées :

- La courbe possède une asymptote horizontale correspondant à la limite d'endurance du matériau (185 MPa), ce qui est inhabituel pour les aciers austénitiques ;
- La vie de l'acier 304L en fatigue endurance est courte (< 1 million) pour des amplitudes de contrainte supérieures à la limite d'endurance mesurée à 10 millions de cycles ;
- La limite de fatigue à 10^7 cycles est très élevée (185 MPa) comparativement à la limite d'écoulement de 220 MPa et elle est supérieure à la limite d'élasticité de 120 MPa, indice d'une consolidation cyclique importante.

Cette courbe de référence de l'acier 304L laminé à chaud sera comparée avec les résultats de fatigue obtenus pour les éprouvettes contenant des contraintes résiduelles afin de mettre en évidence leur effet.

4.2 Effet des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue

Dans cette section, les essais de fatigue endurance exécutés afin de mesurer l'influence des contraintes résiduelles introduites dans les éprouvettes lors du chauffage sur leur tenue en fatigue sont présentés. De plus, une courbe de fatigue est générée afin de vérifier si la présence du canal dans les éprouvettes utilisées pour doser les contraintes résiduelles affecte leur résistance à la fatigue.

Le tableau 4.3 présente ce programme d'essai. Deux types d'éprouvettes (avec et sans canal) et deux types d'historique (avec et sans chauffage) ont été étudiés. Ce tableau indique le nombre d'échantillons ayant été sollicités pour chacune des combinaisons de type d'éprouvette, d'historique et d'amplitude de contrainte. Le rapport

R des contraintes est fixé à -1. La suite de cette section présente les résultats ainsi que l'analyse de ce programme d'essai.

Tableau 4.3 : Programme d'essais utilisé pour mesurer l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue endurance de l'acier 304L

	Éprouvette sans canal	***Éprouvettes avec canal***
Sans contraintes résiduelles	170 (1) ; 180 (1) ; 185 (1) 190 (4) ; 200 (5) ; 210 (4) 220 (1) ; 230 (6) ; 245 (1) 255 (2) ; 265 (2) ; 275 (2)	140 (1) ; 185 (1) 190 (2) ; 255 (2) 275 (1) ; 286 (1)
Avec contraintes résiduelles	-	100 (1) ; 110 (1) ; 120 (1) 130 (1) ; 140 (1) ; 150 (1) 160 (1) ; 170 (1) ; 180 (1) 190 (2) ; 200 (4) ; 210 (6) 230 (5) ; 255 (2) ; 275 (2)

Note : Les amplitudes de contrainte sont exprimées en MPa
Le nombre d'échantillons est indiqué entre parenthèses

4.2.1 Influence du canal interne sur la tenue en fatigue des éprouvettes

La géométrie d'éprouvette utilisée pour induire les contraintes résiduelles à l'aide du chauffage par induction est du type sablier et possède un canal interne permettant la circulation d'un fluide caloporteur lors du chauffage. Cette géométrie est présentée à l'annexe C (voir figures C.7 et C.8). Puisque ce canal interne possède un diamètre de 2,39 millimètre, il est très difficile de polir sa surface intérieure. Afin de déterminer l'influence de son fini de surface sur les résultats de fatigue, quelques essais sont effectués sans traitement de la surface du canal. Ces résultats sont présentés à la figure 4.5.

Les résultats obtenus sont inattendus. En effet, bien que le profil de la surface du canal soit très rugueux à cause du procédé de perçage utilisé, sa présence ne semble pas influencer les résultats de façon importante. La courbe de référence semble être

légèrement décalée à gauche à cause de la présence du canal, mais cette différence n'est pas significative. Le fait le plus remarquable est l'amorçage de fissures en surface plutôt qu'à la paroi du canal pour les deux essais effectués au niveau de contrainte de 190 MPa. En effet, le mauvais état de la surface du canal aurait dû causer l'amorçage de fissures dans cette zone tel qu'il a été observé pour les autres essais. L'influence du canal serait donc négligeable. Il serait toutefois important d'étudier davantage ce phénomène avant de conclure définitivement à ce propos. Néanmoins, il n'est pas nécessaire d'approfondir cette question dans le cadre de ce mémoire puisque les essais de fatigue, pour les éprouvettes préalablement chauffées, ont mené à l'amorçage de fissures en surface. Ceux-ci doivent donc être comparés à la courbe de référence du matériau de la figure 4.4.

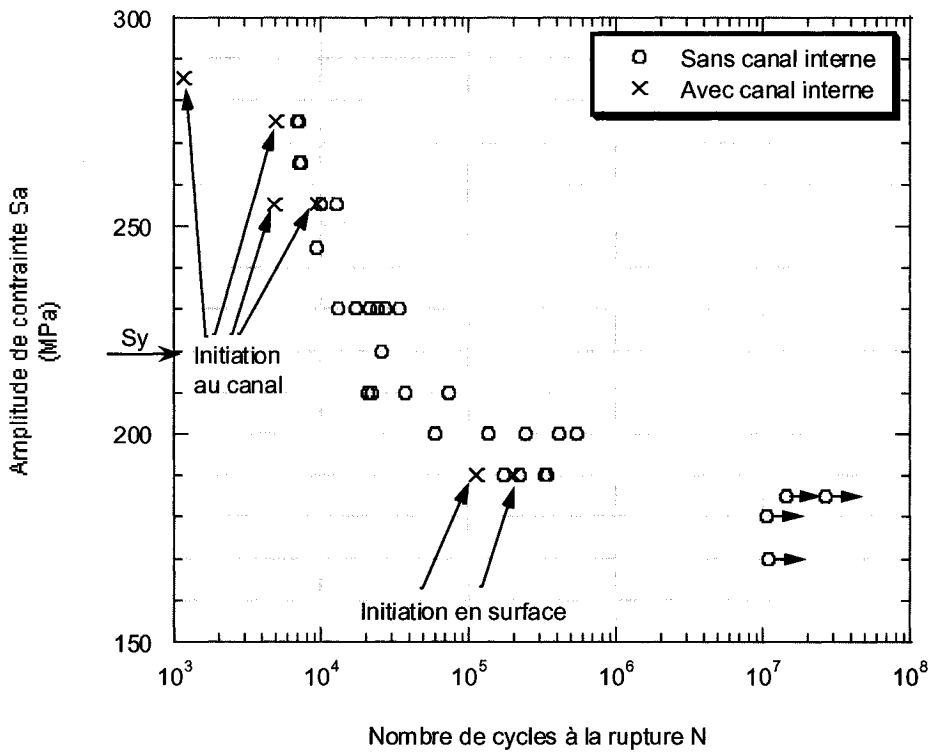


Figure 4.5 : Influence de la présence du canal interne sur la vie en fatigue

4.2.2 Influence des contraintes résiduelles sur la tenue en fatigue des éprouvettes

Afin de réduire la dispersion des résultats de fatigue sur les éprouvettes subissant le dosage des contraintes résiduelles, le contrôle du procédé de chauffage par induction doit être ajusté de manière à ce que celui-ci soit le plus reproductible possible. D'une part, la minuterie utilisée lors des essais de dosage des contraintes est remplacée par une nouvelle minuterie beaucoup plus précise. L'incertitude absolue du temps contrôlé par cette nouvelle minuterie est de 0,001 seconde et permet d'obtenir un temps de chauffage égal pour chaque essai. D'autre part, la puissance de chauffage est réglée avec le contrôleur numérique et la lecture d'un quadrant sur l'appareil *Norax* permet de vérifier la reproductibilité de ce paramètre. Les paramètres électromagnétiques du procédé, soit la durée et la puissance de chauffage, sont donc ajustés avec précision.

Un autre facteur important est le positionnement de l'éprouvette lors du chauffage. Celle-ci est positionnée à l'aide d'un système de levier (figure 2.20) qui permet un ajustement facile de la hauteur de l'éprouvette, tout en conservant sa position au centre de la bobine inductrice.

La qualité du fini de surface est, quant à elle, assurée par le polissage électrolytique des éprouvettes ainsi que par l'utilisation d'une atmosphère de protection d'argon pour éviter l'oxydation de leur surface pendant le chauffage. Cette précaution a permis d'obtenir le même état de surface après chauffage que celui des éprouvettes non chauffées. Ce paramètre n'influencera donc pas les résultats de fatigue.

La courbe de fatigue *S-N* obtenue dans le cas des éprouvettes contenant des contraintes résiduelles induites par un chauffage de 1,4 seconde à une puissance maximale de 71% est illustrée à la figure 4.6. Il faut noter que malgré le fini de surface du canal, tous les essais ont mené à l'amorçage de fissures en surface de l'éprouvette, à l'exception des deux essais effectués à une amplitude de contrainte de 275 MPa qui ont mené à l'amorçage de fissures en surface du canal interne de l'éprouvette. Pour les amplitudes inférieures à cette valeur, la courbe de fatigue pour les échantillons avec

contraintes résiduelles doit donc être comparée avec la courbe de référence du matériau obtenue avec des éprouvettes sans canal.

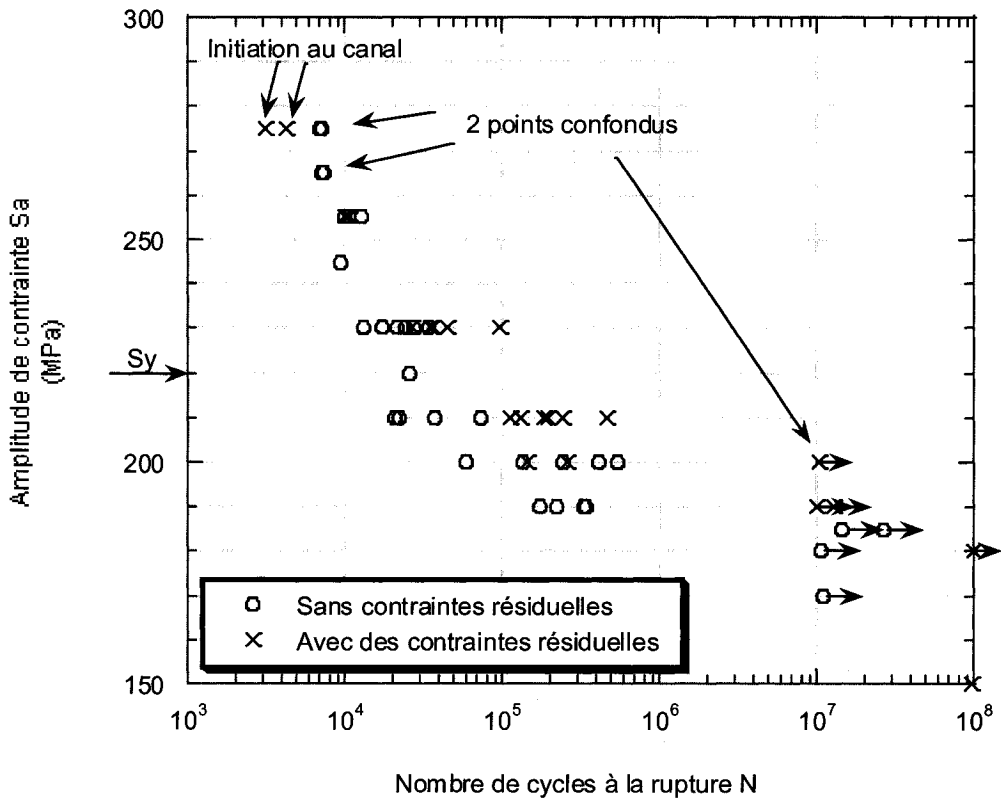


Figure 4.6 : Influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de l'acier 304L

La comparaison des deux courbes de la figure 4.6 est univoque. L'introduction de contraintes résiduelles dans les éprouvettes à l'aide du chauffage par induction améliore leur résistance en fatigue pour des amplitudes de contraintes inférieures à 255 MPa. Ce résultat est étonnant puisqu'il est généralement admis que les contraintes résiduelles de tension réduisent la vie en fatigue aux faibles amplitudes de contrainte. Par exemple, à 190 MPa, tous les essais de référence ont mené au bris de l'éprouvette, tandis que les essais avec contraintes résiduelles ont donné une vie infinie (supérieure à 10 millions de cycles). L'effet bénéfique des contraintes induites diminue graduellement avec l'augmentation de l'amplitude jusqu'à être nul pour une valeur de 255 MPa. Il devient même néfaste pour une amplitude de 275 MPa. Ce n'est cependant qu'une apparence,

puisque les deux essais à ce niveau de contrainte ont mené à l'amorçage d'une fissure sur la paroi interne du canal. Ces essais doivent donc être comparés avec la courbe de la figure 4.5 tenant compte de la présence du canal. Il en découle que l'effet des contraintes résiduelles est également nul à ce niveau de contrainte. Cela confirme la théorie généralement acceptée dans la littérature selon laquelle l'influence des contraintes résiduelles serait nulle pour de très grandes amplitudes de contrainte (supérieure à 255 MPa dans notre cas) à cause de leur complète relaxation.

Il est difficile d'expliquer la cause de l'amorçage en surface des fissures plutôt qu'à la surface du canal lors des essais à amplitude de contrainte inférieure à 275 MPa. La présence de contraintes résiduelles de compression au canal pourrait expliquer ce phénomène. En effet, les résultats de simulation du chapitre 3 ont montré que de la compression résiduelle était induite au centre du canal après le chauffage. Il est donc possible que ces contraintes de compression demeurent en partie pendant la sollicitation cyclique et qu'elles bloquent ainsi la propagation des microfissures à cet endroit.

Dans la suite de ce chapitre, l'analyse des résultats permettra de mettre en évidence l'effet bénéfique du champ de contraintes induit par le chauffage des éprouvettes, de comprendre le comportement de ces contraintes pendant la sollicitation du matériau et d'expliquer l'effet inattendu des contraintes résiduelles de tension sur la résistance à la fatigue des éprouvettes. Il faut toutefois noter que cet effet bénéfique est spécifique aux paramètres de chauffage et au type de chargement utilisés dans cette étude et qu'il ne peut être généralisé à toutes les conditions de chauffage et de sollicitation possibles.

4.3 Analyse des résultats

Les courbes de fatigue obtenues en laboratoire pour les échantillons ayant subi un chauffage montrent, à première vue, que l'introduction de contraintes résiduelles de tension en surface des éprouvettes augmente leur résistance pour des amplitudes de contrainte imposées inférieures à 255 MPa.

Afin de s'assurer que l'effet observé est bel et bien réel, il est nécessaire d'analyser les résultats en appliquant des méthodes statistiques qui permettront de vérifier, de façon objective, si l'effet observé n'est pas simplement un effet de la dispersion aléatoire des résultats des essais de fatigue. Une fois la preuve faite que les résultats sont valables statistiquement, ils pourront être analysés et commentés.

4.3.1 Mise en évidence de l'effet des contraintes résiduelles

Afin de mettre en évidence l'effet des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de l'acier 304L, on peut représenter les données de la figure 4.6 sous la forme d'histogrammes et comparer les résultats obtenus pour les deux populations étudiées et ce, pour chacun des niveaux de contrainte. Cette façon de présenter les résultats permet d'éliminer l'échelle logarithmique des graphiques de fatigue qui a tendance à atténuer considérablement les écarts de durée de vie mesurés en laboratoire.

Les figures 4.7 à 4.9 contiennent les résultats pour les niveaux de contrainte de 210, 230 et 255 MPa, soit les trois niveaux de contrainte pour lesquels il n'y a eu aucun essai interrompu avant le bris de l'éprouvette et pour lesquels aucune fissure ne s'est initiée au canal. On peut donc comparer directement les deux échantillonnages statistiques qui représentent respectivement les essais sans contraintes résiduelles et avec contraintes résiduelles. Les résultats sont présentés en ordre décroissant de durée de vie.

La figure 4.7 illustre clairement que, pour un niveau de contrainte de 210 MPa, la résistance à la fatigue des éprouvettes est augmentée par le chauffage imposé. En effet, la durée de vie la plus courte des essais « avec contraintes résiduelles » de 114 228 cycles est presque deux fois supérieure à la vie la plus longue des essais « sans contraintes résiduelles » qui est de 74 138 cycles. Le chauffage par induction a augmenté en moyenne la durée de vie des éprouvettes d'un facteur de 5,79 pour cette amplitude.

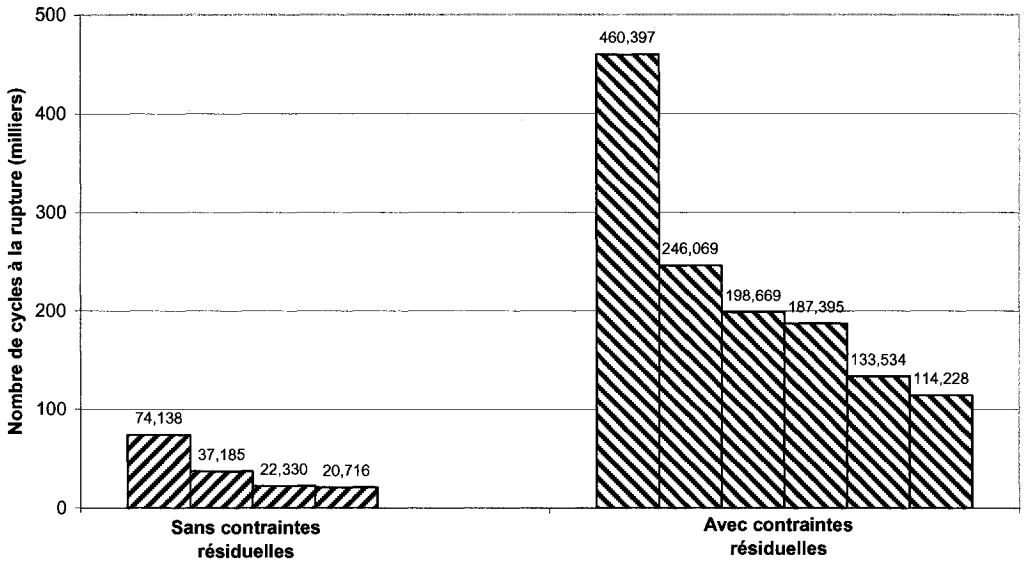


Figure 4.7 : Vie en fatigue pour une amplitude de 210 MPa, avec et sans contraintes résiduelles

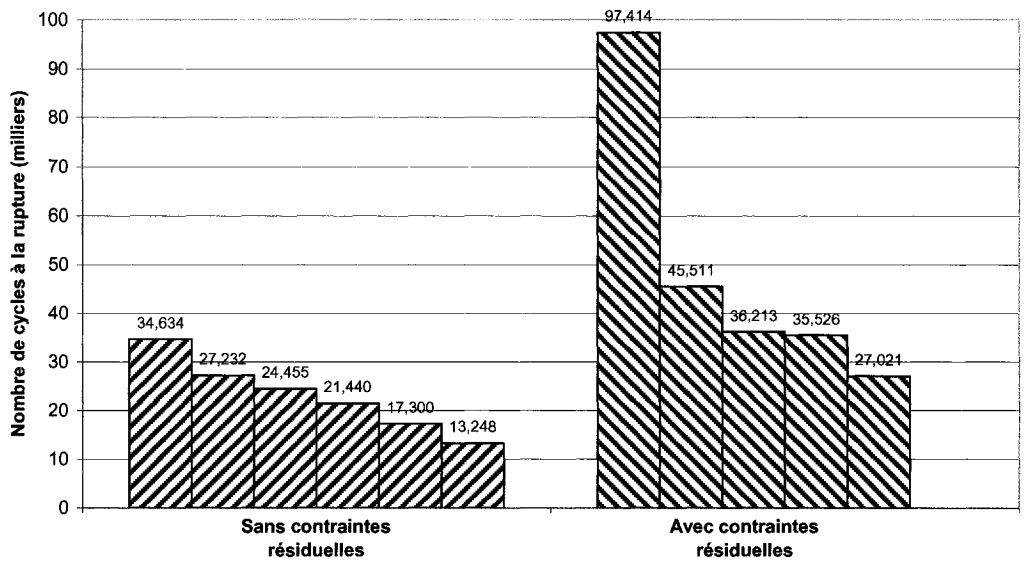


Figure 4.8 : Vie en fatigue pour une amplitude de 230 MPa, avec et sans contraintes résiduelles

Le même effet est visible pour une amplitude de 230 MPa (figure 4.8), mais de façon beaucoup moins significative. Les plages de résultats obtenues pour les deux échantillons se chevauchent, quoique les moyennes soient encore très différentes. Le facteur d'augmentation de la durée de vie moyenne est de 2,10 à ce niveau.

Pour le cas de l'amplitude de 255 MPa (figure 4.9), il ne semble pas y avoir d'effet notable des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue. La diminution de la durée de vie observée est très faible et n'est pas significative, compte tenu de la faible taille des deux échantillonnages statistiques étudiés.

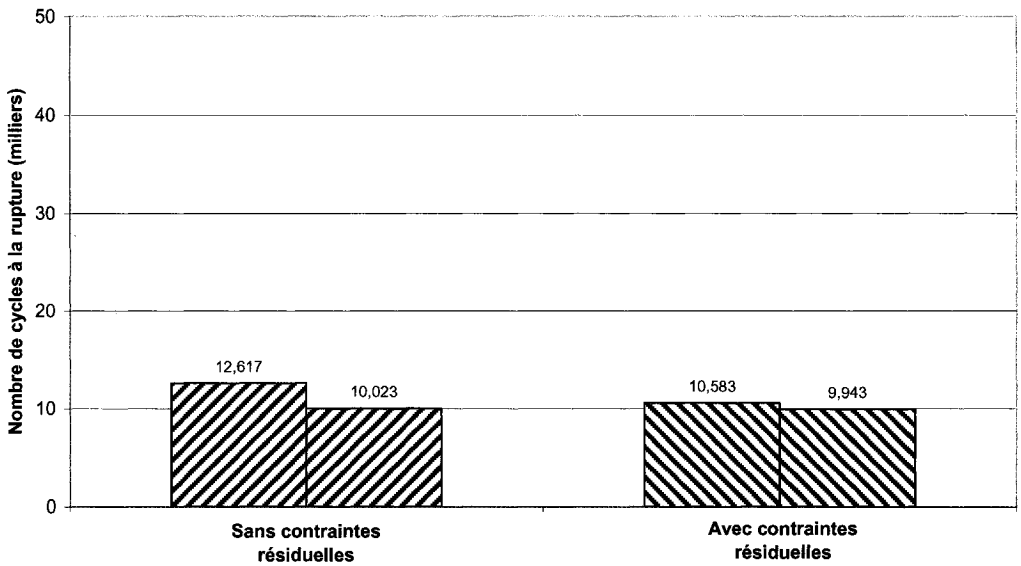


Figure 4.9 : Vie en fatigue pour une amplitude de 255 MPa, avec et sans contraintes résiduelles

La variation de l'effet des contraintes résiduelles induites lors du chauffage sur la résistance à la fatigue est illustrée aux figures 4.10 et 4.11. La figure 4.10 montre les durées de vie moyennes pour chaque niveau de contrainte, tandis que la figure 4.11 donne le facteur d'augmentation moyen de la durée de vie en fonction de la contrainte appliquée. On remarque que l'influence des contraintes résiduelles est très significative pour une amplitude de 210 MPa et qu'elle diminue avec une augmentation de

l'amplitude de contrainte. Le facteur d'augmentation suit une distribution exponentielle (voir figure 4.11) et cela confirme que l'effet sera encore plus important pour des amplitudes de contraintes inférieures à 210 MPa, comme il a été mesuré en laboratoire. En effet, les essais à 190 MPa ont tous mené à un bris dans le cas des essais de référence, tandis que les essais avec contraintes résiduelles ont été interrompus après 10^6 cycles environ (voir figure 4.6). L'effet des contraintes résiduelles de chauffage est donc une augmentation de la durée de vie des éprouvettes d'un facteur d'au moins 35 à ce niveau.

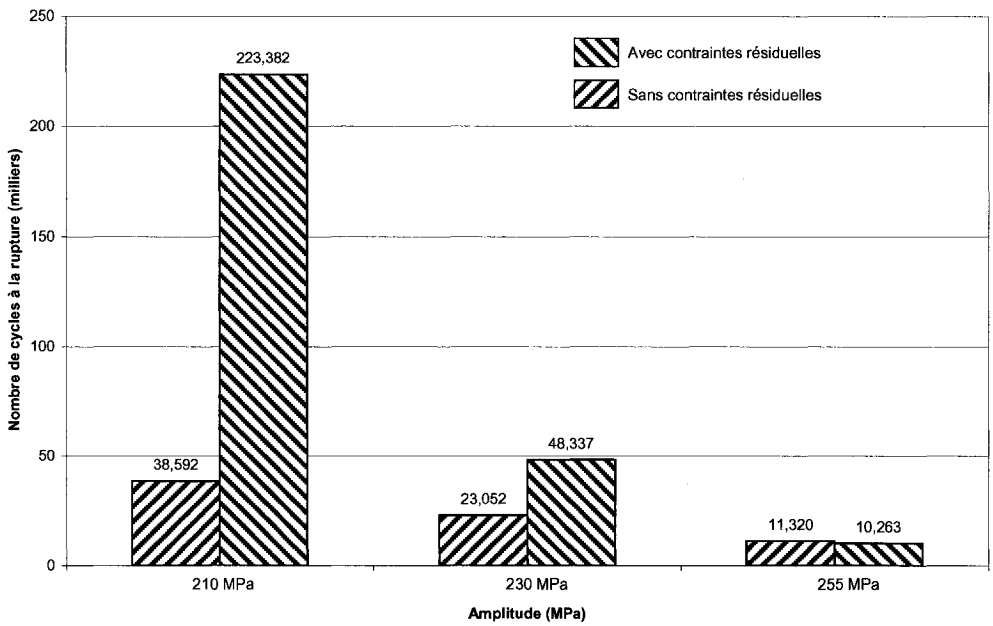


Figure 4.10 : Effet des contraintes résiduelles induites par un chauffage par induction d'une durée de 1,4 seconde sur la vie en fatigue de l'acier 304L

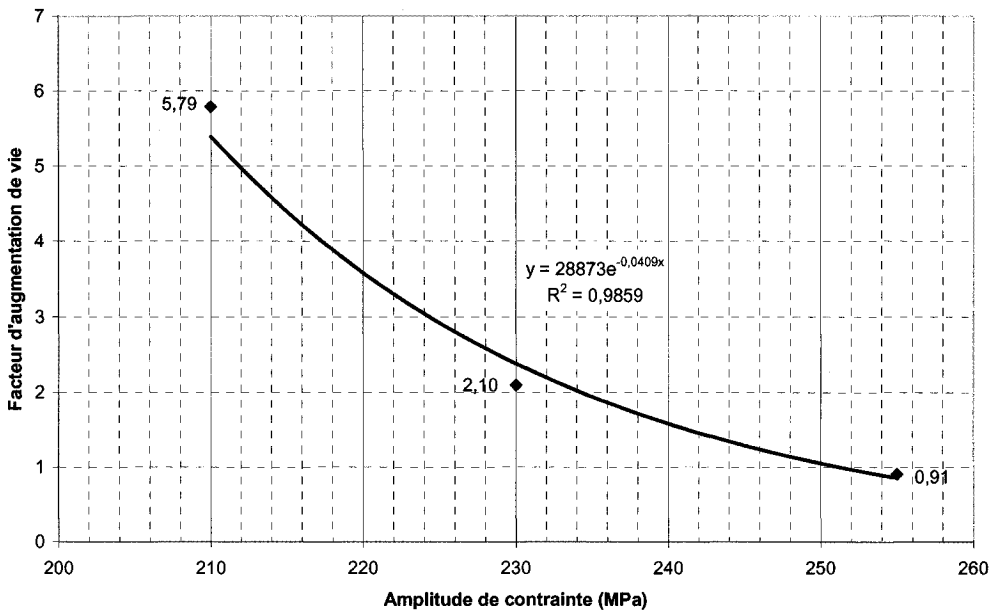


Figure 4.11 : Facteur d'amélioration de vie associé à la présence des contraintes résiduelles induites par un chauffage par induction d'une durée de 1,4 seconde en fonction de l'amplitude de contrainte appliquée

4.3.2 Analyse statistique

Bien que les résultats semblent appuyer l'hypothèse selon laquelle les contraintes résiduelles augmentent la durée de vie des éprouvettes en fatigue pour des amplitudes de contrainte appliquées inférieures à 255 MPa, il est primordial de la vérifier rigoureusement pour éliminer toute subjectivité.

La résistance à la fatigue étant un phénomène fortement dispersif, il est nécessaire d'utiliser des outils statistiques pour déterminer avec quel niveau de confiance les résultats expérimentaux peuvent être interprétés.

Dans cette section, trois outils statistiques ayant de différents objectifs sont utilisés pour démontrer, hors de tout doute, que les résultats des essais de fatigue réalisés sur les deux catégories d'échantillons, avec et sans contraintes résiduelles, sont différents. Ensuite, des mesures de contraintes résiduelles permettront de valider l'hypothèse selon

laquelle les contraintes résiduelles induites seraient responsables de cette différence (voir section 4.3.3).

Tout d'abord, la norme ASTM E739 (1991) permet de comparer l'ensemble des deux échantillonnages statistiques et de statuer sur la probabilité que les deux courbes de fatigue obtenues expérimentalement soient issues de la même population et, par conséquent, que les contraintes résiduelles n'aient aucune influence sur la vie en fatigue. Ensuite, un test statistique basé sur la distribution de Student est effectué pour chaque niveau d'amplitude de contrainte afin de déterminer si les résultats des deux catégories d'échantillon, avec et sans contraintes résiduelles, peuvent être issus de la même population. La dernière méthode statistique utilisée est une méthode de calcul permettant d'estimer quelle serait la probabilité d'obtenir l'échantillon « éprouvettes avec contraintes résiduelles » dans le cas où cet échantillon serait tiré de la population « éprouvettes sans contraintes résiduelles ».

a) Analyse statistique selon la norme ASTM E 739

La norme ASTM E739, nommée *Standard Practice for Statistical Analysis of Linearized Stress-Life (S-N) and Strain-Life (ε-N) Fatigue Data* (ASTM International, 1991) est utilisée pour analyser les résultats de fatigue présentés au chapitre précédent. Le nombre d'échantillons nécessaires à assurer que les résultats de l'application de cette norme soient représentatifs de la population réelle d'éprouvettes (l'ensemble de toutes les éprouvettes du même type et du même matériau) est de 6 à 12 dans le cas d'études de recherche et développement (ASTM International, 1991). Dans le cas de notre application, 14 échantillons ont été sollicités dans le cas des éprouvettes sans contraintes résiduelles et 13, dans le cas des éprouvettes avec contraintes résiduelles. L'exigence de la norme est donc satisfaite dans les deux cas.

Cette méthode statistique a été décrite et appliquée par Lanteigne et al (2001b) sur la mesure de la résistance à la fatigue d'aciers utilisés dans la fabrication et la réparation

de roues de turbines hydrauliques. Une analyse similaire est présentée dans la suite de la présente section.

Les trois hypothèses considérées dans le traitement statistique de la norme ASTM E739 sont les suivantes :

- La relation *S-N* (ou ε-*N*) peut être raisonnablement approximée par une droite sur un intervalle donné ;
- Le logarithme du nombre de cycles à la rupture est normalement distribué, c'est-à-dire que la vie en fatigue s'exprime statistiquement par une loi log-normale ;
- La variance du logarithme de la vie en fatigue est constante sur l'intervalle de contrainte (ou déformation) considéré. La dispersion obtenue pour de grandes amplitudes de contrainte est donc considérée égale à celle pour de faibles amplitudes.

Il est ainsi supposé que la relation entre les deux variables N et S_a, respectivement le nombre de cycles à la rupture et l'amplitude de contrainte axiale appliquée, puisse être présentée adéquatement par l'équation suivante :

$$\log N = A + B \log S_a \tag{4.1}$$

Les paramètres A et B sont deux constantes à déterminer. De plus, la variation statistique de la variable dépendante N est supposée être du type log-normal, c'est-à-dire que la fonction de probabilité représentant la variabilité de log N est une loi normale. Chaque essai de fatigue donne un couple de données (X_i,Y_i) où :

$$Y_i = \log N_i \tag{4.2}$$

$$X_i = \log S_{ai} \tag{4.3}$$

La meilleure estimation de la valeur Y_i correspondant à la variable indépendante X_i est obtenue en utilisant pour A et B leur valeur estimée par une régression linéaire sur l'ensemble des k couples expérimentaux :

$$\hat{Y}_i = \hat{A} + \hat{B}X_i \tag{4.4}$$

Le symbole « ^ » est utilisé pour indiquer « l'estimateur de ». Les meilleurs estimateurs des paramètres A et B sont donc :

$$\hat{B} = \frac{\sum_{i=1}^{k}\left(X_i - \overline{X}\right)\left(Y_i - \overline{Y}\right)}{\sum_{i=1}^{k}\left(X_i - \overline{X}\right)^2} \tag{4.5}$$

$$\hat{A} = \overline{Y} - \hat{B}\overline{X} \tag{4.6}$$

Le symbole « ¯ » indique « valeur moyenne de ».

La qualité de cette estimation à représenter la relation liant la variable dépendante à la variable indépendante peut être évaluée par la variance de la variable statistique $\log N$ qui est considérée constante sur le domaine de contrainte considéré. Le meilleur estimateur de la variance de la variable statistique est :

$$\hat{\sigma}^2 = \frac{\sum_{i=1}^{k}\left(Y_i - \hat{Y}_i\right)}{k-2} \tag{4.7}$$

À partir des données expérimentales obtenues, il est possible de définir une bande de confiance de part et d'autre de la droite représentant la meilleure estimation des paramètres A et B. Le domaine délimité par ces deux bandes de confiance est nommé intervalle de confiance et dépend du degré de confiance α recherché. L'intervalle de confiance est exprimé par l'équation suivante où F_p est le quantile d'ordre α d'une loi de distribution normale à deux paramètres et dont les valeurs sont tabulées dans des ouvrages traitant de statistique (Ostle et al, 2001) :

$$Y = \hat{A} + \hat{B}X \pm \sqrt{2F_p}\hat{\sigma}\left[\frac{1}{k} + \frac{(X - \bar{X})^2}{\sum_{i=1}^{k}(X_i - \bar{X})^2}\right]^{1/2} \quad (4.8)$$

L'interprétation statistique de cet intervalle de confiance est la suivante : pour un intervalle de confiance de degré α, la probabilité que cet intervalle contienne la droite représentant le comportement réel de la population étudiée (équation (4.1)) est α. D'un autre point de vue, on peut affirmer que la probabilité d'obtenir un intervalle de confiance ne contenant pas la droite réelle de la population est de 1-α.

L'application de cette norme aux résultats de la figure 4.6 nécessite un léger traitement des données de fatigue. En effet, cette méthode d'analyse statistique n'est valable que pour des relations pouvant être raisonnablement approximées par une droite. De plus, cette méthode ne permet pas de prendre en compte les non-événements. Elle n'est donc pas adaptée à l'analyse statistique des amplitudes de contrainte près de l'asymptote horizontale correspondant à la limite d'endurance. Conséquemment, seules les données obtenues pour des amplitudes supérieures ou égales à 210 MPa seront considérées lors du traitement des résultats de fatigue.

Une autre exigence de la méthode est de considérer des échantillonnages homogènes. Les essais effectués à des niveaux de contrainte ayant mené à l'amorçage de fissures à la surface du canal ont été retirés afin de s'assurer que tous les résultats puissent être comparés à la courbe de référence du matériau, sans effet du fini de surface du canal. Les essais pour des amplitudes de contraintes supérieures à 255 MPa ont donc été écartés, même pour les éprouvettes sans canal, afin d'étudier le même intervalle de contrainte pour les deux catégories d'échantillons.

Les données ayant servi à l'application de la norme ASTM E 739 sont présentées au tableau 4.4 pour les échantillons qui ont servi à établir la courbe de référence et au tableau 4.5 pour les échantillons avec contraintes résiduelles. Le résultat de l'éprouvette

CIH_61 a été conservé même si l'amorçage de la fissure s'est produite au canal. Cette décision a été prise puisque plusieurs fissures majeures étaient visibles en surface de l'éprouvette.

Bien que la norme recommande de ne pas utiliser d'intervalle de confiance de degré supérieur à 95%, on utilise un degré de confiance de 99% dans cette étude. En effet, comme l'objectif n'est pas de faire un design qui aura une valeur légale, ce niveau de confiance peut être utilisé sans courir de risques juridiques. L'utilisation de ce degré de confiance donnera des intervalles plus larges et les résultats en seront donc davantage conservateurs. Les figures 4.12 et 4.13 montrent les intervalles de confiance obtenus en appliquant la norme décrite précédemment avec un degré de confiance de 99%.

Tableau 4.4 : Données utilisées pour l'application de la norme ASTM E 739 aux échantillons de la courbe de référence

#	*Type d'éprouvette sans canal*	**Durée de chauffage** *(Secondes)*	*Amplitude de contrainte (MPa)*	*Nombre de cycles à la rupture*	*Commentaire*
CI_15	Droite	-	210	22 330	-
CIH_25	Sablier	-	210	20 716	-
CIH_14	Sablier	-	210	74 138	-
CIH_15	Sablier	-	210	37 185	-
CI_14	Droite	-	220	25 878	-
CI_16	Droite	-	230	34 634	-
CI_18	Droite	-	230	13 248	-
CI_17	Droite	-	230	27 232	-
CIH_38	Sablier	-	230	24 455	-
CIH_39	Sablier	-	230	21 440	-
CIH_40	Sablier	-	230	17 300	-
CIH_13*	Sablier	-	245	9 484	-
CIH_56	Sablier	-	255	10 023	-
CIH_12*	Sablier	-	255	12 617	-

*** Éprouvette polie mécaniquement**

Afin de déterminer si ces deux échantillonnages peuvent provenir d'une même population, c'est-à-dire pour vérifier s'il est possible que les contraintes résiduelles

n'aient pas d'effet sur la vie en fatigue, les deux intervalles de confiance sont dessinés sur le même graphique (voir figure 4.14). On remarque qu'aucune droite ne peut être tracée tout en étant entièrement comprise à l'intérieur de ces deux intervalles de confiance. Comme on peut affirmer à 99% de confiance que la droite exprimant le comportement réel de chacune des deux populations n'est pas à l'extérieur de l'intervalle de confiance correspondant, la probabilité que les deux populations soient identiques est donc inférieure à 1%.

Tableau 4.5 : Données utilisées pour l'application de la norme ASTM E 739 aux échantillons avec contraintes résiduelles

#	*Type d'éprouvette*	**Durée de chauffage** *(Secondes)*	*Amplitude de contrainte (MPa)*	*Nombre de cycles à la rupture*	*Commentaire*
CIH_28	Sablier, canal	1,4	210	114 228	-
CIH_29	Sablier, canal	1,4	210	198 669	-
CIH_31	Sablier, canal	1,4	210	187 395	-
CIH_32	Sablier, canal	1,4	210	460 397	-
CIH_58	Sablier, canal	1,4	210	246 069	-
CIH_63	Sablier, canal	1,4	210	133 534	-
CIH_34	Sablier, canal	1,4	230	27 021	-
CIH_36	Sablier, canal	1,4	230	36 213	-
CIH_37	Sablier, canal	1,4	230	45 511	-
CIH_72	Sablier, canal	1,4	230	35 526	-
CIH_73	Sablier, canal	1,4	230	97 414	-
CIH_61	Sablier, canal	1,4	255	9 943	Amorçage canal, fissures surface
CIH_79	Sablier, canal	1,4	255	10 583	-

L'analyse de la figure 4.14 montre que, pour une amplitude de 210 MPa, les intervalles de confiance sont complètement séparés. On peut donc affirmer à 99% de confiance que la durée de vie est supérieure pour les éprouvettes contenant des contraintes résiduelles. Cette remarque s'applique pour toute amplitude inférieure à 225 MPa. Pour des amplitudes supérieures, ce degré de confiance diminue pour devenir nul à

250 MPa environ. À ce niveau, les deux courbes médianes se rejoignent et les intervalles de confiance se superposent, signe que l'effet des contraintes résiduelles est alors très faible, voire nul. Les tendances observées lors de l'analyse des histogrammes sont donc confirmées.

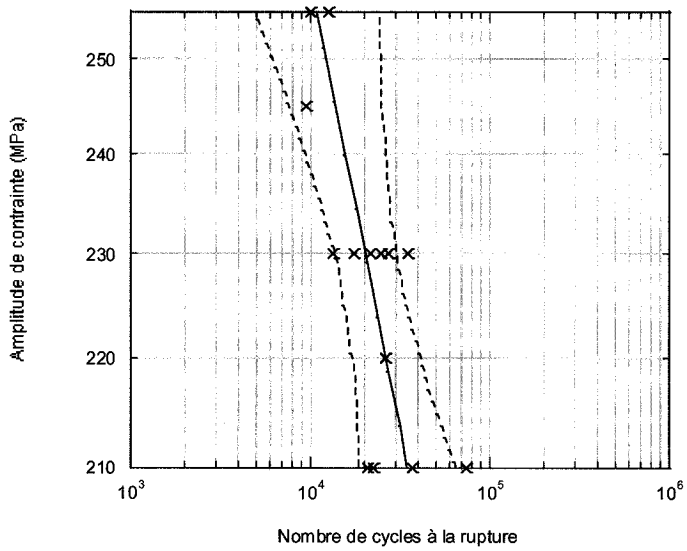


Figure 4.12 : Bandes de confiance à 99% pour la courbe de référence

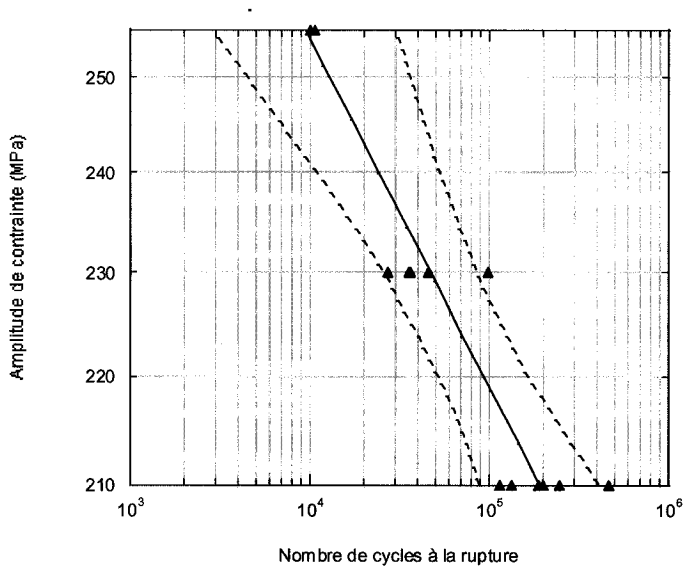


Figure 4.13 : Bande de confiance à 99% pour la courbe incorporant l'influence des contraintes résiduelles

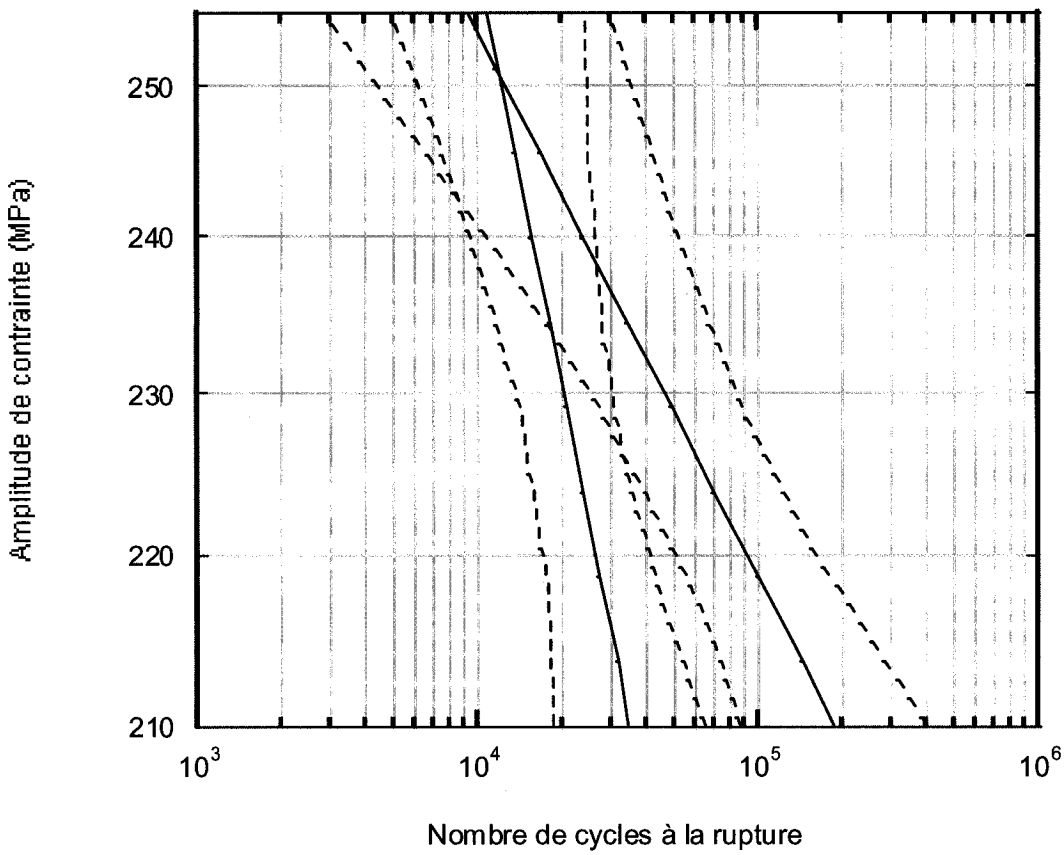


Figure 4.14 : Comparaison des intervalles de confiance obtenus pour les deux courbes de fatigue, avec et sans contraintes résiduelles

b) Distribution de Student

Comme il est mentionné dans le texte de la norme ASTM E 739, la variance des résultats de fatigue n'est pas constante sur l'intervalle de contrainte considéré, tel que supposé lors de l'analyse statistique de la norme. En effet, elle augmente plutôt avec la diminution de la contrainte appliquée (ASTM International, 1991). Bien que cet effet ne semble pas être important dans la portion de courbe étudiée, il serait tout de même fortement pertinent d'étudier de façon séparée chaque niveau de contrainte afin de déterminer si l'influence des contraintes résiduelles est importante à chacun des niveaux d'amplitude.

Une méthode permettant de déterminer l'erreur pouvant être commise en utilisant un échantillonnage de faible taille pour estimer la moyenne d'une variable statistique a été présentée dans une étude traitant de la mesure de la ductilité résiduelle de conducteurs usagés (Lanteigne et al, 1994). Cette méthode est basée sur la distribution statistique *t* de Student.

Dans notre cas, la variable statistique X est le logarithme du nombre de cycles à la rupture des éprouvettes :

$$X = \log N \tag{4.9}$$

L'erreur absolue Er commise en estimant la moyenne réelle μ de la population (ensemble de toutes les éprouvettes de même géométrie et de même matériau) par la valeur moyenne $\overline{x}$ de l'échantillonnage (les éprouvettes sollicitées en laboratoire), pour un niveau de confiance 1-α, est donnée par :

$$Er = t_{\alpha/2}^{n-1} \frac{s}{\sqrt{n}} \tag{4.10}$$

Dans cette équation, n est la taille de l'échantillonnage statistique pour un niveau de contrainte et s, son écart type; t est une variable aléatoire suivant une distribution de Student à n-1 degrés de liberté. $t_{\alpha/2}^{n-1}$ est la valeur de t pour laquelle la probabilité cumulative est de 1-α/2, c'est-à-dire que l'aire sous la courbe à la droite de l'abscisse $t_{\alpha/2}^{n-1}$ est égale à α/2. Les valeurs de cette fonction proviennent de Ostle et al (2001). Dans notre cas, le niveau de confiance choisi est de 95%, soit $\alpha/2 = 0{,}025$.

La moyenne réelle μ de la population d'où provient l'échantillonnage statistique étudié est comprise dans l'intervalle défini par la moyenne $\overline{x}$ de l'échantillonnage et par l'erreur calculée avec un niveau de confiance de 95%, c'est-à-dire que :

$$\Pr\left(\mu \in \left[\overline{x} - Er, \overline{x} + Er\right]\right) = 95\% \tag{4.11}$$

Les tableaux 4.6 et 4.7 présentent les erreurs calculées pour les deux échantillonnages statistiques (avec et sans contraintes résiduelles) pour des amplitudes de 210 et 230 MPa. L'utilisation de cette méthode statistique pour les essais ayant une amplitude de 255 MPa ne serait pas significative à cause du peu de données recueillies.

Tableau 4.6 : Calcul de l'erreur pour une amplitude de 210 MPa

Type d'éprouvette	*Taille n*	*Moyenne* $\bar{x}$	*Écart type s*	*t-Student* $t_{0.025}^{n-2}$	*Erreur Er*
Sans contraintes résiduelles	4	4,526	0,255	3,182	0,406
Avec contraintes résiduelles	6	5,301	0,214	2,571	0,225

Tableau 4.7 : Calcul de l'erreur pour une amplitude de 230 MPa

Type d'éprouvette	*Taille n*	*Moyenne* $\bar{x}$	*Écart type s*	*t-Student* $t_{0.025}^{n-2}$	*Erreur Er*
Sans contraintes résiduelles	6	4,342	0,148	2,571	0,155
Avec contraintes résiduelles	5	4,638	0,212	2,776	0,263

À partir de ces erreurs, on peut calculer les bandes de confiance à 95% pour chacun des échantillonnages (voir équation (4.11)) et vérifier si l'influence du chauffage sur la vie en fatigue est statistiquement observable pour les deux niveaux d'amplitude. La figure 4.15 illustre ces bandes de confiance. Encore une fois, il est démontré que leur effet est réel. En effet, la probabilité qu'il n'y ait pas d'influence pour une amplitude de 210 MPa est inférieure à 5%, puisque la probabilité de retrouver une moyenne extérieure à ces intervalles de confiance est de 5% seulement. Dans le cas de 230 MPa, il est impossible d'affirmer avec une certitude de 95% que l'effet mesuré est réel. Toutefois, avec un nombre d'essais plus élevé, les bandes de confiance se dissocieraient vraisemblablement.

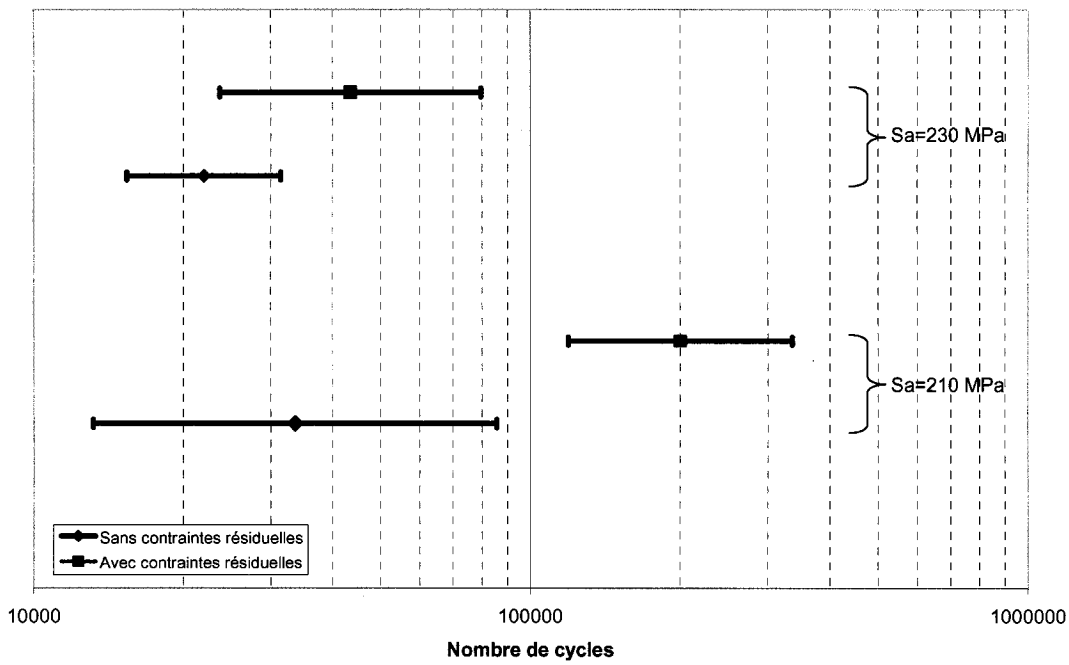


Figure 4.15 : Bandes de confiance à 95% pour l'analyse statistique par niveau d'amplitude

c) Approximation de la fonction de probabilité

Une approche différente de celle des intervalles de confiance peut être utilisée afin de déterminer si les contraintes résiduelles augmentent effectivement la vie en fatigue endurance des éprouvettes. Cette méthode consiste à estimer quelle serait la probabilité d'obtenir l'échantillonnage « éprouvettes avec contraintes résiduelles » obtenu, pour une amplitude de contrainte donnée, dans le cas où celles-ci n'auraient aucun effet sur la résistance à la fatigue.

La difficulté de cette approche est de déterminer quelle fonction de densité de probabilité doit être utilisée pour représenter le phénomène de la fatigue. Une méthode d'analyse a été développée par Zhao et al (2000) afin de déterminer laquelle des quatre fonctions de probabilité étudiées s'adaptait le mieux au phénomène de la fatigue. Cette procédure consiste à utiliser des données de fatigue afin de déterminer quelle distribution respecte le mieux ces trois critères :

1. La fonction de probabilité doit représenter de façon adéquate la variabilité des résultats expérimentaux ;
2. La distribution doit respecter les mécanismes physiques de la fatigue ;
3. La fonction de probabilité doit être conservatrice dans la zone des faibles probabilités de bris.

Dans cette étude, les fonctions de Weibull à deux et trois paramètres ainsi que les distributions log-normale et valeur maximale extrême (« extreme maximum-value ») sont considérées. Neuf groupes de données de fatigue ont permis de démontrer que les fonctions log-normale et valeur maximale extrême étaient les plus adéquates. La dernière fonction est toutefois plus facile à appliquer numériquement et respecte davantage le phénomène physique de la fatigue (Zhao et al, 2000).

Nous choisissons donc d'utiliser cette fonction de probabilité pour traiter nos résultats expérimentaux. Elle est définie par l'équation suivante :

$$f(N) = \frac{1}{\sigma}\exp\left(-\frac{N-\mu}{\sigma}\right)\exp\left[-\exp\left(-\frac{N-\mu}{\sigma}\right)\right] \tag{4.12}$$

La fonction de probabilité cumulative est quant à elle :

$$F(N) = \exp\left[-\exp\left(-\frac{N-\mu}{\sigma}\right)\right] \tag{4.13}$$

Il est nécessaire d'estimer la variance σ^2 et la moyenne μ de la variable statistique N afin de définir la fonction de probabilité $f(N)$. Plutôt que d'utiliser l'écart type et la moyenne de l'échantillon comme estimateur des paramètres réels de la population, il est suggéré d'utiliser un lissage linéaire par la méthode des moindres carrés à partir des résultats expérimentaux. Une relation du type de l'équation (4.14) est obtenue à la place de l'équation (4.13) en définissant les variables statistiques X et Y tel qu'indiqué en (4.14).

$$Y = A + BX \tag{4.14}$$

où

$$X = N$$
$$Y = \ln\left[\ln\left(1/F(N)\right)\right]$$

Les paramètres σ et μ sont estimés pour un niveau de contrainte à partir des résultats de la régression linéaire effectuée sur les couples de données (N_i, $F(N_i)$) :

$$\hat{A} = \frac{\mu}{\sigma} \tag{4.15}$$

$$\hat{B} = -\frac{1}{\sigma} \tag{4.16}$$

Pour effectuer cette régression linéaire, il est toutefois nécessaire de transformer les k données N_i obtenues en laboratoire en couples (N_i, $F(N_i)$). La probabilité cumulative pour la ième plus petite vie obtenue expérimentalement peut être approximée par l'équation suivante :

$$\hat{F}\left(N_i\right) = \frac{(i - 0.417)}{\left(k + 0.166\right)} \tag{4.17}$$

Jahn et Maennig (1997) ont en effet démontré, à partir de 56 groupes de données de fatigue, que cette fonction était la plus adéquate des dix fonctions considérées dans leur recherche. Elle a donc été préférée à celle proposée par Zhao et al (2000), bien que ces deux différentes fonctions donnent des résultats très similaires.

Les figures 4.16 à 4.18 illustrent les résultats de l'analyse statistique. Les graphiques à gauche montrent la fonction de probabilité de bris *f(N)* en fonction de la durée de vie, tandis que le graphique de droite présente les courbes de probabilité cumulative *F(N)*. Les points correspondent aux valeurs calculées à partir de l'équation (4.17) et représentent donc les données expérimentales à partir desquelles la régression

linéaire a été effectuée pour estimer les paramètres σ et μ définissant la fonction de probabilité.

Une fois ces courbes obtenues, on peut aisément déterminer, pour une éprouvette sans contraintes résiduelles, quelle est la probabilité d'obtenir une durée de vie supérieure ou égale à la plus courte des vies obtenues à ce niveau de contrainte pour une éprouvette contenant des contraintes résiduelles. Ce nombre de cycle est notée N_1 et correspond à la droite verticale tracée sur les graphiques. La valeur de la fonction de probabilité cumulative y étant associée est inscrite et cette dernière permet de déterminer la probabilité d'obtenir une vie supérieure ou égale à N_1 dans le cas d'une éprouvette libre de contraintes résiduelles. La probabilité P d'obtenir n fois de suite une durée de vie supérieure à N_1 pour des essais de fatigue faits sur ces éprouvettes est ensuite calculée à partir de l'équation (4.18) :

$$P = \left[\Pr\left(N \geq N_1\right)\right]^n \tag{4.18}$$

où la probabilité d'obtenir un bris supérieur à N_1 est multipliée n fois par elle même. Le tableau 4.8 résume les résultats obtenus.

Tableau 4.8 : Résultats du calcul de probabilité

Amplitude (MPa)	***N_1 (cycles)***	***$Pr(N \geq N_1)$ (%)***	***n***	***P (%)***
210	114 228	2,50	6	$2{,}43 \times 10^{-8}$
230	27 021	28,05	5	0,17
255	9 943	74,63	2	55,70

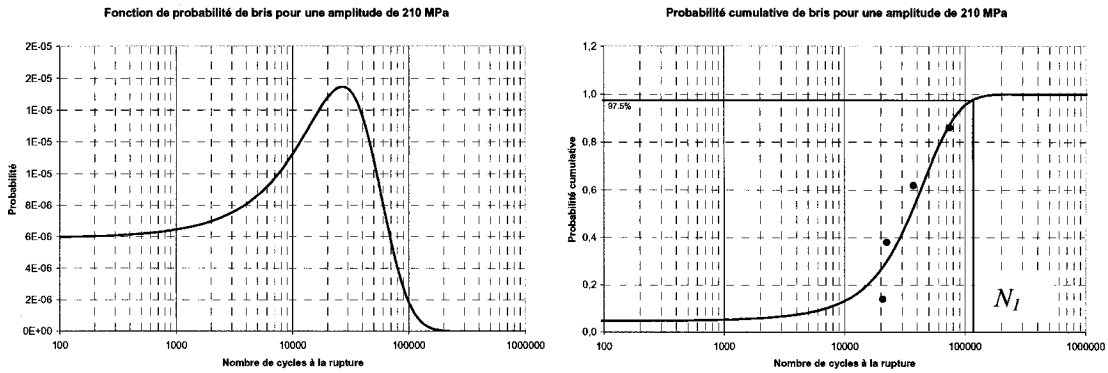


Figure 4.16 : Distribution de probabilité de bris pour une amplitude de 210 MPa : a) Fonction de densité b) Fonction cumulative de probabilité

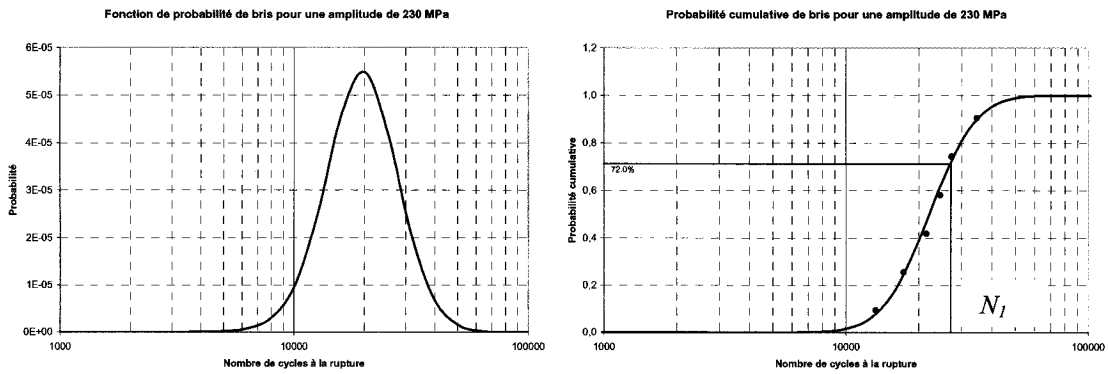


Figure 4.17 : Distribution de probabilité de bris pour une amplitude de 230 MPa : a) Fonction de densité b) Fonction cumulative de probabilité

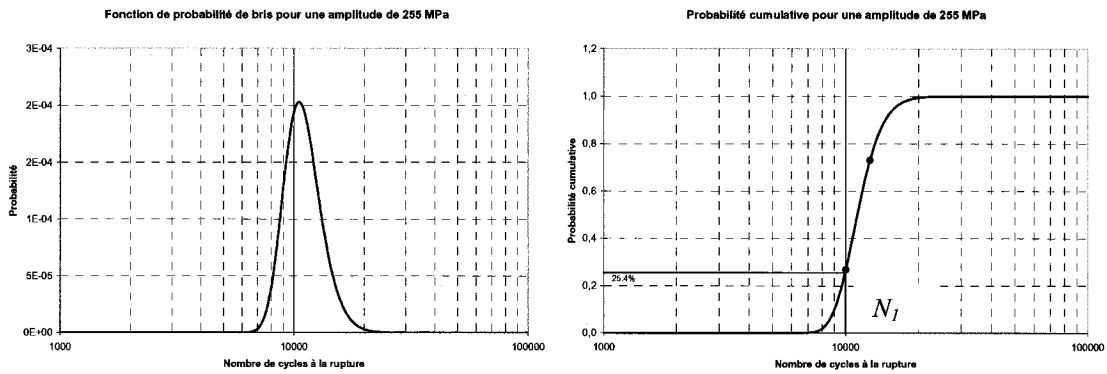


Figure 4.18 : Distribution de probabilité de bris pour une amplitude de 255 MPa : a) Fonction de densité b) Fonction cumulative de probabilité

Les résultats confirment que les éprouvettes de fatigue préalablement chauffées ont une résistance à la fatigue supérieure pour une amplitude de 210 MPa. En effet, la probabilité d'obtenir à partir d'éprouvettes témoins les résultats expérimentaux correspondant aux éprouvettes contenant des contraintes résiduelles est de $2{,}43 \times 10^{-8}$ %, ce qui indique que sur 100 milliards d'échantillons, seulement 24 donneront les résultats mesurés en laboratoire pour les éprouvettes préalablement chauffées. La probabilité de se tromper en affirmant que le chauffage imposé augmentent la durée de vie des éprouvettes est donc très faible. Pour le cas intermédiaire de 230 MPa, cette probabilité d'erreur est encore faible, soit de 0,17%. Néanmoins, pour une amplitude de 255 MPa, les résultats démontrent clairement que l'effet des contraintes résiduelles est très faible, voire nul.

4.3.3 Discussion

Il a donc été démontré que le chauffage des éprouvettes augmentait leur résistance à la fatigue pour des amplitudes de contrainte appliquées inférieures à environ 250 MPa. Dans cette section, nous tenterons d'expliquer comment des contraintes résiduelles de tension induites en surface d'éprouvettes peuvent avoir un effet bénéfique sur leur vie en fatigue, ce qui est contraire à la théorie généralement admise au sein de la communauté scientifique.

Il a déjà été mentionné qu'il était important de considérer l'historique complet des contraintes résiduelles lors du calcul de la prévision de vie en fatigue d'une composante mécanique afin de tenir compte des effets de leur redistribution et de leur relaxation. Il avait alors été affirmé que de considérer les contraintes résiduelles constantes durant la sollicitation pouvait mener à des prédictions de vie erronées, voire non conservatrices. Il serait donc important d'étudier cet aspect afin de vérifier si ces phénomènes peuvent expliquer les résultats obtenus en laboratoire.

La redistribution des contraintes résiduelles est observée lorsque l'application de la charge cyclique provoque la plastification du matériau. Des déformations plastiques sont

alors créées et le champ de contraintes résiduelles est modifié en partie pour atteindre un nouvel état d'équilibre (Fontanari et al, 2001 et Belassel et al, 2003). Le nombre de cycles nécessaires à la stabilisation des contraintes résiduelles dépend de leur distribution initiale, du comportement cyclique du matériau et du chargement appliqué.

La relaxation des contraintes résiduelles se produit, quant à elle, même si la limite d'élasticité du matériau n'est pas atteinte. Ce phénomène provoque leur diminution graduelle pendant la sollicitation cyclique du matériau et cette dernière est généralement linéaire par rapport au logarithme du nombre de cycles (Fontanari et al, 2001 et Belassel et al, 2003). La vitesse de relaxation des contraintes résiduelles diminue donc exponentiellement avec le nombre de cycles appliqué.

Les figures 4.19 à 4.22 présentent les mesures de contraintes résiduelles effectuées sur quatre éprouvettes de fatigue à l'aide de la méthode de la diffraction des rayons X. Toutes ces éprouvettes ont été préalablement polies et ont ensuite subi un historique de chargement différent. Les mesures de contraintes résiduelles effectuées permettront ainsi d'étudier le comportement du champ de contraintes résiduelles pendant la sollicitation.

La figure 4.19 donne l'état de contrainte de référence correspondant à une éprouvette polie à l'aide d'une solution électrolytique après avoir été préalablement usinée au tour et sablée mécaniquement. Ces contraintes proviennent de l'usinage de l'éprouvette. On remarque que les contraintes mesurées sont en compression et que la composante axiale possède une intensité de 200 MPa en surface de l'éprouvette. Le champ de contraintes résiduelles d'usinage s'estompe graduellement sous la surface et l'intensité de ces contraintes atteint une valeur presque nulle à une profondeur de 250 microns.

La figure 4.20 illustre l'état de contrainte mesuré sur une éprouvette ayant subi le chauffage par induction pendant 1,4 seconde à une puissance de 71% (puissance maximale permise par la machine de chauffage). C'est l'état initial des contraintes résiduelles avant les essais de fatigue. La présence de contraintes de tension en surface

de l'éprouvette avait déjà été confirmée par des mesures utilisant la méthode de la diffraction des rayons X (chapitre 3). Les composantes axiale et circonférentielle de ce champ de contraintes sont de l'ordre de 300 MPa en surface. Cela indique donc qu'il y aura un écoulement important du matériau lors de l'application du chargement à 210 MPa dans la direction axiale, puisque la contrainte équivalente atteindra alors une valeur de 435 MPa qui est largement supérieure à la valeur de la limite d'élasticité de 220 MPa. Il y aura donc une redistribution des contraintes résiduelles.

Les figures 4.21 et 4.22 montrent les valeurs mesurées des composantes de contrainte pour des éprouvettes préalablement polies et chauffées pendant 1,4 seconde, à une puissance maximale et ayant ensuite subi respectivement 50 et 50 000 cycles de contrainte alternée à une amplitude de 210 MPa. Ces nombres de cycles ont été sélectionnés afin d'identifier les contraintes résiduelles résultant d'abord de la redistribution des contraintes (50 cycles) (figure 4.21) et ensuite, celles résultant de la relaxation des contraintes (50 000 cycles) (figure 4.22). Ce dernier nombre de cycles a été choisi, car c'est la demi-vie du plus court des essais effectués à ce niveau d'amplitude sur des éprouvettes préalablement chauffées. Une telle précaution est prise afin d'éviter le bris de l'éprouvette avant l'arrêt de la sollicitation.

On observe qu'après 50 cycles, la distribution des contraintes résiduelles n'est plus la même que celle de l'éprouvette non sollicitée. Il y a donc effectivement eu une redistribution des contraintes résiduelles pendant la sollicitation. La forme de la distribution ainsi que l'intensité des contraintes ont été modifiées. La figure 4.21 indique, en effet, que le champ de contraintes a subi une diminution d'intensité sur une profondeur de 200 microns sous la surface et que la distribution résultante présente un état de contrainte constant pour une profondeur de 100 microns et plus. Néanmoins, l'état de contrainte sous la surface demeure très près de l'état équibiaxial et en tension.

La figure 4.22 montre que les composantes de contraintes résiduelles ont changé de signe après 50 000 cycles, c'est-à-dire que les contraintes axiale et circonférentielle

sont maintenant en compression sous la surface, jusqu'à une profondeur de 80 microns. Sous cette profondeur, des contraintes de tension sont mesurées. L'état de contraintes mesuré après 50 000 cycles est très près de l'état équibiaxial en compression sous la surface et l'intensité des contraintes est de 60 MPa en surface. La redistribution des contraintes n'était donc pas achevée après 50 cycles et la contrainte en surface s'est inversée pendant la suite du cyclage.

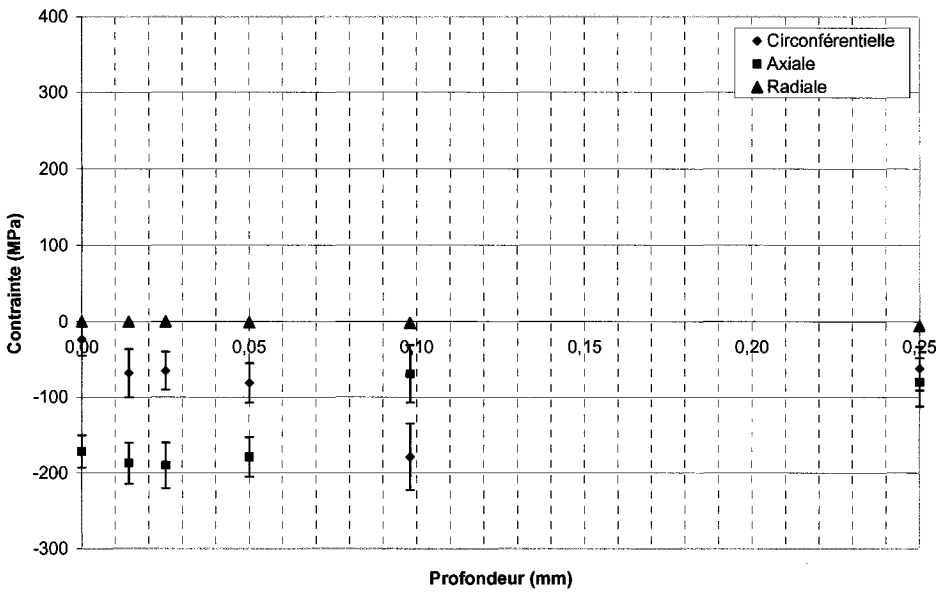


Figure 4.19 : Contraintes résiduelles mesurées après le polissage électrolytique de l'éprouvette

Comme la contrainte devient en compression sur une profondeur de 80 microns sous la surface des éprouvettes pendant la sollicitation, la redistribution des contraintes résiduelles paraît être l'explication recherchée concernant les résultats inattendus des essais de fatigue. En effet, cette contrainte de compression aura tendance à refermer les microfissures et à ainsi prolonger la vie en fatigue des éprouvettes en retardant la coalescence de fissures importantes d'un point de vue d'ingénierie. L'analyse fractographique des faciès de rupture a permis de déterminer avec précision le lieu d'amorçage des fissures. Il a ainsi pu être confirmé que le mécanisme d'amorçage pour les éprouvettes chauffées et pour celles non chauffées était identique. Toutes les fissures

se sont en effet amorcées en surface des éprouvettes (à une amplitude de contrainte de 210 MPa) sauf pour un essai où l'amorce a été observée à un défaut dendritique situé à quelques microns de la surface.

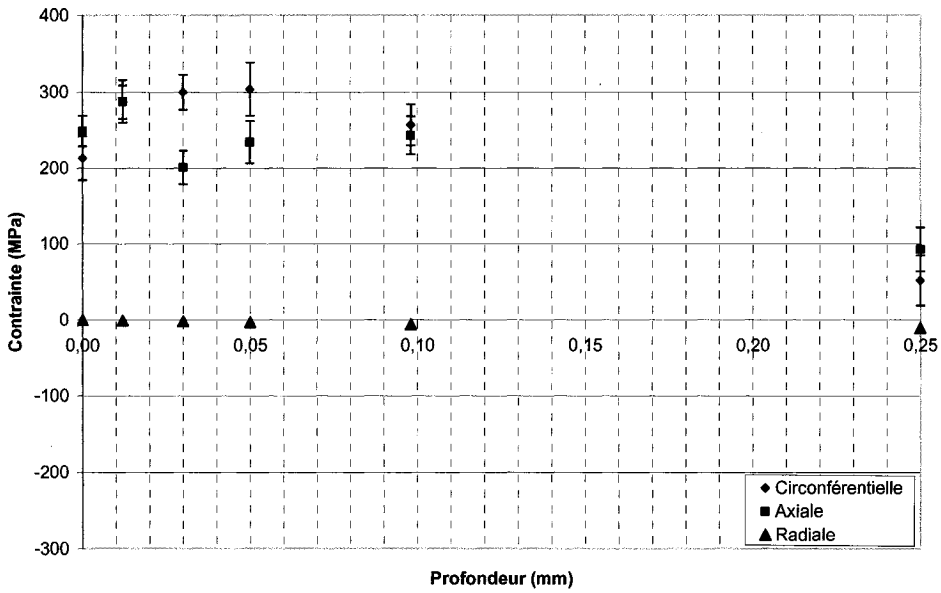


Figure 4.20 : Contraintes résiduelles dans l'acier 304L mesurées après un chauffage d'une durée de 1,4 seconde à une puissance de 71%

La figure 4.23 montre l'évolution de la composante axiale des contraintes résiduelles. Après le polissage électrolytique, cette composante de contrainte est en compression sur une profondeur de 250 microns et atteint une valeur maximale de 200 MPa sous la surface. Ensuite, le chauffage de l'éprouvette introduit un état de contraintes résiduelles en tension en surface. Pendant les 50 premiers cycles de fatigue, la distribution et l'intensité de la contrainte varie. La valeur maximale de contrainte axiale passe de 300 MPa à une valeur de 200 MPa. Finalement, après 50 000 cycles, l'état de contraintes résiduelles est inversé. La composante axiale des contraintes est en compression sur une profondeur de 80 microns. Toutefois, l'état de contrainte mesuré sur l'éprouvette polie est davantage en compression que celui mesuré après 50 000 cycles. Cela semble donc infirmer l'hypothèse du paragraphe précédent. Ce n'est pourtant pas aussi simple, car il faut se rappeler que cette éprouvette n'a pas été

sollicitée après son polissage et que la redistribution des contraintes résiduelles pendant la sollicitation ainsi que leur relaxation n'ont pas été considérées lors de ces mesures.

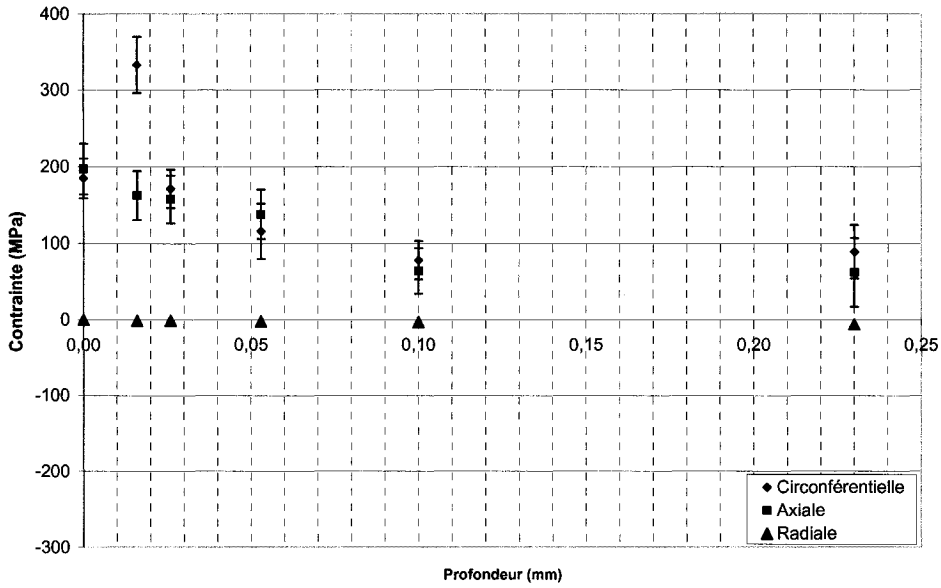


Figure 4.21 : Contraintes résiduelles dans l'acier 304L mesurées après une sollicitation de 50 cycles à une amplitude de 210 MPa

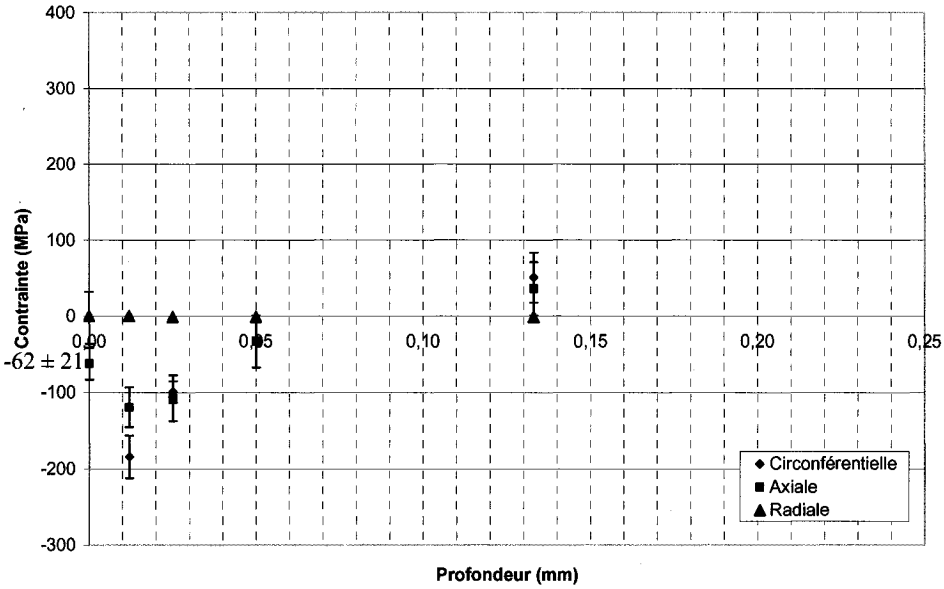


Figure 4.22 : Contraintes résiduelles dans l'acier 304L mesurées après une sollicitation de 50 000 cycles à une amplitude de 210 MPa

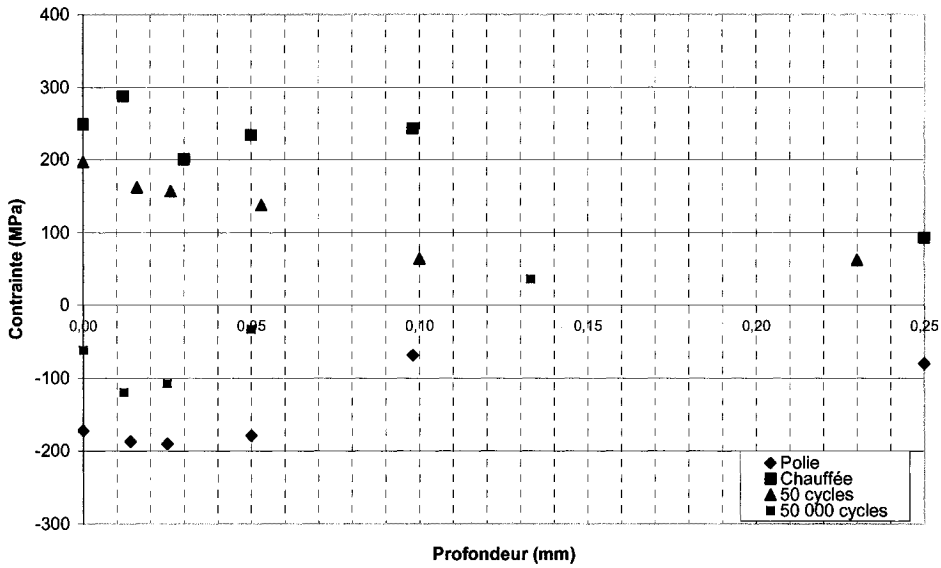


Figure 4.23 : Évolution de la contrainte résiduelle axiale induite par le chauffage dans un échantillon sollicité à une amplitude de 210 MPa, pendant 50 000 cycles

Belassel et al (2003) ont constaté, lors de leurs travaux portant sur l'influence des contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue des alliages de nickel, que la contrainte de compression d'usinage mesurée sur les éprouvettes après le polissage est fortement atténuée ou même inversée par la sollicitation cyclique de l'éprouvette. Les contraintes résiduelles présentes en surface des éprouvettes polies lorsqu'elles ont été sollicitées pendant 10 000 cycles, soit la demi-vie du plus court des essais effectués sur ce type d'éprouvette, seront donc mesurées à l'aide de la méthode des rayons X.

La figure 4.24 montre l'état de contrainte mesuré à l'aide de la méthode de la diffraction des rayons X sur une éprouvette préalablement polie ayant ensuite subi 10 000 cycles de traction alternée à une amplitude de 210 MPa. Une comparaison de cet état de contrainte avec celui de l'éprouvette polie montre que l'intensité de la contrainte axiale en surface est passée de -172 MPa à une valeur de -27 MPa pendant le cyclage en fatigue. Les observations de Belassel et al (2003) sont donc confirmées, les contraintes résiduelles d'usinage sont fortement relaxées par la sollicitation cyclique.

La figure 4.25 montre que la distribution de la contrainte résiduelle axiale, à la demi-vie des éprouvettes, est davantage en compression (62 MPa) en surface dans le cas de l'éprouvette préalablement chauffée comparativement à celle polie (27 MPa). Cela peut expliquer l'augmentation de vie mesurée en laboratoire pour les éprouvettes contenant des contraintes résiduelles induites par le chauffage. La différence entre ces contraintes augmente ensuite et atteint un maximum (100 MPa) à une profondeur de 20 microns environ. Cet effet s'estompe ensuite pour s'inverser à une distance de 50 microns. L'amorçage de fissures semble donc retardée par cette mince couche de matériau contenant une contrainte résiduelle de compression.

Le phénomène d'inversion des contraintes résiduelles causé par leur redistribution serait donc responsable de l'augmentation de la vie en fatigue des éprouvettes préalablement chauffées. Il est toutefois important de préciser que ce phénomène n'est pas général à tous les cas de chargement et que la redistribution des contraintes est fortement influencée par l'état de contraintes résiduelles initiales, par le comportement cyclique du matériau et par la sollicitation imposée (voir section 1.2.3). Par exemple, ce phénomène n'aurait pu être possible dans un acier à haute résistance, car aucune plastification n'aurait été provoquée lors de sa sollicitation cyclique en raison de sa limite d'écoulement élevée. Au contraire, dans le cas de l'acier 304L recuit, sa faible limite d'écoulement a favorisé une redistribution des contraintes résiduelles qui a mené à leur inversion au cours de la sollicitation.

Flavenot et Skalli (1983) ont montré que les contraintes résiduelles stabilisées à la demi-vie pouvaient être utilisées afin de prédire la durée de vie des éprouvettes lors de leurs travaux. Cette méthode de calcul repose sur l'assimilation de ces contraintes à des contraintes statiques et à les considérer constantes pendant la sollicitation.

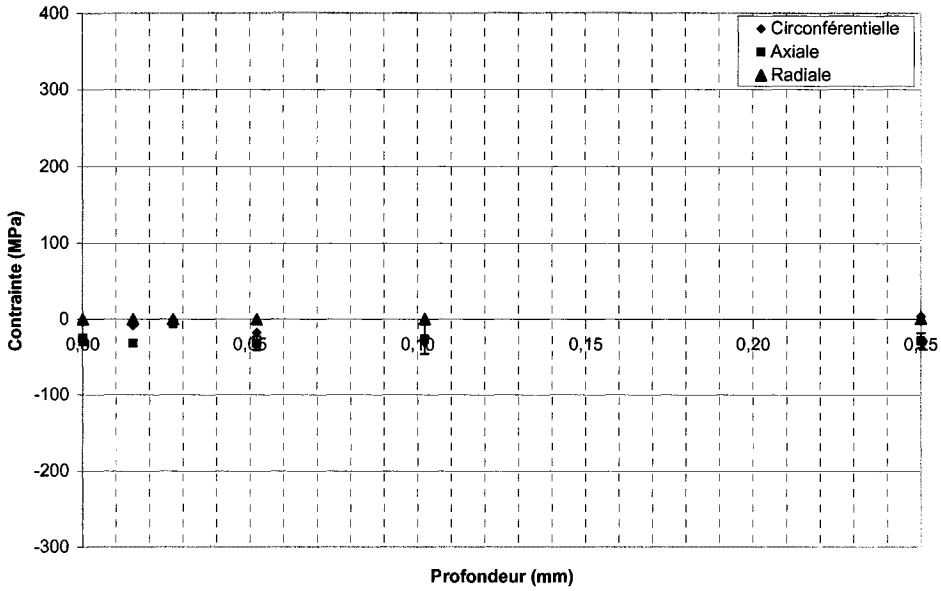


Figure 4.24 : Contraintes résiduelles mesurées après la sollicitation de 10 000 cycles d'une éprouvette préalablement polie à une amplitude de contrainte de 210 MPa

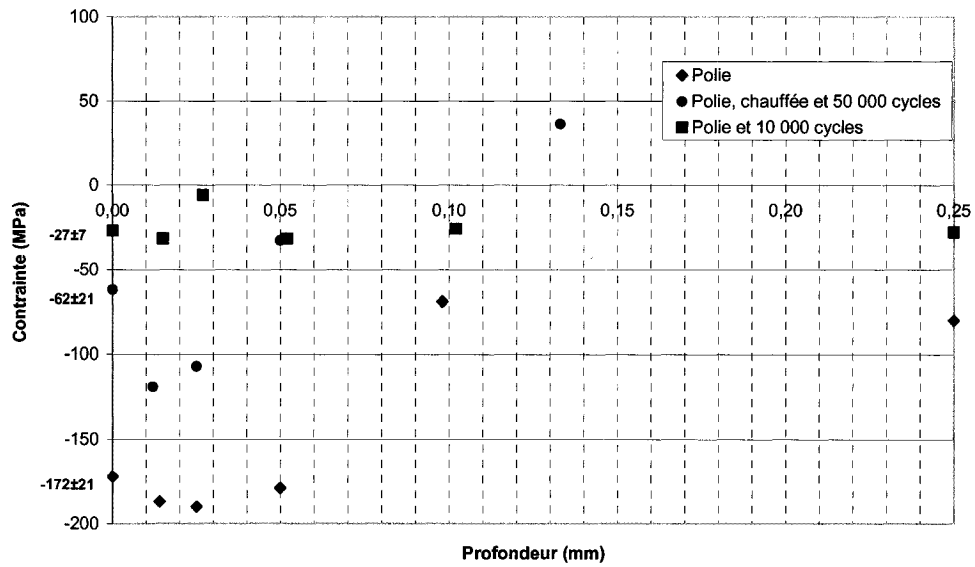


Figure 4.25 : Comparaison entre les contraintes résiduelles axiales pour une éprouvette polie, chauffée et sollicitée à 50 000 cycles et une éprouvette polie et sollicitée à 10 000 cycles

Cette méthode de calcul est facile à appliquer, puisqu'elle n'exige pas la connaissance exacte de la variation des contraintes résiduelles dans le temps. Il n'est donc pas nécessaire d'utiliser la modélisation numérique pour estimer cette variation. Pour valider cette méthode, des essais ont été faits en laboratoire afin d'étudier l'effet d'une contrainte statique de compression sur le comportement en fatigue de l'acier 304L.

La figure 4.26 montre l'effet de contraintes statiques de -100, -50 et -25 MPa sur la vie en fatigue de l'acier 304L. Cet effet est comparé avec celui des contraintes résiduelles. À une amplitude de contrainte appliquée de 210 MPa, les essais ayant une contrainte moyenne de -100 et -50 MPa ont été interrompus après 10^7 cycles. Au niveau de contrainte de -25 MPa toutefois, tous les essais ont mené au bris de l'éprouvette avec une durée de vie moyenne de 336 870 cycles.

Les résultats confirment qu'une contrainte statique de compression augmente la vie en fatigue, et ce d'une façon très marquée. En effet, une contrainte de -25 MPa est suffisante pour multiplier la durée de vie moyenne à une amplitude de 210 MPa de 38 592 obtenue sans contrainte statique par un facteur 10 pour atteindre une valeur moyenne de 336 870 cycles. De plus, une contrainte de -50 MPa augmente cette durée de vie à une valeur supérieure à 10^7 cycles.

Les essais effectués à une amplitude de contrainte de 210 MPa sur les éprouvettes d'acier 304L contenant des contraintes résiduelles ont mené à une durée de vie de 223 382 cycles. On s'attend donc, en observant la figure 4.26, à ce que la valeur de la contrainte résiduelle axiale soit comprise entre 0 (38 592 cycles) et -25 MPa (336 870 cycles). Le graphique de la figure 4.22 indique toutefois que la valeur de la contrainte résiduelle est de -62 ± 21 MPa. Alors comment expliquer que la durée de vie ne soit pas infinie compte tenu de cette valeur de contrainte ?

Ce phénomène pourrait s'expliquer par l'état de contraintes résiduelles à la demi-vie des éprouvettes non chauffées et sollicitées avec une contrainte statique non nulle.

En effet, il faut considérer la différence des contraintes résiduelles à la demi-vie des éprouvettes pour les deux types d'historique, soit avec et sans chauffage. Faute de données à ce sujet, il semble raisonnable d'estimer la redistribution des contraintes résiduelles d'usinage en présence d'une contrainte moyenne par celle mesurée dans le cas d'une contrainte moyenne nulle.

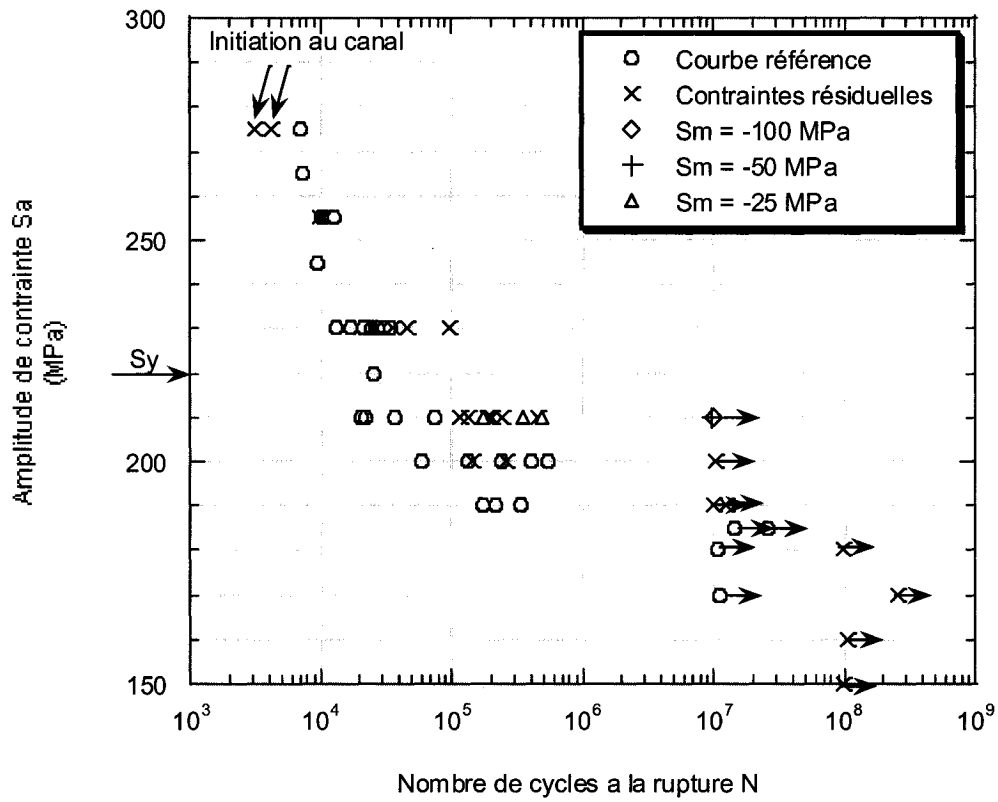


Figure 4.26 : Effet d'une contrainte moyenne négative sur la résistance à la fatigue de l'acier 304L

On peut donc calculer la différence de contraintes résiduelles $\Delta\sigma_r$ entre les éprouvettes chauffées et celles non chauffées. L'intensité de cet écart varie en fonction de la profondeur et est calculé en prenant les valeurs de contrainte des éprouvettes polies comme référence :

$$\Delta\sigma_r = \sigma_c - \sigma_p \tag{4.19}$$

Dans cette équation, p indique polie et c, chauffée. La variation de la différence en fonction de la profondeur est illustrée à la figure 4.27.

Cet écart de contrainte correspond à la contrainte statique ajoutée à la surface des éprouvettes, à leur demi-vie, par le chauffage par induction. Il est de -35 MPa en surface et augmente ensuite en intensité jusqu'à une valeur maximale d'environ -100 MPa à une distance de 20 microns. Cette différence s'atténue ensuite pour devenir nulle à 50 microns. Pour une profondeur supérieure, elle est positive et ne peut expliquer l'augmentation de la durée de vie des éprouvettes. Trois hypothèses pourraient expliquer pourquoi ces contraintes résiduelles, qui sont inférieures à -25 MPa, n'augmentent pas davantage la durée de vie en fatigue des éprouvettes comme l'indique les résultats de fatigue de la figure 4.26 où une contrainte statique a été appliquée.

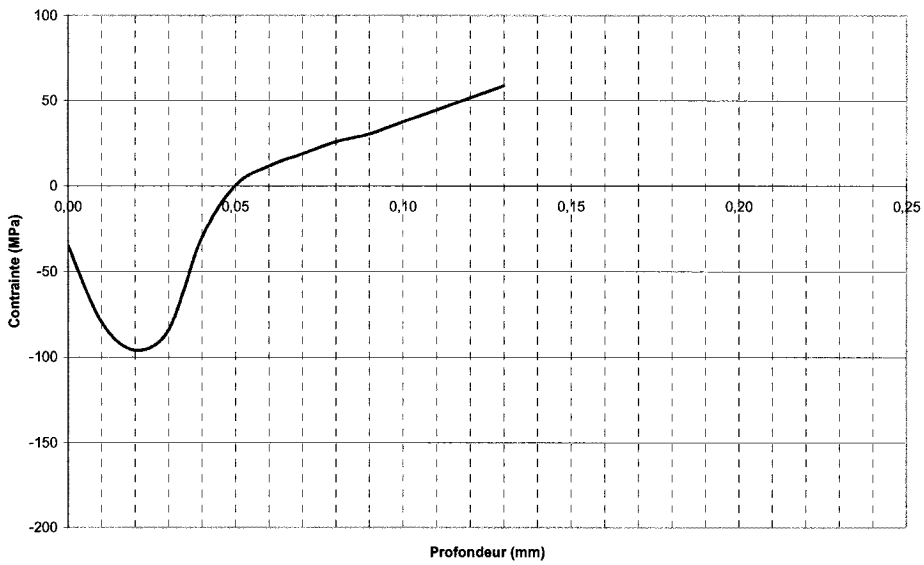


Figure 4.27 : Variation à la demi-vie de la différence de contrainte entre les éprouvettes polies et les éprouvettes polies et chauffées avec la profondeur

Tout d'abord, il est possible que cet effet soit causé par les cycles de fatigue où la contrainte moyenne est positive. En effet, lors de ces cycles, des défauts peuvent être générés qui n'auraient pas la chance de se former en présence d'une contrainte moyenne

négative. Ces défauts peuvent ensuite être suffisamment importants pour provoquer la coalescence d'une fissure majeure malgré la présence de fortes contraintes résiduelles de compression.

La deuxième hypothèse est que la contrainte résiduelle mesurée après 50 000 cycles relaxe pendant les cycles subséquents et que son intensité diminue suffisamment pour permettre la rupture de l'éprouvette après 223 382 cycles. Cette hypothèse est toutefois improbable, puisque la vitesse de diminution des contraintes résiduelles est normalement réduite de façon exponentielle avec le nombre de cycles appliqués (voir 1.2.3).

La troisième cause possible de ce phénomène est la plus probable des trois hypothèses. L'explication de ce phénomène serait celle expliquant la résistance à la fatigue supérieure des matériaux sollicités en flexion alternée comparativement à la traction alternée. Cette différence de résistance s'explique par la variation spatiale du champ de contraintes autour des points critiques de chargement. Une méthode de calcul utilisant un critère énergétique tenant compte de la distribution volumétrique de la densité d'énergie a été développée (voir figure 4.28) (Palin-Luc et Lasserre, 1998 et Banvillet et al, 2003). La méthode est d'abord adaptée pour un chargement multiaxial sans contrainte moyenne seulement (Palin-Luc et Lasserre, 1998). Les auteurs parviennent à prédire la variation de la limite d'endurance mesurée en fonction du type de chargement étudié. Physiquement, cette différence s'explique par les différentes probabilités de trouver un défaut critique dans la zone fortement sollicitée du matériau.

Cette méthode de calcul repose sur la mesure expérimentale d'une propriété intrinsèque du matériau, notée Wg^*, qui correspond à la valeur seuil de densité d'énergie nécessaire pour que le matériau à ce point puisse s'endommager. La définition mathématique de cette propriété, ainsi que la méthode de calcul permettant de calculer les limites d'endurance tenant comte de l'effet des contraintes moyennes sont présentées dans (Banvillet et al, 2003). Trois limites d'endurance pour des modes de chargement

différents doivent être mesurées en laboratoire pour appliquer ce critère de fatigue. Cette approche a ensuite été appliquée au critère de Papadopoulos, critère davantage adapté au problème de la fatigue endurance et utilisant une approche reposant sur la micromécanique, différente de celle de la densité d'énergie décrite précédemment (Morel et Palin-Luc, 2002).

Il est donc fort probable que la distribution de contraintes résiduelles obtenue par le chauffage local soit moins bénéfique que l'imposition d'une contrainte moyenne uniforme sur l'entière section de l'éprouvette à cause de cet effet de volume influençant l'amorçage de fissures. Les contraintes résiduelles n'affectent que le matériau compris entre des profondeurs de 0 à 50 microns, tandis que l'imposition d'une contrainte moyenne agit sur la section entière du matériau et, en conséquence, sur l'ensemble de la section influençant la vie en fatigue des éprouvettes.

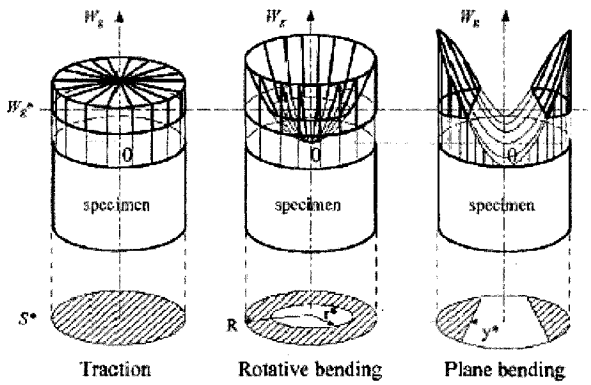


Figure 4.28 : Illustration de l'effet de volume sur la résistance à la fatigue (Banvillet et al, 2003)

Il serait donc très intéressant d'étudier cet aspect de la fatigue afin de comprendre davantage l'influence des contraintes résiduelles. Il serait toutefois nécessaire de déterminer expérimentalement deux autres courbes de références correspondant à des types de chargement différents (ex : flexion rotative et torsion alternée). Ensuite, l'approche de calcul tenant compte de la distribution volumétrique des contraintes pourrait être utilisée pour vérifier si ce phénomène est bel et bien responsable de

l'augmentation de vie observée dans le cas des éprouvettes conditionnées. Cette étude demande beaucoup de travaux expérimentaux et ne sera pas accomplie dans le cadre du présent projet de recherche.

Il serait toutefois intéressant de valider les modèles de prévision de vie présentés lors de la revue de la littérature (voir section 1.3). Cependant, la majorité de ces modèles sont applicables en mode de déformation contrôlée et ne peuvent donc pas être utilisés pour des essais en amplitude de contrainte contrôlée. Néanmoins, l'équation (1.4) a été développée pour les cas où les déformations plastiques sont négligeables. Le modèle de Morrow appliqué au cas élastique s'exprime de la manière suivante :

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \left(\sigma_f' - \sigma_0\right)\left(2N_i\right)^b \tag{1.4}$$

Bien que les déformations plastiques ne soient pas négligeables lors de la sollicitation en fatigue de l'acier 304L, l'efficacité de ce modèle à prédire son comportement en fatigue sera analysée.

Un modèle uniaxial de prédiction de vie est suffisant dans ce cas bien précis pour tenir compte des contraintes résiduelles, puisque la composante circonférentielle varie au cours de la sollicitation et qu'elle est nulle à la demi-vie de l'éprouvette (figure 4.22). Il n'est donc pas nécessaire d'utiliser un des critères multiaxiaux présentés à l'annexe B.

Pour utiliser ce modèle, les paramètres σ_f' et b doivent être déterminés. Les résultats de fatigue de référence de la figure 4.4 ont permis de les calculer en effectuant une régression de puissance. Les essais interrompus avant le bris ne sont pas pris en compte. En effet, l'équation obtenue correspond à l'équation (1.4) où la contrainte moyenne σ_0 a été posée à zéro (équation de Basquin). La figure 4.29 illustre le résultat de la régression de puissance. Les valeurs des paramètres σ_f' et b obtenues à l'aide de cette régression sont de 530,5 MPa et -0,0774 respectivement.

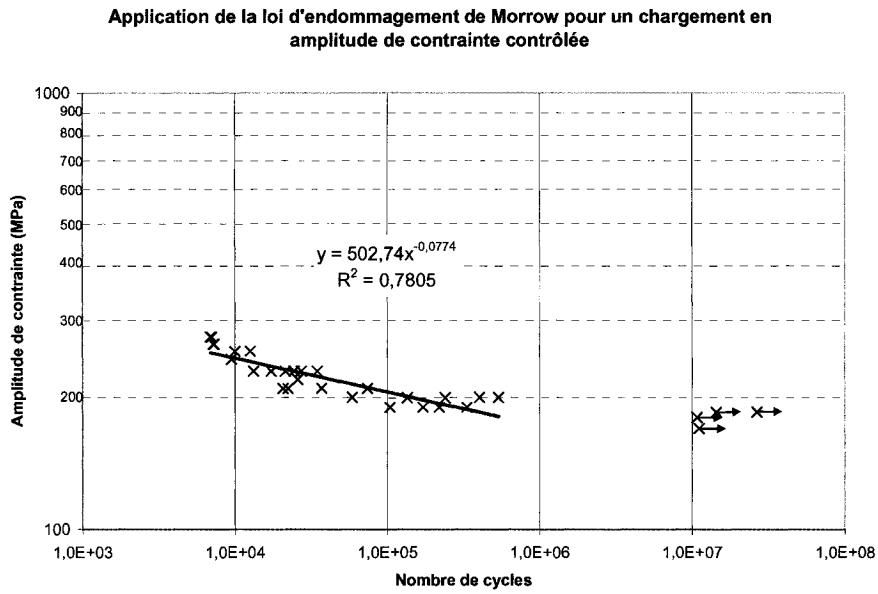


Figure 4.29 : Détermination des paramètres de l'équation d'endommagement de Basquin à l'aide d'une régression de puissance

L'utilisation de ce modèle de prévision de vie pour incorporer l'effet des contraintes résiduelles repose sur l'assimilation de ces contraintes à des contraintes statiques. La valeur de la contrainte résiduelle σ_r doit être ajoutée à la contrainte moyenne σ_0. Il est donc pertinent de valider ce modèle à l'aide des essais effectués avec une contrainte statique non nulle avant de traiter les essais avec contraintes résiduelles.

La figure 4.30 présente les résultats de fatigue obtenus en appliquant une contrainte statique de -25 MPa dans la direction axiale lors d'une sollicitation cyclique à une amplitude de 210 MPa. Ces points expérimentaux sont comparés à la courbe de Morrow obtenue en introduisant une contrainte moyenne de -25 MPa dans l'équation (1.4) (courbe continue de la figure 4.30). Le modèle de Morrow simplifié au cas élastique prédit alors une amélioration en fatigue inférieure à celle mesurée en laboratoire. Toutefois, les données expérimentales sont peu nombreuses et davantage d'essais devraient être accomplis, à différentes valeurs d'amplitude, avant de statuer sur la qualité de l'équation (1.4) à prédire l'influence d'une contrainte moyenne sur la vie en fatigue.

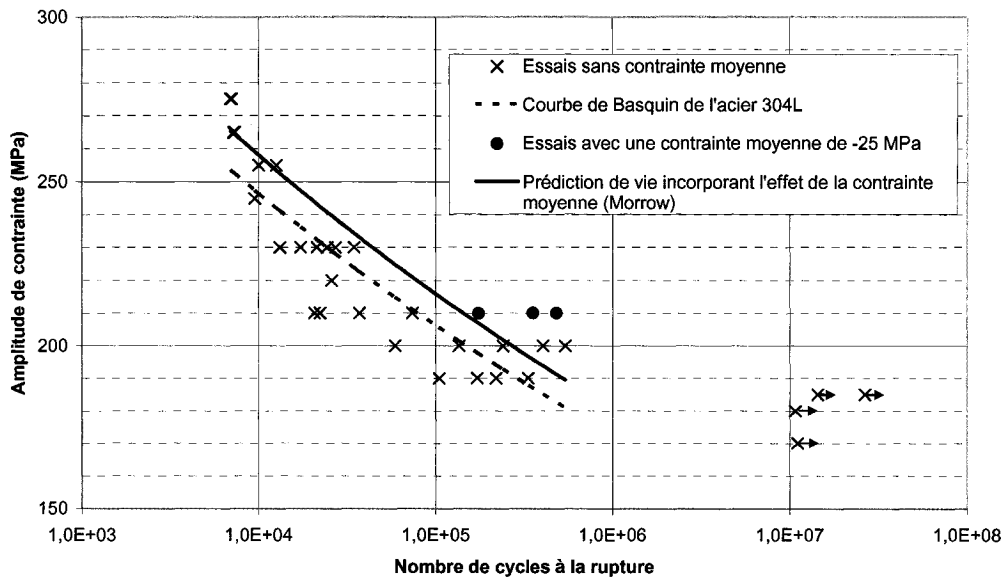


Figure 4.30 : Prévision de vie en fatigue dans le domaine de l'endurance incorporant l'effet de la contrainte moyenne à l'aide de l'équation de Morrow simplifiée au cas de chargement élastique

Afin d'évaluer la qualité du modèle de Morrow à incorporer l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue, on suppose que l'état de contraintes résiduelles à la demi-vie est suffisant pour prédire le comportement en fatigue des éprouvettes d'acier 304L chauffées. La courbe de Morrow incorporant les contraintes résiduelles est donc obtenue en introduisant une contrainte moyenne de 60 MPa en compression dans l'équation (σ_0 = -60 MPa). La figure 4.31 présente cette courbe ainsi que les résultats expérimentaux correspondant aux essais à une amplitude de 210 MPa en présence de contraintes résiduelles.

L'utilisation du modèle de Morrow permet de prédire l'effet bénéfique de la contrainte résiduelle axiale. Néanmoins, il est difficile d'évaluer la qualité du modèle à cause du peu de données disponibles pour le valider. En effet, une seule combinaison d'amplitude et de contrainte résiduelle a été étudiée. Il serait donc primordial d'effectuer d'autres essais afin d'investiguer davantage la précision de ce modèle de prévision de vie en fatigue dans le domaine de l'endurance pour incorporer l'effet des contraintes résiduelles introduites dans l'acier 304L.

L'utilisation du modèle de Morrow est conservatrice pour prendre en compte une contrainte moyenne (voir figure 4.30), tandis qu'elle est non conservatrice dans le cas des contraintes résiduelles (voir figure 4.31). Cette différence s'explique vraisemblablement par les effets mentionnés précédemment, soit par la variation des contraintes résiduelles pendant la sollicitation cyclique et par l'effet de la distribution volumétrique des contraintes. Il est donc confirmé que la contrainte résiduelle axiale mesurée à la demi-vie en surface des éprouvettes ne peut être assimilée à une contrainte statique uniforme lors de la prévision de vie en fatigue.

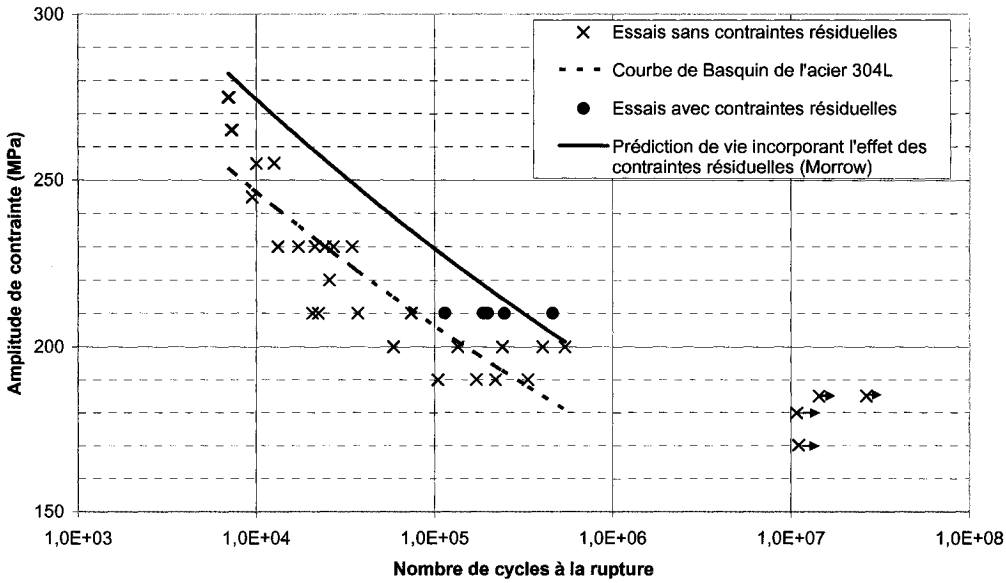


Figure 4.31 : Prévision de vie en fatigue dans le domaine de l'endurance incorporant l'effet des contraintes résiduelles à l'aide de l'équation de Morrow simplifiée au cas de chargement élastique

4.4 Conclusion

Dans ce chapitre, la méthode expérimentale développée au chapitre 2 pour doser des contraintes résiduelles dans des éprouvettes de fatigue a été utilisée afin d'étudier l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de l'acier 304L. Les résultats obtenus ont mis en évidence trois caractéristiques importantes de la résistance à la

fatigue de ce matériau. D'une part, l'acier 304L possède une limite d'endurance (185 MPa), ce qui est inhabituel pour un acier austénitique. De plus, la durée de vie de l'acier 304L est courte (< 10^6 cycles) dans le domaine de vie finie. Finalement, sa limite d'endurance de 185 MPa est très élevée par rapport à sa limite d'écoulement de 220 MPa.

Les résultats des essais de fatigue effectués sur des éprouvettes d'acier 304L préalablement chauffées ont démontré que les contraintes résiduelles de tension induites dans les éprouvettes augmentent leur tenue en fatigue. L'influence des contraintes résiduelles est maximale pour une amplitude de 190 MPa et diminue avec une augmentation de l'amplitude imposée. À une amplitude de 255 MPa, aucune influence n'est observée. Trois méthodes d'analyse statistique ont permis de confirmer l'effet bénéfique du chauffage des éprouvettes sur leur résistance à la fatigue.

Les résultats de fatigue ont permis de mettre en évidence les phénomènes de redistribution et de relaxation des contraintes résiduelles pendant la sollicitation. À une amplitude de 210 MPa, la contrainte résiduelle axiale initiale de 250 MPa passe à une valeur de -60 MPa après la demi-vie des éprouvettes. L'inversion des contraintes résiduelles axiales est donc responsable de l'augmentation de vie des éprouvettes chauffées. Des essais de fatigue incluant l'effet d'une contrainte moyenne ont démontré que l'influence des contraintes résiduelles est moins importante que celle d'une contrainte statique uniforme de même intensité. Finalement, la capacité du modèle de prévision de vie de Morrow à prédire l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue a été analysée. Bien que ce modèle prédise une augmentation de la durée de vie en présence d'une contrainte résiduelle, davantage d'essais de fatigue devraient être effectués à différents niveaux d'amplitude et de contraintes résiduelles avant de conclure sur sa validité.

Conclusions et recommandations

Conclusions

Un projet de recherche a été réalisé afin de développer une méthode expérimentale permettant d'induire des contraintes résiduelles dans des échantillons d'acier, sans en modifier leur microstructure, et pour étudier l'influence de ces contraintes résiduelles sur la résistance à la fatigue des éprouvettes. Ce projet comprend trois aspects : dosage des contraintes résiduelles dans des éprouvettes de fatigue à l'aide du chauffage par induction, modélisation multiphysique du chauffage des éprouvettes pour calculer les distributions du champ électrique, de la température et des contraintes résiduelles et étude de l'influence des contraintes résiduelles induites sur la vie en fatigue de l'acier 304L.

Un banc d'essai a été développé pour doser des contraintes résiduelles de tension en surface d'éprouvettes de laboratoire. Le procédé ayant été utilisé pour le dosage est le chauffage par induction à haute fréquence (360 kHz) d'éprouvettes cylindriques d'acier 304L à l'état recuit. L'utilisation d'une atmosphère de protection d'argon a permis d'éviter l'oxydation de la surface des éprouvettes pendant le chauffage.

Des mesures de température en surface et à l'intérieur des échantillons ont permis d'établir les paramètres du chauffage par induction (durée et puissance). Entre autres, la circulation d'un fluide caloporteur au centre de l'éprouvette a été nécessaire pour obtenir un champ de contraintes résiduelles en tension de forte intensité sous la surface des échantillons. Pour valider l'efficacité du système de chauffage, des mesures de contraintes résiduelles on été faites à l'aide de la méthode de la diffraction des rayons X. En particulier, la composante axiale de contrainte résiduelle induite par un chauffage d'une durée de 1,4 seconde a été mesurée à 250 MPa en tension.

Le procédé de chauffage par induction a été simulé par la méthode des éléments finis afin d'établir le champ de contraintes résiduelles induit dans la section complète de

l'éprouvette. Cette modélisation multiphysique a nécessité la résolution simultanée des systèmes d'équations électromagnétique, thermique et mécanique élasto-plastique, ce qui a été réalisé à l'aide d'un couplage séquentiel. Les résultats numériques ont montré une très bonne concordance avec les résultats expérimentaux obtenus par diffraction des rayons X. La simulation et les mesures expérimentales ont confirmé la présence, à la fin du chauffage, de contraintes résiduelles en tension d'intensité de 250 MPa dans la direction axiale et de 270 MPa dans la direction circonférentielle à la surface de l'échantillon. Il était donc attendu que la résistance des éprouvettes serait diminuée par leur chauffage puisqu'il est généralement accepté que la présence de contraintes résiduelles de tension est néfaste à la résistance en fatigue.

Afin de valider cette hypothèse, deux séries d'essais ont été réalisées. Une première série en fatigue à amplitude constante, avec un rapport des contraintes cycliques $R = -1$, a été réalisée sur l'acier 304L, à température ambiante, afin d'établir la courbe de référence. Une autre série d'essais a été effectuée sur des échantillons ayant été chauffés par induction pendant 1,4 seconde et refroidis par la circulation d'un fluide caloporteur.

La modification de la courbe *S-N* par le chauffage a mis en évidence une augmentation de la durée de vie des éprouvettes. L'intensité de cet effet dépend de l'amplitude de contrainte appliquée. La durée de vie des éprouvettes chauffées est augmentée par un facteur de plus de 35 pour une amplitude de contrainte appliquée de 190 MPa, de 5,79 pour 210 MPa, de 2,1 pour 230 MPa et ne montre pas d'augmentation notable pour des niveaux de contraintes supérieurs à 230 MPa. Une analyse statistique effectuée à l'aide de trois méthodes différentes a confirmé que les échantillons ayant subi le procédé de chauffage par induction décrit dans ce mémoire ont une vie supérieure à ceux n'ayant pas été chauffés.

Afin d'expliquer ces résultats, des mesures de contraintes résiduelles ont été faites sur des éprouvettes de fatigue ayant subi 50 et 50 000 cycles de fatigue. Les résultats ont

mis en évidence le phénomène d'inversion des contraintes. Pendant le chargement, la contrainte résiduelle axiale de tension s'atténue d'abord pour ensuite changer de signe. Après 50 000 cycles, elle a été mesurée à -60 MPa. L'augmentation de vie des éprouvettes préalablement chauffées serait donc due à cette contrainte de compression stabilisée.

Les calculs de la vie en fatigue des échantillons chauffés ont été effectués en utilisant l'approche de Morrow et en se basant sur la valeur des contraintes résiduelles mesurées à la demi-vie des éprouvettes. Cette approche n'a pas permis de prédire adéquatement les résultats expérimentaux obtenus. D'ailleurs, des essais de fatigue incluant une contrainte statique de compression ont démontré que l'application d'une contrainte de -60 MPa augmentait la vie d'une façon beaucoup plus importante que l'introduction de contraintes résiduelles en surface, de même intensité à la demi-vie, par le chauffage.

Recommandations

Une procédure expérimentale permettant de doser des contraintes résiduelles dans des éprouvettes d'acier, sans en modifier leur microstructure, et d'étudier avec rigueur l'influence de ces contraintes résiduelles sur la vie en fatigue des éprouvettes a été développée dans ce projet de recherche. De plus, il a été démontré que le champ de contraintes résiduelles induit par le chauffage, en tension à la surface, augmentait la vie en fatigue des éprouvettes chauffées à cause du phénomène d'inversion des contraintes résiduelles. Étant donné sa grande complexité, il est recommandé de poursuivre l'étude de l'influence des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue de l'acier, à l'aide de la procédure expérimentale développée dans ce mémoire, afin d'approfondir les aspects suivants du problème :

a) Il serait important d'étudier l'effet de la distribution volumétrique des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue afin de déterminer si cet effet explique la différence

mesurée entre l'influence sur la vie en fatigue des contraintes résiduelles induites par le chauffage par induction et l'influence d'une contrainte statique uniforme.

b) L'effet de la relaxation des contraintes résiduelles sur la vie en fatigue devrait être étudié afin d'incorporer l'historique mécanique complet du matériau dans les modèles de prévision de vie en fatigue. La modélisation mécanique élasto-plastique du chargement cyclique imposé à l'éprouvette après le chauffage par induction, couplée à une loi de cumul de dommage, permettrait de considérer la redistribution ainsi que la relaxation des contraintes résiduelles dans les calculs de prévision de vie en fatigue. Il serait toutefois nécessaire de clarifier davantage les mécanismes physiques de la relaxation des contraintes résiduelles pour améliorer les modèles mathématiques existants qui sont empiriques.

c) Une gamme plus étendue de champ de contraintes résiduelles initial devrait être considérée afin d'étudier l'influence de l'intensité et de la distribution volumétrique des contraintes résiduelles initiales sur leur redistribution et relaxation.

Les paramètres du chauffage par induction (puissance, durée et fréquence) pourraient être ajustés à l'aide des outils de simulation afin de générer les champs de contraintes résiduelles nécessaires à la réalisation de ces différentes études.

Références

ALMER, J. D., COHEN, J. B., MORAN, B. (1999). *The effects of residual macrostresses and microstresses on fatigue crack initiation*, Materials science & engineering, A284, pp. 268-279.

ASTM international (1991). *Standard practice for statistical analysis of linear and linearized stress-life and strain-life fatigue data*, E739, Reapproved 2004, 7 p.

BACKOFEN, W. A. (1972). *Deformation Processing*, Addison-Wesley Publishing Company, 326 p.

BANVILLET, A., PALIN-LUC, T., LASSERRE, S. (2003). *A volumetric energy based high cycle fatigue multiaxial fatigue criterion*, International journal of fatigue, vol. 25, pp. 755-769.

BASTENAIRE, F., DANG VAN, K., DELAGE, A. (1979). *Comportements en fatigue d'aciers soumis à des sollicitations combinés*, rapport IRSID, 108 p.

BAY, F., LABBE, V., FAVENNEC, Y., CHENOT, J.L. (2003). *A numerical model for induction heating processes coupling electromagnetism and thermomechanics*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 58, pp. 839-867.

BELASSEL, M., BRAUSS, M., BERKLEY, S. G., PINEAULT, J. (2003). *Effect of residual stress on the fatigue life resistance of Ni-base materials operating under high applied loads*, Advances in damage mechanics, Fatigue damage of materials: Experiment and analysis, pp. 125-135.

BELLOW, D. G., WAHAB, M., FAULKNER, M. G. (1986). *Prediction of fatigue crack initiation and propagation of welded joints*, Advance in surface treatment, Technol – Appl – Eff, vol. 3, pp. 27-40.

BENNETT, V. P., MCDOWELL, D. L. (2003). *Polycrystal orientation distribution effects on microslip in high cycle fatigue*, International journal of fatigue, vol. 25, pp. 27-39.

BERKOVITS, A., KELLY, D. W., DI, S. (1998). *Considerations of the effect of residual stresses on fatigue of welded aluminium alloy structures*, Fatigue and fracture of engineering materials and structures, vol. 21, no. 2, pp. 159-170.

BOUFFARD, D.-A., LANTEIGNE, J., PAQUET, D. (2006). *Validation des différentes fonctionnalités du programme MEP développé pour la modélisation élasto-plastique du soudage*, IREQ-2006-70, Varennes, Québec, 35 p.

BRANCO, C. M., FERREIRA, J. A. (1991). *Fatigue analysis of T joints in plates*, Proc first int offshore polar eng conf, pp. 458-463.

CARPINTERI, A., SPAGNOLI, A. (2001). *Multiaxial high-cycle fatigue criterion for hard metals*, International journal of fatigue, vol. 23, pp. 135-145.

CINDRA FONSECA, M. P., TEODOSIO, J. R., REBELLO, J. M. A., CORREIA DA CRUZ, A. B. (2001). *Residual stress state behaviour under fatigue loading in pipeline welded joints*, Journal of strain analysis for engineering design, vol. 36, pp. 465-472.

CONSTANTINESCU, A., DANG VAN, K. (2003). *A unified approach for high and low cycle fatigue based on shakedown concepts*, Fatigue and fracture of engineering materials and structures, vol. 26, no. 6, pp. 561-568.

COOK, MALKUS, PLESHA, WITT (2002). *Concepts and applications of finite element analysis*, 4^{e} edition, John Wiley & Sons, 719 p.

CROSSLAND, B. (1956). *Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel*, I.C.F.M., IME/ASME, pp. 138-149.

DANG-VAN, K. (1993). *Macro-micro approach in high-cycle multiaxial fatigue*, ASTM Special Technical Publication, no. 1191, pp. 120-130.

DE LA CRUZ, P., ODEN, M., ERICSSON, T. (1998). *Effect of laser hardening on the fatigue strength and fracture of a B-Mn steel*, International journal of fatigue, vol. 20, no. 5, pp. 389-398.

DONG, P., ZANG, J. (1999). *Residual stresses in strength-mismatched welds and implications on fracture behavior*, Engineering Fracture Mechanics, vol. 64, no. 4, pp. 485-505.

ELLYIN, F., KUJAWSKI, D. (1993). *Multiaxial fatigue criterion including mean-stress effect*, ASTM Special technical publication, no. 1191, pp. 55-66.

FARRAHI, G. H., LEBRUN, J. L., COURATIN, D. (1995). *Effect of shot peening on residual stress and fatigue life of a spring steel*, Fatigue and fracture of engineering materials & structures, vol. 18, no. 2, pp. 211-220.

FATEMI, A., YANG, L. (1998). *Cumulative fatigue damage and life prediction theories : a survey of the state of the art for homogeneous materials*, International journal of fatigue, vol. 20, no. 1, pp. 9-34.

FLAVENOT, J. F., SKALLI, N. (1983). *Fatigue strength estimation incorporating residual stresses*, CIRP Annals, vol. 32, no. 1, pp. 475-479.

FONTANARI, V., FRENDO, F., ROSELLINI, W., SCARDI, P. (2001). *Analysis of residual stress distribution in shot peened Al 6082 T5 alloy subjected to fatigue loading*, Computational and experimental methods, vol. 6, Surface treatment V: Computer methods and experimental measurements, pp. 333-342.

GALE, W. F., TOTEMETER, T. C. (2004). *Smithells Metals reference book*, Elsevier Inc, Eighth edition, pp. **14**-30 - **14**-45.

GARUD, Y. S. (1981). *Multiaxial fatigue : A survey of the state of the art*, Journal of testing & evaluation, vol. 9, no. 3, pp. 165-178.

GOLOS, K. M. (1989). *Fatigue criterion with mean stress effect on failure*, Materials science & engineering A: Properties, microstructure and processing, vol. A111, no. 1-2, pp. 63-69.

HAN, S., LEE, T., SHIN, B. (2002). *Residual stress relaxation of welded steel components under cyclic load*, Steel research, vol. 73, pp. 414-420.

HANUS, E., ERICSSON, T. (1995). *Influence of four-point bending fatigue on the residual stress state of a pressure-rolled, particulate-reinforced metal matrix composite*, Materials science & engineering, A194, pp. 147-156.

INCROPERA, F. P., DEWITT, D. P. (2002). *Fundamentals of Heat and Mass Transfer*, 5e édition, John Wiley & Sons, Inc., 981 p.

ISWANTO, P. T., NISHIDA, S.-I., HATTORI, N. (2002). *Effect of compressive mean stress and compressive residual stress on fatigue properties of stainless steel SUS304*, Proceedings of the International offshore and polar engineering conference, vol. 12, pp. 209-213.

JAHN, J., MAENNIG, W.-W. (1997). *Safe evaluation of fatigue data in the range of finite endurance*, International journal of fatigue, vol. 19, no. 4, pp. 335-344.

JIN, J. (1993). *The Finite Element Method in Electromagnetics*, John Wiley & Sons, 443 p.

LAI, M. O., NEE, A. Y. C., OH, J. T. (1992). *Effect of residual stress on the fatigue performance of the surface of a ballised hole*, Journal of materials processing technology, vol. 29, no. 1-3, pp. 301-309.

LANTEIGNE, J. (2004). *Simulation élasto-plastique 2D du martelage : Application à l'acier au carbone A-516 et à l'acier inoxydable 304*, IREQ-2004-172, Varennes, 75 p.

LANTEIGNE, J., BAILLARGEON, C., FIHEY, J.-L. (2001). *Techniques de mesures, d'interprétation et de simulation de contraintes résiduelles de soudage*, Rapport sur l'État de l'Art, IREQ-2002-252C, Varennes. Québec, 25 p.

LANTEIGNE, J., BAILLARGEON, C., MARCOUILLER, L. (2001b). *Mesure de la résistance à la fatigue de certains aciers utilisés dans la fabrication et la réparation de roues de turbines hydrauliques*, IREQ-2001-107C, Varennes, 60 p.

LANTEIGNE, J., BOUFFARD, D.-A., BAILLARGEON, C. (2002). *Simulation du soudage par la méthode des éléments finis : Prédiction des distorsions et des contraintes résiduelles Partie 1. Validation théorique et expérimentale du module « analyse thermique » du programme IREQ*, IREQ-2002-215C, Varennes, Québec, 47 p.

LANTEIGNE, J., LALONDE, S., BAILLARGEON, C., FIHEY, J.-L. (1998). *Mesures de contraintes résiduelles de soudage sur la roue Francis du groupe #10 de la centrale Beauharnois*, IREQ-98-209C, Varennes, Québec, 79 p.

LANTEIGNE, J., LALONDE, S., BAILLARGEON, C. (1994). *Procédure de mesure de ductilité résiduelle d'un conducteur usagé*, IREQ-94-225, Varennes. Québec, 35 p.

LAWRENCE, F. V. (1981). *The predicted influence of welded residual stresses on fatigue crack initiation*, Industrial diamond review, pp. 105-117.

LAWRENCE, F. V., YUNG, J.-Y. (1987). *Estimating the effects of residual stress on the fatigue life of notched components*, Adv in Sur Treat, Technol-Appl-Eff, vol. 4, pp. 483-509.

LEE, T. K., NAM, Y. Y., HAN, S. H., SHIN, B. C. (2002). *A new model for the fatigue life prediction considering residual stress relaxation*, Proceedings of the International offshore and polar engineering conference, vol. 12, pp. 214-219.

LEMAITRE, J. (1992). *A course on damage mechanics*, Springer-Verlag, Berlin, 228 p.

LIDE, D. L, FREDERIKSE, H. P. R. (1994). *Handbook of chemistry and physics 1913-1995*, 75e édition, CRC Press, inc., pp. **6**-1– **6**-269.

LORRAIN, P., CORSON, D. (1970) *Electromagnetic fields and waves*, 2e edition, Freeman and Company, San Francisco, 706 p.

MALUF, O., MILAN, M. T., SPINELLI, D. (2004). *Effect of surface rolling on fatigue behavior of a pearlitic ductile cast iron*, Journal of materials engineering and performance, vol. 13, no. 2, pp. 195-199.

MATAKE, T. (1977). *An exploration on fatigue limit under combined stress*, Bulletin of the JSME, vol. 20, no. 141, pp. 257-263.

MCDIARMID, D. L. (1994). *Shear stress based critical-plane criterion of multiaxial fatigue failure for design and life prediction*, Fatigue and fracture of engineering materials & structures, vol. 17, no. 12, pp. 1475-1484.

MOREL, F., PALIN-LUC, T. (2002). *A non-local theory applied to high cycle multiaxial fatigue*, Fatigue and fracture of engineering materials and structures, vol. 25, no. 7, pp. 649-665.

OSTLE, B., TURNER, K. V. Jr., HICKS, C. R., MCELRATH, G. W. (2001). *Engineering Statistics, The Industrial Experience*, Duxbury, Thomson Learning Inc., 568 p.

PALIN-LUC, T., LASSERRE, S. (1998). *An energy based criterion for high cycle multiaxial fatigue*, European journal of mechanics, A/Solids, vol. 17, no. 2, pp. 237-251.

PAPADOPOULOS, I. V., DAVOLI, P., GORLA, C., FILIPPINI , M., BERNASCONI, A. (1997). *A comparative study of multiaxial high-cycle fatigue criteria for metals*, International journal of fatigue, vol. 19, no. 3, pp. 219-235.

PARK, S. K., LAWRENCE, F. V. (1989). *Monte Carlo simulation of weldment fatigue strength*, Journal of constructional steel research, vol. 12, no. 3-4, pp. 279-299.

PECKNER, BERNSTEIN (1977). *Handbook of stainless steels*, Mc Graw-Hill, USA, pp. **19**-1 - **19**-36.

PETERS, J. O., BOYCE, B. L., CHEN, X., MCNANEY, J. M., HUTCHINSON, J. W., RITCHIE, R.O. (2002). *On the application of the Kitagawa-Takahashi diagram to foreign-object damage and high-cycle fatigue*, Engineering fracture mechanics, vol. 69, pp. 1425-1446.

ROMERO, J. S., DE LOS RIOS, E. R., LEVERS, A., KARUPPANAN, S. (2001). *Towards the optimisation of the shot peening process in terms of fatigue resistance of the 2024-T351 and 7150-T651 aluminium alloys*, Computational and experimental methods, vol. 6, Surface treatment V: Computer methods and experimental measurements, pp. 343-355.

SINES, G. (1981). *Fatigue criteria under combined stresses or strains*, Transactions ASME – Journal of engineering materials technology, vol. 103, pp. 82-90.

SOCIE. D. (1987). *Multiaxial Fatigue Damage Models*, Journal of Engineering Materials and Technology, vol 109, pp. 293-298.

TENG, T.-L., CHANG, P.-H. (2004). *Effect of residual stresses on fatigue crack initiation life for butt-welded joints*, Journal of materials processing technology, vol. 145, pp. 325-335.

TENG, T.-L., FUNG, C.-P., CHANG, P.-H. (2002). *Effect of weld geometry and residual stresses on fatigue in butt-welded joints*, International journal of pressure vessels and piping, vol. 79, pp. 467-482.

TORRES, M. A. S., VOORWALD, H. J. C. (2002). *An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of AISI 4340 steel*, International journal of fatigue, vol. 24, pp. 877-886.

TOULOUKIAN, Y. S., BUYCO, E. H. (1970). *Specific Heat, Metallic Element and Alloys*, Thermophysical Properties of Matter, IFI/Plenum, New York – Washington, vol. 4, pp. 700-702.

TOULOUKIAN, Y. S., BUYCO, E. H. (1975). *Thermal Expansion, Metallic Element and Alloys*, Thermophysical Properties of Matter, IFI/Plenum, New York – Washington, vol. 12, pp. 1138-1158.

TOULOUKIAN, Y. S., LILEY, P. E., SAXENA, S. L. (1970). *Thermal Conductivity, Nonmetallic Liquids and Gases*, Thermophysical Properties of Matter, IFI/Plenum, New York – Washington, vol. 3, pp. 5-6.

TOULOUKIAN, Y. S., MAKITA, T. (1970). *Specific Heat, Nonmetallic Liquids and Gases*, Thermophysical Properties of Matter, IFI/Plenum, New York – Washington, vol. 6, p. 3.

TOULOUKIAN, Y. S., POWELL, R. W., HO, C. Y., KLEMENS, P. G. (1970). *Thermal Conductivity, Metallic Element and Alloys*, Thermophysical Properties of Matter, IFI/Plenum, New York – Washington, vol. 1, pp. 1164-1170.

TOULOUKIAN, SAXENA, S. L., HESTERMANS, P. (1975). *Viscosity*, Thermophysical Properties of Matter, IFI/Plenum, New York – Washington, vol. 11, p. 5.

TRICOTEAUX, A., FARDOUN, F., DEGALLAIX, S., SAUVAGE, F. (1995). *Fatigue crack initiation life prediction in high strength structural steel welded joints*, Fatigue and fracture of engineering materials and structures, vol. 18, no. 2, pp. 189-200.

VISHAY MEASUREMENTS GROUP (1993). *Measurement of residual stresses by the hole-drilling strain gage method,* , Tech note, Raleigh, 18 p.

WANG, CHANDRASEKAR, YANG (1992). *Finite-element simulation of induction heat treatment*, Journal of Materials Engineering and Performance, vol. 1, pp. 97-112.

XU, K., HE, J., ZHOU, H. (1994). *Effect of residual stress on fatigue behaviour of notches*, International journal of fatigue, vol. 16, no. 5, pp. 337-343.

YOU, B.-R., LEE, S.-B. (1996). *A critical review on multiaxial fatigue assessments of metals, International journal of fatigue*, vol. 18, no. 4, pp. 235-244.

ZHANG, H.-Y., STEPHENS, R. I., GLINKA, G. (1999). *Subsurface fatigue crack initiation and propagation behavior of induction-hardened shafts under the effect of residual and applied bending stresses*, ASTM Special technical publication, no. 1360, pp. 240-260.

ZHAO, Y.-X., GAO, Q., WANG, J.-N. (2000). *An approach for determining an appropriate assumed distribution of fatigue life under limited data*, Reliability Engineering and System Safety, vol. 67, pp. 1-7.

ZIENKIEWICZ, O. C., VALLIAPAN, S., KING, I. P. (1969). *Elasto-plastic solutions of engineering problems 'initial stress', finite element approach*, International Journal for Numerical Methods in Engineering, vol. 1 , pp. 75-100.

ZINN, W., SCHOLTES, B. (2002). *Residual Stress Formation Processes during Welding and Joining*, Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel, ASM International, pp. 391-396.

Annexe A : Références selon le procédé de fabrication étudié

1. Soudage

BELLOW, D. G., WAHAB, M., FAULKNER, M. G. (1986). *Prediction of fatigue crack initiation and propagation of welded joints*, Advance in surface treatment, Technol – Appl – Eff, vol. 3, pp. 27-40.

BERKOVITS, A., KELLY, D. W., DI, S. (1998). *Considerations of the effect of residual stresses on fatigue of welded aluminium alloy structures*, Fatigue and fracture of engineering materials and structures, vol. 21, no. 2, pp. 159-170.

BRANCO, C. M., FERREIRA, J. A. (1991). *Fatigue analysis of T joints in plates*, Proc first int offshore polar eng conf, pp. 458-463.

CINDRA FONSECA, M. P., TEODOSIO, J. R., REBELLO, J. M. A., CORREIA DA CRUZ, A. B. (2001). *Residual stress state behaviour under fatigue loading in pipeline welded joints*, Journal of strain analysis for engineering design, vol. 36, pp. 465-472.

HAN, S., LEE, T., SHIN, B. (2002). *Residual stress relaxation of welded steel components under cyclic load*, Steel research, vol. 73, pp. 414-420.

LAWRENCE, F. V. (1981). *The predicted influence of welded residual stresses on fatigue crack initiation*, Industrial diamond review, pp. 105-117.

LAWRENCE, F. V., YUNG, J.-Y. (1987). *Estimating the effects of residual stress on the fatigue life of notched components*, Adv in Sur Treat, Technol-Appl-Eff, vol. 4, pp. 483-509.

LEE, T. K., NAM, Y. Y., HAN, S. H., SHIN, B. C. (2002). *A new model for the fatigue life prediction considering residual stress relaxation*, Proceedings of the International offshore and polar engineering conference, vol. 12, pp. 214-219.

PARK, S. K., LAWRENCE, F. V. (1989). *Monte Carlo simulation of weldment fatigue strength*, Journal of constructional steel research, vol. 12, no. 3-4, pp. 279-299.

TENG, T.-L., CHANG, P.-H. (2004). *Effect of residual stresses on fatigue crack initiation life for butt-welded joints*, Journal of materials processing technology, vol. 145, pp. 325-335.

TENG, T.-L., FUNG, C.-P., CHANG, P.-H. (2002). *Effect of weld geometry and residual stresses on fatigue in butt-welded joints*, International journal of pressure vessels and piping, vol. 79, pp. 467-482.

TRICOTEAUX, A., FARDOUN, F., DEGALLAIX, S., SAUVAGE, F. (1995). *Fatigue crack initiation life prediction in high strength structural steel welded joints*, Fatigue and fracture of engineering materials and structures, vol. 18, no. 2, pp. 189-200.

2. Grenaillage

BELASSEL, M., BRAUSS, M., BERKLEY, S. G., PINEAULT, J. (2003). *Effect of residual stress on the fatigue life resistance of Ni-base materials operating under high applied loads*, Advances in damage mechanics, Fatigue damage of materials: Experiment and analysis, pp. 125-135.

FARRAHI, G. H., LEBRUN, J. L., COURATIN, D. (1995). *Effect of shot peening on residual stress and fatigue life of a spring steel*, Fatigue and fracture of engineering materials & structures, vol. 18, no. 2, pp. 211-220.

FONTANARI, V., FRENDO, F., ROSELLINI, W., SCARDI, P. (2001). *Analysis of residual stress distribution in shot peened Al 6082 T5 alloy subjected to fatigue loading*, Computational and experimental methods, vol. 6, Surface treatment V: Computer methods and experimental measurements, pp. 333-342.

PETERS, J. O., BOYCE, B. L., CHEN, X., MCNANEY, J. M., HUTCHINSON, J. W., RITCHIE, R.O. (2002). *On the application of the Kitagawa-Takahashi diagram to foreign-object damage and high-cycle fatigue*, Engineering fracture mechanics, vol. 69, pp. 1425-1446.

ROMERO, J. S., DE LOS RIOS, E. R., LEVERS, A., KARUPPANAN, S. (2001). *Towards the optimisation of the shot peening process in terms of fatigue resistance of the 2024-T351 and 7150-T651 aluminium alloys*, Computational and experimental methods, vol. 6, Surface treatment V: Computer methods and experimental measurements, pp. 343-355.

TORRES, M. A. S., VOORWALD, H. J. C. (2002). *An evaluation of shot peening, residual stress and stress relaxation on the fatigue life of AISI 4340 steel*, International journal of fatigue, vol. 24, pp. 877-886.

3. Écrouissage localisé par laminage

HANUS, E., ERICSSON, T. (1995). *Influence of four-point bending fatigue on the residual stress state of a pressure-rolled, particulate-reinforced metal matrix composite*, Materials science & engineering, A194, pp. 147-156.

ISWANTO, P. T., NISHIDA, S.-I., HATTORI, N. (2002). *Effect of compressive mean stress and compressive residual stress on fatigue properties of stainless steel SUS304*, Proceedings of the International offshore and polar engineering conference, vol. 12, pp. 209-213.

MALUF, O., MILAN, M. T., SPINELLI, D. (2004). *Effect of surface rolling on fatigue behavior of a pearlitic ductile cast iron*, Journal of materials engineering and performance, vol. 13, no. 2, pp. 195-199.

XU, K., HE, J., ZHOU, H. (1994). *Effect of residual stress on fatigue behaviour of notches*, International journal of fatigue, vol. 16, no. 5, pp. 337-343.

4. Durcissement superficiel

DE LA CRUZ, P., ODEN, M., ERICSSON, T. (1998). *Effect of laser hardening on the fatigue strength and fracture of a B-Mn steel*, International journal of fatigue, vol. 20, no. 5, pp. 389-398.

FLAVENOT, J. F., SKALLI, N. (1983). *Fatigue strength estimation incorporating residual stresses*, CIRP Annals, vol. 32, no. 1, pp. 475-479.

ZHANG, H.-Y., STEPHENS, R. I., GLINKA, G. (1999). *Subsurface fatigue crack initiation and propagation behavior of induction-hardened shafts under the effect of residual and applied bending stresses*, ASTM Special technical publication, no. 1360, pp. 240-260.

5. Application d'une précontrainte

ALMER, J. D., COHEN, J. B., MORAN, B. (1999). *The effects of residual macrostresses and microstresses on fatigue crack initiation*, Materials science & engineering, A284, pp. 268-279.

LAI, M. O., NEE, A. Y. C., OH, J. T. (1992). *Effect of residual stress on the fatigue performance of the surface of a ballised hole*, Journal of materials processing technology, vol. 29, no. 1-3, pp. 301-309.

Annexe B : Complément à la revue de la littérature

Partie 1

Revue de la littérature des modèles multiaxiaux existants

Il est important de noter que seul un bref survol des critères de fatigue multiaxiaux est présenté dans cette annexe, puisque ce sujet représente à lui seul un domaine d'étude entier et très complexe. Nous nous limiterons ainsi aux cas où le chargement est proportionnel, c'est-à-dire aux cas où la direction des contraintes principales ne varie pas pendant le cycle.

Les invariants de contrainte

La majorité des critères de cette catégorie découlent des critères de plasticité. Durant ses travaux, Gough a démontré que le ratio b/t des limites d'endurance en flexion et en torsion variait selon le matériau étudié. Il conclut donc que la plupart des critères de plasticité ne pouvaient pas traduire l'ensemble des résultats expérimentaux (Garud, 1981). Néanmoins, certains modèles de fatigue ont été développés à partir de ces critères en les modifiant de manière à les adapter aux observations expérimentales.

Le critère de Von Misès est largement utilisé comme critère de plastification. Ce critère est défini par l'équation (B.1) liant le deuxième invariant du déviateur des contraintes J_2 à une propriété du matériau k indiquant son niveau d'écrouissage. Dans cette équation, la règle de la sommation implicite sur les indices répétés est utilisée.

$$J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij} \leq k^2$$
$$s_{ij} = \sigma_{ij} - \frac{\sigma_{kk}}{3} \delta_{ij} \qquad \text{(B.1)}$$

σ_{ij} représente le tenseur des contraintes, s_{ij} le déviateur des contraintes, $\sigma_{kk}/3$ est la pression hydrostatique et δ_{ij} est la fonction de Kronecker. Le critère de Von Misès est généralement présenté en fonction des contraintes principales σ_i de la manière suivante :

$$\frac{1}{6}\left[(\sigma_1-\sigma_2)^2+(\sigma_2-\sigma_3)^2+(\sigma_3-\sigma_1)^2\right]\leq k^2 \qquad \text{(B.2)}$$

Plusieurs auteurs ont étendu ce critère à la fatigue (Bastenaire et al, 1979). Cette utilisation du critère de Von Misès en fatigue a montré être une bonne approximation pour des chargements alternés autour d'une valeur moyenne de contrainte. Kiocecioglu a proposé de séparer le tenseur des contraintes de manière à calculer une contrainte équivalente moyenne σ'_m et une contrainte équivalente alternée σ'_a. La durée de vie peut alors être déterminée à l'aide du diagramme de Haigh (diagramme de Goodman) du matériau.

Dans ce cas bien précis où le trajet de la charge est complètement défini par les valeurs maximale et minimale du tenseur des contraintes correspondant aux extremums de l'énergie de distorsion pendant le cycle, l'utilisation du critère de Kiocecioglu en fatigue est raisonnable. En effet, puisque l'endommagement en fatigue provient du glissement des grains mal orientés qui subissent une déformation cyclique en cisaillement très élevée, il est valable d'utiliser le critère de Misès qui calcule la contrainte de cisaillement moyenne agissant sur ces grains par un effet de moyenne de la règle de cisaillement maximal de Tresca.

Toutefois, lorsque l'on veut étendre ce critère à des trajets complexes, les résultats ne sont plus valables. En effet, le critère de Kiocecioglu n'est plus indépendant du repère choisi lorsque la charge appliquée n'est pas proportionnelle, c'est-à-dire lorsque les contraintes principales changent de direction pendant le cycle.

Lors de ses travaux, Sinès (1981) a observé que :

1. La limite d'endurance d'une éprouvette sollicitée en torsion alternée dépend de l'amplitude de torsion et de la traction statique et non de la contrainte moyenne de torsion ;

2. La limite d'endurance d'une éprouvette sollicitée en traction alternée dépend de l'amplitude de traction et de la traction moyenne, mais pas de la torsion statique imposée.

En effet, il a démontré que la contrainte moyenne de cisaillement a une influence négligeable lorsque le chargement est dans le domaine élastique (Flavenot et Skalli, 1983 et Garud, 1981). De plus, il a démontré qu'une contrainte moyenne longitudinale de compression retarde la formation d'une fissure, même si aucune composante de contrainte moyenne n'agit sur le plan de la fissure (Garud, 1981).

Le critère de Sinès permettant de tenir compte de ces observations est :

$$\begin{aligned} &\sqrt{(J_2)_a} + \alpha_1 (I_1)_m + \alpha_2 (J_2)_m^n \leq k \\ &I_1 = \sigma_{kk} \end{aligned} \tag{B.3}$$

Les trois paramètres utilisés sont l'amplitude du deuxième invariant du déviateur des contraintes $(J_2)_a$, sa moyenne $(J_2)_m$ et la pression hydrostatique moyenne sur le cycle $I_1/3$. k et n sont des paramètres du matériau et α_1 et α_2 sont des constantes empiriques. Comme la contrainte moyenne de cisaillement a un effet négligeable lorsque le chargement est élastique, α_2 est généralement supposé nul.

Le critère de Sinès est le plus populaire des critères de fatigue multiaxiaux dans le domaine de l'endurance. Toutefois, l'utilisation de la contrainte hydrostatique moyenne comme paramètre implique que le ratio b/t soit égal à $1/\sqrt{3}$ quel que soit le matériau, ce qui contredit les observations expérimentales de Gough.

Le critère de Crossland est légèrement différent de celui de Sinès. L'utilisation de la pression hydrostatique maximale plutôt que de sa moyenne permet de considérer des valeurs du ratio b/t différentes selon les matériaux étudiés (Crossland, 1956) :

$$\sqrt{(J_2)_a} + \alpha (I_1)_{max} \leq k \tag{B.4}$$

Les critères de Sinès et Crossland sont difficiles à interpréter puisque la signification de leur premier terme n'est pas claire, surtout lorsque le chargement n'est pas en phase. De plus, même lorsque le chargement est proportionnel, ce dernier ne correspond pas à la variation du cisaillement octaédrique (Bastenaire et al, 1979).

Le critère de Tresca est également utilisé en fatigue, notamment dans le code ASME pour les cas de chargement où les contraintes principales ne changent pas de direction (Bastenaire et al, 1979 et Garud, 1981). Ce critère est alors plus efficace que celui de Von Misès. Cependant, aucune méthode permettant de considérer la contrainte moyenne n'est mentionnée.

Comme les invariants de contrainte sont des moyennes de contraintes appliquées, leur utilisation peut mener à des analyses non conservatrices (You et Lee, 1996). D'autres approches ont donc été développées afin d'améliorer la qualité de la prévision de vie en fatigue.

L'approche du plan critique

L'approche du plan critique est efficace parce qu'elle se base sur le mode de rupture et sur le mécanisme d'amorçage de fissures (You et Lee, 1996). Après avoir déterminé le plan le plus fortement sollicité à l'aide d'un critère, le comportement en fatigue de la composante est déterminé à partir d'un paramètre combinant la contrainte (ou déformation) de cisaillement et la contrainte (et/ou déformation) normale agissant sur ce plan. Un avantage de cette approche est la prédiction du plan de fissuration et des durées de vie résultant d'un chargement donné de façon précise pour les chargements non-proportionnels.

Avant de décrire les différents critères, certaines quantités qui seront ensuite utilisées doivent être définies. Entre autre, la définition de l'amplitude de contrainte de cisaillement de Papadopoulos (Papadopoulos et al, 1997) sera présentée parce qu'elle est la plus générale, étant valide peu importe le type de chargement imposé.

Un volume élémentaire V est défini en chaque point d'un matériau métallique (voir figure B.1). Ce volume contient plusieurs centaines de grains de métal et représente le plus petit volume pouvant être considéré homogène. Un vecteur contrainte $\boldsymbol{\sigma}$ agit sur ce volume V. Le plan élémentaire Δ, formé par l'intersection de ce volume V avec un plan passant au point considéré, est défini par son vecteur unitaire normal $\mathbf{n}$.

Sur ce plan élémentaire, agit un vecteur contrainte noté $\mathbf{S_n}$ (figure B.1). Ce dernier peut être décomposé en un vecteur normal au plan $\mathbf{N}$, correspondant à la contrainte normale, et en un vecteur tangent $\mathbf{C}$, la contrainte de cisaillement. Pendant un cycle de fatigue, le vecteur $\mathbf{N}$ change de norme, mais demeure toujours perpendiculaire au plan Δ. Il est donc entièrement défini par son module N. Au contraire, le vecteur de contrainte de cisaillement $\mathbf{C}$ change de direction en plus de module au cours d'un cycle. Ainsi, pendant un cycle d'un chargement complexe, la pointe du vecteur $\mathbf{C}$ effectue un trajet fermé ψ tel qu'illustré à la figure B.2. Il est donc difficile de définir l'amplitude de contrainte de cisaillement C_a qui y est rattachée. Plusieurs définitions ont été proposées dépendant du type de chargement considéré et, en conséquence, du trajet du vecteur $\mathbf{C}$. La définition la plus générale est celle de Papadopoulos qui suggère d'utiliser la valeur du rayon du plus petit cercle circonscrivant le trajet du vecteur $\mathbf{C}$ (figure B.2). Le cisaillement moyen $\mathbf{C_m}$ est alors défini comme étant le vecteur pointant le centre de ce cercle.

Carpinteri et Spagnoli (2001) présentent une revue de la littérature des critères de fatigue multiaxiaux basés sur le concept du plan critique pour les aciers durs ($1/\sqrt{3} < b/t < 1$). Les aspects les plus importants de cette étude seront repris ici en utilisant la nomenclature de Papadopoulos et complétés par les observations faites par d'autres auteurs. Les différents critères utilisant l'approche du plan critique sont caractérisés d'une part, par la méthode de détermination de ce plan critique et d'autre part, par la définition de la contrainte équivalente.

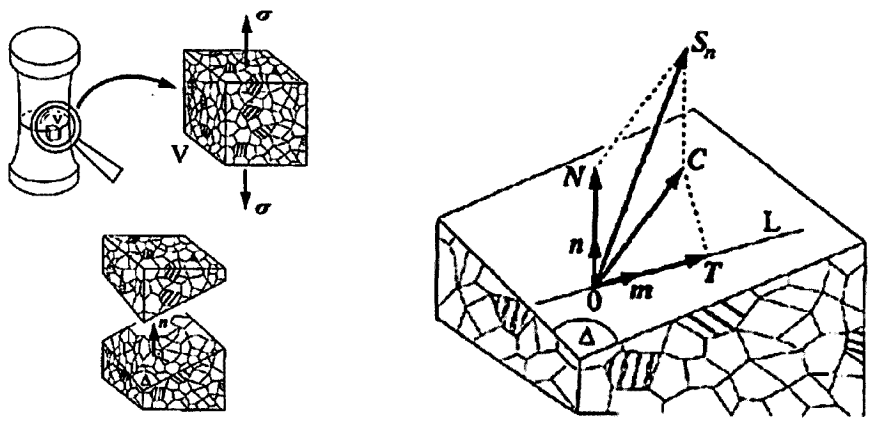


Figure B.1 : a) Illustration du volume V et du plan Δ b) Schématisation des contraintes agissant sur Δ (Papadopoulos et al, 1997)

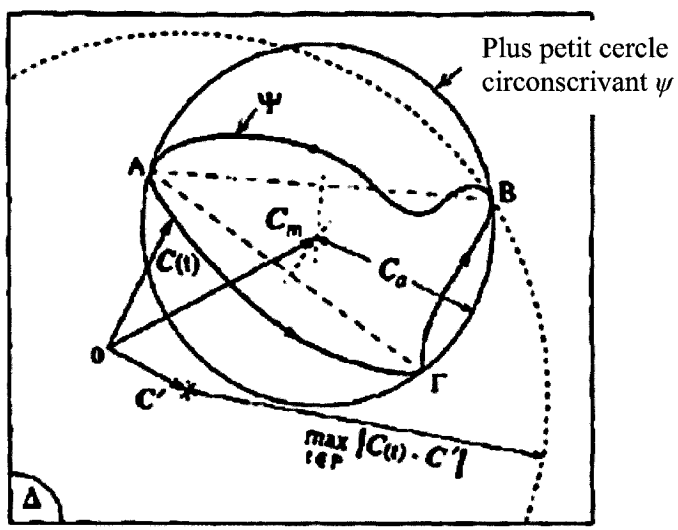


Figure B.2 : Définition de l'amplitude de contrainte de cisaillement de Papadopoulos (Papadopoulos et al, 1997)

La difficulté à déterminer le plan critique provient du mécanisme d'amorçage de fissures lui-même. En effet, la création des défauts et des microfissures est principalement influencée par le mouvement des dislocations causé par l'amplitude de la contrainte de cisaillement, tandis que la propagation des microfissures et la formation d'une fissure principale sont principalement dues à la contrainte normale de tension. Il

est donc difficile de présumer du plan de fissuration lié à un mode de chargement donné (Matake, 1977).

Findley détermine le plan critique, défini par le vecteur unitaire normal de direction (φ_c, ϑ_c) notée en coordonnées sphériques, en maximisant la combinaison linéaire de l'amplitude de contrainte de cisaillement C_a et de la contrainte normale maximale N_{max} agissant sur le plan Δ:

$$(\varphi_c, \vartheta_c) = \max_{(\varphi,\vartheta)} \{C_a(\varphi,\vartheta) + kN_{\max}(\varphi,\vartheta)\} \tag{B.5}$$

L'amorçage de fissures est produite lorsque l'inégalité (B.6) n'est plus respectée.

$$C_a(\varphi_c, \vartheta_c) + kN_{\max}(\varphi_c, \vartheta_c) \leq f \tag{B.6}$$

Le coefficient k et la constante f sont obtenus en mesurant deux limites d'endurance différentes en laboratoire et correspondent respectivement à une constante empirique et à une limite d'endurance du matériau.

Le critère de Matake diffère de celui de Findley seulement sur la définition du plan critique. En effet, selon ce critère, le plan critique est celui qui subit la plus grande amplitude de cisaillement.

$$(\varphi_c, \vartheta_c) = \max_{(\varphi,\vartheta)} \{C_a(\varphi,\vartheta)\} \tag{B.7}$$

$$C_a(\varphi_c, \vartheta_c) + kN_{\max}(\varphi_c, \vartheta_c) \leq f \tag{B.8}$$

Le critère de Findley prédit une dépendance de la torsion statique sur la limite d'endurance en torsion, ce qui est erroné dans le domaine des petites déformations. Ce critère n'est donc pas valide. Au contraire, le critère de Matake respecte cette observation expérimentale et prédit un effet linéaire de la contrainte normale statique sur

la limite d'endurance en traction alternée. Ce dernier est le plus classique des critères utilisant l'approche du plan critique (Papadopoulos et al, 1997).

Le critère de McDiarmid (McDiarmid, 1994) propose d'utiliser le plan de Findley, mais de différencier les fissures de type *A*, propageant le long de la surface de la pièce, et de type *B*, propageant perpendiculairement à cette surface. Ce concept de différencier deux types de fissures provient des travaux de Brown et Miller (Garud, 1981). Ces deux types de fissures sont pris en compte en définissant deux limites d'endurance en torsion pure, t_A et t_B, qui correspondent aux deux types de fissuration. Ce critère nécessite également la détermination de la contrainte ultime en tension S_u.

$$(\varphi_c, \vartheta_c) = \max_{(\varphi,\vartheta)} \{C_a(\varphi,\vartheta) + kN_{\max}(\varphi,\vartheta)\} \tag{B.9}$$

$$C_a(\varphi_c,\vartheta_c) + \frac{t_{A,B}}{2S_u} N_{\max}(\varphi_c,\vartheta_c) \le t_{A,B} \tag{B.10}$$

Carpinteri et Spagnoli (2001) généralisent le concept de McDiarmid afin de considérer tous les types de fissuration possibles qu'ils associent aux différents rapports *b/t* mesurés en laboratoire. Tout d'abord, un plan de référence est déterminé en effectuant une moyenne pondérée de la direction des contraintes principales pendant le cycle complet de fatigue. La position du plan critique par rapport à ce plan moyen est ensuite calculée en fonction du type de matériau, caractérisé par son rapport des limites d'endurance *b/t*. L'angle δ, exprimé en degrés, formé par le plan de fissuration et le plan perpendiculaire à la direction moyenne de la contrainte principale σ_1 est donné par l'expression suivante :

$$\delta = 45 \cdot \frac{3}{2}\left[1 - \left(\frac{t}{b}\right)^2\right] \tag{B.11}$$

Cet angle est nul pour les matériaux très durs (t/b = 1) et est égal à 45° pour les matériaux situés à la limite entre les matériaux durs et ductiles ($t/b = 1/\sqrt{3}$). Le critère de fatigue proposé par ces auteurs est quadratique.

$$\left(\frac{N_{\max}}{b}\right)^2 + \left(\frac{C_a}{t}\right)^2 \leq 1 \tag{B.12}$$

Il ne permet toutefois pas de considérer l'effet bénéfique d'une contrainte normale maximale négative et ne peut être généralisé à tous les cas de chargement.

Socie (1987) adopte une approche différente pour différencier les différents matériaux. Il propose deux critères de fatigue liant la durée de vie au chargement appliqué, un pour le mode de fissuration en cisaillement présenté à l'équation (B.13) et un autre pour la fissuration en mode de tension sous la forme de l'équation (B.14). Aucune restriction n'est imposée sur la valeur du ratio des limites d'endurances b/t. N_i représente ici le nombre de cycles nécessaires à l'amorçage d'une fissure et cette variable ne doit pas être confondue avec la contrainte normale agissant sur un plan.

Socie (1987) décrit le mécanisme d'endommagement en mode II par trois paramètres, soit la déformation de cisaillement γ_{max}, la déformation normale ε_n et la contrainte normale moyenne σ_{n0} agissant sur le plan subissant la plus grande amplitude de déformation de cisaillement.

$$\gamma_{\max} + \varepsilon_n + \frac{\sigma_{n0}}{E} = \gamma_f'(2N_i)^c + \frac{\tau_f'}{G}(2N_i)^b \tag{B.13}$$

Le comportement du matériau est décrit par son coefficient de ductilité en cisaillement en fatigue γ_f', son exposant de ductilité en fatigue c, son coefficient de résistance en cisaillement en fatigue τ_f', son exposant de résistance en fatigue b et par ses modules d'élasticité en traction E et en cisaillement G.

Pour les cas où la fissure est initiée en mode I, les auteurs proposent d'utiliser la loi de Smith-Watson-Topper (SWT). Le plan critique est cette fois le plan subissant la plus grande variation de déformation normale $\Delta\varepsilon_1$. σ_1^{max} est la contrainte normale maximale agissant sur ce plan.

$$\sigma_1^{\max}\Delta\varepsilon_1/2=\sigma_f{}'\varepsilon_f{}'(2N_i)^{b+c}+\frac{\sigma_f{}'^2}{E}(2N_i)^{2b} \qquad \text{(B.14)}$$

Le comportement du matériau est décrit par son coefficient de ductilité en fatigue ε_f', son exposant de ductilité en fatigue c, son coefficient de résistance en traction en fatigue σ_f', son exposant de résistance en fatigue b et par son module d'élasticité en traction E.

L'approche multiéchelle

Les différentes échelles en mécanique sont (Constantinescu et Dang Van, 2003) :

- l'échelle des dislocations, le microscopique ;
- l'échelle des grains de métal, le mésoscopique ;
- l'échelle des structures d'ingénierie, le macroscopique.

En général, en fatigue endurance, aucune déformation irréversible n'est mesurée à l'échelle macroscopique. Le comportement du matériau est élastique, c'est-à-dire que la relation entre les contraintes et les déformations est linéaire. Toutefois, à l'échelle mésoscopique, des déformations irréversibles se produisent dans quelques grains mal orientés, ce qui génère un champ de déformation plastique hétérogène. Lorsque la stabilisation est atteinte, un champ de contraintes résiduelles mésoscopique $\boldsymbol{\rho}$ résulte de ces déformations permanentes.

Les champs macroscopiques de contraintes $\boldsymbol{\Sigma}$ et de déformations $\mathbf{E}$ sont liés à la valeur moyenne des champs mésoscopiques $\boldsymbol{\sigma}$ et $\boldsymbol{\varepsilon}$. Dans la théorie des agrégats polycristallins, les champs macroscopiques sont supposés constants dans un petit volume

V entourant le point pris en considération (voir figure B.1). On peut lier les deux états de contrainte par :

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{A}\boldsymbol{\Sigma} + \boldsymbol{\rho} \tag{B.15}$$

A représente un tenseur d'ordre 4 reliant le tenseur des contraintes mésoscopiques $\boldsymbol{\sigma}$ à celui des contraintes macroscopiques $\boldsymbol{\Sigma}$. La présence de contraintes résiduelles mésoscopiques $\boldsymbol{\rho}$ après stabilisation indique qu'il est généralement erroné de considérer les contraintes macroscopiques $\boldsymbol{\Sigma}$ pour caractériser un phénomène à l'échelle du grain. Faire le lien entre les deux champs de contraintes n'est toutefois pas facile. Le matériau est localement hétérogène et il doit être considéré comme une structure subissant un historique de chargement complexe.

Dang Van (1993) propose d'utiliser l'état de contrainte mésoscopique stabilisé comme paramètre dans la formulation d'un critère en fatigue endurance. La méthode consiste à calculer les contraintes mésoscopiques subies par les grains défavorablement orientés à partir du chargement macroscopique appliqué. Un critère de fatigue peut ensuite être proposé en fonction de la contrainte mésoscopique $\boldsymbol{\sigma}$, qui est connue pour tout temps t lorsque $\boldsymbol{\rho}$ est connu. Les travaux de Dang Van (1993) ont mené à la formulation du critère suivant :

$$\begin{aligned} &\tau(t) + ap(t) \le b \\ &\tau(t) = \left|\mathbf{C(t)} - \mathbf{C_m}\right| \\ &p(t) = \frac{\sigma_{kk}(t)}{3} = \frac{\Sigma_{kk}(t)}{3} \end{aligned} \tag{B.16}$$

Le critère repose sur les valeurs instantanées de la pression hydrostatique mésoscopique $p(t)$ et du cisaillement mésoscopique $\tau(t)$ agissant sur le plan Δ. Dans cette équation, les vecteurs $\mathbf{C(t)}$ et $\mathbf{C_m}$, définis à la figure B.2, correspondent aux cisaillements macroscopiques instantané et moyen agissant sur le plan Δ. a et b sont des constantes à mesurer expérimentalement.

La comparaison entre différents critères par Flavenot et Skalli (1983) confirme que le comportement en fatigue des pièces est lié à la pression hydrostatique plutôt qu'à la contrainte normale au plan de cisaillement maximal.

Papadopoulos et al (1997) suggèrent plutôt d'utiliser une valeur moyenne de l'amplitude de cisaillement T_a agissant sur les différentes directions L du plan Δ (voir figure B.3) plutôt que la valeur instantanée comme dans le cas du critère de Dang Van. Selon les auteurs, il existe une relation de proportionnalité entre T_a et l'amplitude de déformation de cisaillement plastique cumulée $\Sigma^{\infty}\Delta\gamma_p$ dans cette direction. Comme cette déformation cumulée est directement liée à l'endommagement en fatigue, il est raisonnable d'utiliser T_a comme paramètre. La moyenne de cette contrainte de cisaillement est obtenue à l'aide de l'équation suivante :

$$\sqrt{\langle T_a^2 \rangle} = \sqrt{\frac{5}{8\pi^2} \int_{\varphi=0}^{2\pi} \int_{\vartheta=0}^{2\pi} \int_{\chi=0}^{2\pi} \left[T_a(\varphi, \vartheta, \chi) \right]^2 \mathrm{d}\chi \sin\vartheta \mathrm{d}\vartheta \mathrm{d}\varphi} \qquad \text{(B.17)}$$

χ représente la direction L. Le critère de Papadopoulos est présenté à l'équation (B.18). Les constantes a et b doivent être déterminées expérimentalement.

$$\sqrt{\langle T_a^2 \rangle} + a\left(\frac{\sigma_{kk}}{3}\right)_{\max} \leq b \qquad \text{(B.18)}$$

L'utilisation de la valeur moyenne du cisaillement T_a est justifiée par l'étude expérimentale menée par Simburger qui indique que peu importe le changement de direction des contraintes principales, le mouvement des dislocations dans toutes les directions influencent l'endommagement en fatigue (Ellyin et Kujawski, 1993).

Une autre méthode d'analyse (Lemaitre, 1992), la mécanique du dommage, permet de formuler des modèles d'endommagement à partir des mécanismes physiques. Cette méthode consiste à ajouter une variable d'état au système d'équations régissant le comportement mécanique du matériau. Cette variable est notée D et représente le niveau

d'endommagement du matériau au point étudié. Ensuite, les critères de fatigue sont développés à l'aide de la théorie des milieux continus et des principes de la thermodynamique.

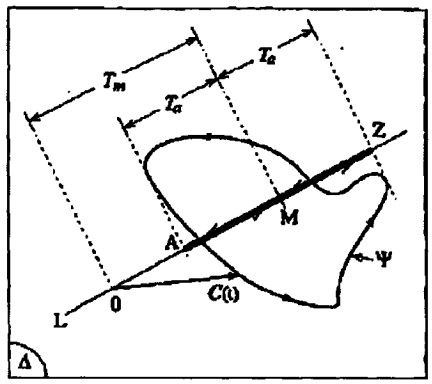


Figure 5 Definition of resolved shear stress amplitude T_a and resolved mean shear stress T_m

Figure B.3 : Définition de l'amplitude de contrainte de cisaillement T_a (Papadopoulos et al, 1997)

D'un point de vue physique, l'endommagement d'un matériau consiste en sa détérioration progressive par la création de vides, de microfissures et de défauts qui réduisent la surface supportant la charge appliquée. En supposant que l'endommagement est isotrope, le dommage D est défini par l'équation (B.19) où A est la section totale et $\tilde{A}$, l'aire effective du matériau supportant la charge P. Le paramètre D est nul lorsque le matériau est intact et est égal à D_c lorsque l'endommagement correspondant à la rupture est atteint.

$$D = \frac{A - \tilde{A}}{A} \tag{B.19}$$

Le concept de contrainte effective $\tilde{\sigma}$ est ensuite introduit pour décrire l'effet de l'endommagement du matériau sur son comportement mécanique.

$$\tilde{\sigma} = \frac{P}{\tilde{A}} = \frac{\sigma}{1 - D} \tag{B.20}$$

Ce dernier est obtenu en remplaçant la contrainte de la loi de Hooke par la contrainte effective. Le dommage est donc couplé à la loi de comportement mécanique par la relation suivante :

$$\varepsilon = \frac{\tilde{\sigma}}{E} = \frac{\sigma}{E(1-D)} \tag{B.21}$$

La complexité du problème de la fatigue oblige Lemaître à simplifier le problème pour ensuite obtenir une règle d'endommagement en fatigue endurance. Il fait l'hypothèse que le matériau subissant l'endommagement est quasi-fragile. Celui-ci peut alors être modélisé par une microinclusion comprise dans un volume élastique élémentaire V. Ceci emmène Lemaître à développer la loi d'endommagement suivante donnant le nombre de cycles N_i nécessaires à l'amorçage d'une fissure lors d'une sollicitation à amplitude de contrainte constante :

$$N_i = \frac{Ep_D}{2(\sigma_{\max} - \sigma_0)} + \frac{D_{1c}}{\frac{\sigma_f^2}{2E^2 S}(\sigma_{\max} - \sigma_f)} \tag{B.22}$$

Dans cette équation, σ_0 est la contrainte moyenne, σ_{max} est la contrainte maximale, p_D est la valeur de déformation plastique correspondant au début de l'endommagement, E est le module d'élasticité, D_{1c} est la valeur critique de la variable d'endommagement en traction uniaxiale, σ_f est la limite d'endurance et S est le paramètre de résistance à l'endommagement du matériau qui doit être déterminé expérimentalement.

Cette procédure, bien qu'elle permette de bien comprendre les mécanismes d'endommagement des matériaux, mène à des critères très complexes nécessitant la détermination de plusieurs propriétés du matériau. Elle équivaut donc, en pratique, à un procédé de lissage d'une courbe expérimentale.

Un troisième type d'approche multiéchelle est utilisé par Bennett et McDowell (2003) qui utilisent la théorie de plasticité des monocristaux combinée à la méthode de

calcul par éléments finis pour modéliser le comportement d'un polycristal. Les polycristaux se déforment plastiquement selon les bandes de glissements situées sur les plans denses et selon les directions denses. Ainsi, une fois la distribution des contraintes obtenue pour différentes microstructures, la valeur des paramètres de fatigue peut être calculée et une interprétation physique permet de sélectionner les critères les mieux adaptés à la prédiction de vie en fatigue.

Les approches énergétiques

La dernière classe de critère est celle des approches énergétiques. Ce type d'approche a été développé afin d'inclure le comportement mécanique cyclique du matériau, soit la relation liant les déformations aux contraintes, aux analyses de fatigue. Garud (1981) est le premier à montrer que ce type de critère permet d'introduire efficacement de façon explicite l'historique mécanique complet du matériau dans le calcul de prévision de vie en fatigue. Il suggère d'utiliser la densité de travail plastique par cycle, W_c, comme paramètre de fatigue dans le domaine LCF. Cette quantité correspond à l'énergie dissipée dans le matériau sous forme d'hystérésis mécanique et se calcule à partir de l'équation suivante :

$$W_c = \int_{cycle} \left(\sigma_x \cdot d\varepsilon_x^p + \sigma_y \cdot d\varepsilon_y^p + \sigma_z \cdot d\varepsilon_z^p + \tau_{xy} \cdot d\gamma_{xy}^p + \tau_{yz} \cdot d\gamma_{yz}^p + \tau_{zx} \cdot d\gamma_{zx}^p \right) \quad \text{(B.23)}$$

Cette méthode de calcul n'est toutefois plus valide dans le domaine de l'endurance, puisque la plastification macroscopique du matériau n'est plus provoquée. Le travail plastique est donc nul et le paramètre de Garud ne permet plus de corréler la vie en fatigue des métaux.

Ellyin et Kujawski (1993) proposent plutôt d'utiliser la quantité d'énergie de déformation ΔW_t appliquée sur le matériau lors de l'application de la charge. Ce paramètre est composé des énergies de déformation plastique et élastique et peut donc être utilisé dans le domaine de l'endurance.

$$\Delta W_t = \Delta W_e + \Delta W_p \tag{B.24}$$

Le calcul du travail plastique nécessite la connaissance de la courbe de consolidation cyclique du matériau. Ellyin et Kujawski (1993) proposent d'utiliser les équations suivantes pour déterminer les amplitudes de travail élastique et plastique :

$$\begin{aligned} \Delta W_e &= \frac{1+\nu}{3E}\left(\bar{\sigma}^{\max}\right)^2 + \frac{1-2\nu}{6E}\left(\sigma_{kk}^{\max}\right)^2 \\ \Delta W_p &= \frac{2\left(1-n'\right)\left(2K'\right)^{-1/n'}}{1+n'}\left(\Delta\bar{\sigma}\right)^{(1+n')/n'} \end{aligned} \tag{B.25}$$

Dans ces équations, $\bar{\sigma}$ représente la contrainte de Von Misès, n' l'exposant de consolidation cyclique du matériau et K' son coefficient de résistance cyclique. Une fonction g liant l'énergie de déformation ΔW_t à la durée de vie en fatigue N_i doit ensuite être déterminée à l'aide d'essais expérimentaux.

$$\Delta W_t = g\left(N_i\right) \tag{B.26}$$

Golos (1989) propose d'utiliser l'équation (B.27) qui incorpore explicitement l'effet de la contrainte moyenne σ_0 sur la vie en fatigue N_i sous la forme d'une fonction y.

$$\begin{aligned} \Delta W_t \; y\left(\sigma_0\right) &= kN_i^{\alpha} + C \\ y\left(\sigma_0\right) &= \left\{1 - \left(\frac{\sigma_0}{\beta\sigma_f'}\right)^x\right\}^{(1+\bar{n})/\bar{n}} \end{aligned} \tag{B.27}$$

L'expression de cette fonction $y(\sigma_0)$ est complexe et dépend de trois constantes du matériau notées β, x et $\bar{n}$. Pour les cas où la sollicitation est dans le domaine élastique, l'équation (B.27) permet de calculer l'amplitude de contrainte σ_{am} permise en présence d'une contrainte moyenne à partir de l'amplitude de contrainte en sollicitation complètement renversée qui correspond à la durée de vie désirée.

$$\sigma_{am} = \left\{1 - \left(\frac{\sigma_0}{\beta\sigma'_f}\right)^x\right\}\sigma_a \qquad \text{(B.28)}$$

Le tableau suivant montre que pour des valeurs particulières de x et β on retrouve les relations empiriques de Goodman, Soderberg, Morrow et Gerber.

Tableau B.1 : Équivalence du critère de Golos avec des critères empiriques connus (Golos, 1989)

x	*β*	*Critère équivalent*	*Expression*
1	S_u / σ'_f	Goodman	$\frac{\sigma_{am}}{\sigma_a} + \frac{\sigma_0}{S_u} = 1$
1	S_y / σ'_f	Soderberg	$\frac{\sigma_{am}}{\sigma_a} + \frac{\sigma_0}{S_Y} = 1$
1	1	Morrow	$\frac{\sigma_{am}}{\sigma_a} + \frac{\sigma_0}{\sigma'_f} = 1$
2	S_u / σ'_f	Gerber	$\frac{\sigma_{am}}{\sigma_a} + \left(\frac{\sigma_0}{S_u}\right)^2 = 1$

La méthode utilisée pour considérer l'effet de la contrainte moyenne est donc arbitraire et est équivalente, dans le domaine de l'endurance, à l'utilisation d'une loi empirique. En effet, aucune méthode autre que l'expérimentation n'est proposée pour déterminer les constantes β et x.

Partie 2

Étude de l'efficacité des critères multiaxiaux à incorporer l'effet des contraintes résiduelles dans les calculs de prévision de vie en fatigue

L'acier utilisé par Flavenot et Skalli (1983) pour étudier l'efficacité des différents critères multiaxiaux à prédire la vie en fatigue en présence de contraintes résiduelles est le XC42. Une trempe de surface utilisant le chauffage par induction est utilisée pour introduire un champ de contraintes résiduelles de compression en surface d'éprouvettes de laboratoire. Afin de tenir compte du changement de la microstructure du matériau traité, les propriétés de base utilisées comme référence dans cette étude sont mesurées sur un acier XC42 ayant une dureté similaire à celle du matériau durci lors du traitement de surface. Les barres de référence sont sollicitées en traction répétée.

Plusieurs trempes de surface ont ainsi été effectuées sur différentes éprouvettes de 36 mm de diamètre. Les éprouvettes sont ensuite soumises à des essais de flexion plane répétée. La limite d'endurance est considérée équivalente à une durée de vie de $5x10^6$ cycles. La valeur des contraintes résiduelles, après $5x10^6$ cycles, est mesurée pour les niveaux de chargement correspondant à la limite d'endurance de chaque traitement. Flavenot et Skalli (1983) ne tiennent pas compte de l'effet du gradient de contrainte dans le volume introduit par l'utilisation de deux types d'essai différents (traction et flexion) et des erreurs d'interprétations peuvent en découler. Toutefois, leurs observations peuvent donner une idée globale de la qualité des différents critères à incorporer les contraintes résiduelles dans un calcul de limite d'endurance. Seuls les résultats concernant les critères présentés à la première partie de cette annexe seront considérés.

Le critère de Kiocecioglu ne parvient pas à corréler tous les résultats expérimentaux, notamment dans les cas où la contrainte moyenne est négative. En effet, le critère de Misès transforme les contraintes de compression en contrainte équivalente de tension. Son utilisation dans le critère de Kiocecioglu mène donc à un résultat très conservateur lorsque la contrainte moyenne est négative.

Le critère de Sinès permet de traduire la relation entre la résistance à la fatigue et les contraintes résiduelles de façon raisonnable en flexion plane. Cependant, les points de référence obtenus par des essais de traction sont éloignés de la droite correspondant aux essais avec contraintes résiduelles et le critère n'est pas complètement validé.

Dans le cas du critère de Crossland, où la pression hydrostatique maximale est considérée plutôt que sa moyenne, tous les points tombent sur une droite commune, même ceux des essais de référence. Malheureusement, lorsque l'état de contrainte alternée est biaxial, le critère de Crossland semble injustifié. En effet, des essais de flexion-torsion purement alternée et de traction répétée appliqués sur l'acier E36 montre que la corrélation par une droite n'est plus possible, même en absence de contraintes résiduelles (Bastenaire et al, 1979).

Falvenot et Skalli (1983) démontrent également que les critères de Findley et Matake ne permettent pas de corréler les résultats en présence de contraintes résiduelles élevées.

Selon les auteurs, le critère de Dang Van serait le plus efficace des critères étudiés pour incorporer les contraintes résiduelles dans un calcul de limite d'endurance, puisqu'il rend bien compte du comportement en fatigue dans les cas de chargements complexes (Bastenaire et al, 1979). Toutefois, l'application de ce critère dans le cas des essais de flexion plane et de traction répétée est équivalente à celle du critère de Crossland. La généralisation du critère de Dang Van pour incorporer les contraintes résiduelles à tous les types de chargement devra donc être validée en laboratoire pour des sollicitations complexes en présence de contraintes résiduelles.

Partie 3

Calcul de l'historique mécanique local aux points critiques de chargement lors d'une sollicitation cyclique

Cette méthode consiste à calculer l'amplitude de contrainte ainsi que la contrainte moyenne agissant au point critique à partir du chargement nominal appliqué, du champ de contraintes résiduelles initial et de la géométrie de la composante. Lorsque la plastification du matériau est atteinte, l'analyse des premiers cycles de sollicitation est nécessaire afin de déterminer le comportement mécanique stabilisé du matériau.

Il faut donc déterminer les états de contrainte et de déformation en fond d'entaille à partir de la contrainte nominale appliquée et d'une règle de calcul appropriée. Lorsque la plastification est complètement évitée en fond d'entaille, l'amplitude de contrainte peut être directement obtenue à partir de la variation de la charge nominale appliquée ΔS et du facteur d'effet d'entaille K_f (Lawrence, 1981) :

$$\sigma_a = \frac{\Delta S}{2} K_f \tag{B.29}$$

Lorsque le matériau est plastifié par l'application de la charge, d'autres méthodes doivent être utilisées, par exemple la méthode de Neuber ou celle de Molski-Glinka. La plus utilisée est celle développée par Neuber pour un chargement statique et reprise ensuite en fatigue (Lawrence et Yung, 1987 et Bellow et al, 1986). Celui-ci propose d'utiliser la moyenne géométrique des facteurs de concentration de contrainte K_σ ($\Delta\sigma/\Delta S$) et de déformation K_ε ($E\Delta\varepsilon/\Delta S$) comme valeur du facteur de concentration de contrainte monotone K_t (Bellow et al, 1986). L'expression du facteur de concentration de contrainte monotone K_t prend alors la forme suivante :

$$K_t = \left(K_\sigma K_\varepsilon\right)^{1/2} \tag{B.30}$$

Dans cette équation, $\Delta\sigma$ et $\Delta\varepsilon$ sont les amplitudes de contrainte et de déformation locales en fond d'entaille. En remplaçant les valeurs de K_σ et de K_ε par leur définition, on obtient la relation suivante :

$$K_t = \left(\frac{\Delta\sigma \Delta\varepsilon E}{\Delta S^2} \right)^{1/2} \tag{B.31}$$

En étendant cette dernière équation à la fatigue, une relation liant l'état de sollicitation mécanique local à la contrainte nominale appliquée est obtenue :

$$\Delta\sigma\Delta\varepsilon = \frac{\left(K_f \Delta S\right)^2}{E} \tag{B.32}$$

Pour des cas de chargement complexe, Lawrence et Yung (1987) suggèrent de diviser la contrainte nominale de l'équation (B.32) de manière à séparer la composante de contrainte axiale (A) de celle de flexion (B).

$$\Delta S = \Delta S^A + \Delta S^B \tag{B.33}$$

Deux facteurs d'entaille en fatigue K_f sont alors définis, soit K_f^A et K_f^B .

L'analyse de la première application de la charge nécessite l'introduction de l'effet des contraintes résiduelles issues des procédés de fabrication σ_r qui doivent être connues. Cette étape de chargement est illustrée sur le diagramme σ-ε de la figure B.4 et est notée 0-1. L'application de la règle de Neuber conduit alors à l'équation suivante :

$$\Delta\sigma\Delta\varepsilon = \frac{\left(K_f^A \Delta S_{0\text{-}1}^A + K_f^B \Delta S_{0\text{-}1}^B + \sigma_r\right)^2}{E} \tag{B.34}$$

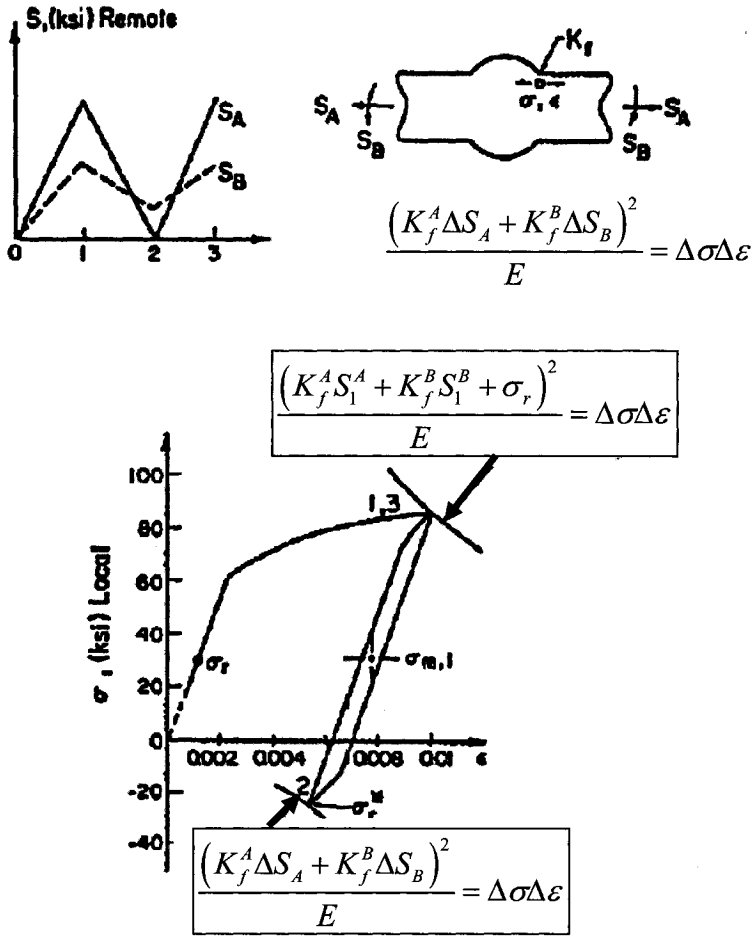


Figure B.4 : Application de la règle de Neuber (Lawrence et Yung, 1987)

Cette équation peut être résolue numériquement ou graphiquement tel qu'illustrée à la figure B.4 en utilisant la courbe d'écrouissage monotone du matériau. Celle-ci peut être approximée par la loi de puissance donnée à l'équation suivante où le coefficient et l'exposant de consolidation monotone du matériau sont notés K et n, respectivement.

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K}\right)^{\frac{1}{n}} \tag{B.35}$$

La résolution des équations (B.34) et (B.35) équivaut à rechercher l'intersection de la courbe exprimant le comportement du matériau (équation (B.35)) avec celle décrivant le chargement appliqué localement (équation (B.34)).

L'état de contrainte et de déformation en fond d'entaille peut ensuite être déterminé pour la fin du cycle (portion 1-2 à la figure B.4) ainsi que pour les applications et retraits de charge subséquents en utilisant la même méthode. Toutefois, les propriétés cycliques du matériau (K' et n') doivent être utilisées.

$$\Delta\sigma\Delta\varepsilon = \frac{\left(K_f^A \Delta S_{1-2}^A + K_f^B \Delta S_{1-2}^B\right)^2}{E} \tag{B.36}$$

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta\sigma}{2K'}\right)^{\frac{1}{n'}} \tag{B.37}$$

Lorsque les phénomènes de consolidation et d'adoucissement cycliques ne sont pas considérés, une valeur stabilisée des contraintes résiduelles est atteinte après quelques cycles de chargement.

Une alternative à la règle de Neuber pour estimer la contrainte et la déformation en fond d'entaille est l'approche énergétique de Molski-Glinka (Tricoteaux et al, 1995 et Park et Lawrence, 1989). Cette approche se base sur l'énergie de déformation élastique en fond d'entaille par unité de volume au point critique W_σ définie comme suit :

$$W_\sigma = \int_0^\varepsilon \sigma(\varepsilon) d\varepsilon \tag{B.38}$$

Lorsque la zone plastifiée est contenue dans une enveloppe de matériau déformé élastiquement, l'énergie de déformation en fond d'entaille peut être calculée à partir de l'énergie nominale de déformation W_N correspondant au chargement :

$$W_\sigma = K_t^2 W_N \tag{B.39}$$

L'élimination de W_σ des équations (B.38) et (B.39) permet d'obtenir la relation reliant $\Delta\sigma$ et $\Delta\varepsilon$ au chargement imposé (équivalente à l'équation (B.36) de la méthode de

Neuber). Cette nouvelle équation peut ensuite être utilisée conjointement avec l'équation (B.37) afin de déterminer l'historique mécanique local au point étudié.

Une interprétation graphique des règles de Neuber et de Molski-Glinka est montrée à la figure B.5. L'analyse de la figure montre clairement que la règle de Neuber mène à une surestimation des contraintes et déformations en fond d'entaille lorsque le chargement dépasse la limite d'élasticité du matériau. Tricoteaux et al (1995) démontrent que, bien que les résultats des deux méthodes soient très semblables dans le cas de leur étude, la méthode de Molski-Glinka donne des valeurs de durée de vie plus près de la réalité que celle de Neuber. Cependant, selon les auteurs, la méthode de Molski-Glinka est beaucoup plus sensible aux paramètres cycliques du matériau (n' et K') puisque ceux-ci interviennent à deux reprises dans les calculs (équation (B.37) et équation (B.38)). Il serait donc plus prudent d'utiliser la méthode de Neuber lorsque ceux-ci ne sont pas connus de manière précise.

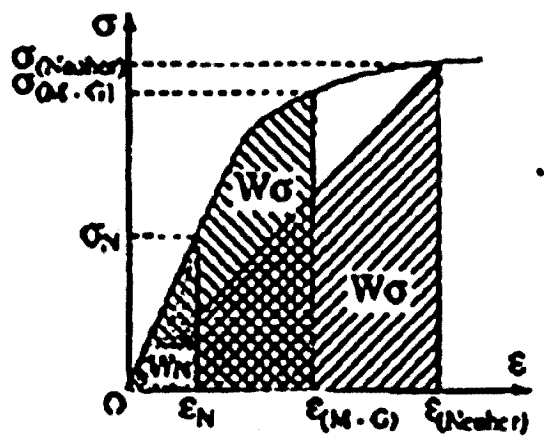


Figure B.5 : Comparaison des méthodes de Neuber et de Molski-Glinka (Tricoteaux et al, 1995)

La plus grande difficulté rencontrée lors de l'application de ces méthodes de calcul pour évaluer l'historique mécanique local est la détermination de l'effet d'entaille en fatigue K_f. Neuber propose d'utiliser l'équation suivante pour calculer le facteur d'effet d'entaille à partir de la géométrie du cordon de soudure (Bellow et al, 1986) :

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \sqrt{\rho^* / r}} \tag{B.40}$$

où r est le rayon du cordon de soudure et ρ^* est un paramètre du matériau lié à sa résistance ultime qui doit être déterminé expérimentalement.

Peterson, de façon plus générale, propose plutôt d'utiliser l'équation suivante (Tricoteaux et al, 1995) :

$$K_f = 1 + \frac{K_t - 1}{1 + \frac{a}{\rho}} \tag{B.41}$$

où ρ est le rayon de l'entaille, K_t est le facteur de concentration de contrainte en tension et a est une constante, généralement désignée comme étant le paramètre de Peterson. Sa valeur doit être déterminée expérimentalement pour chaque matériau.

La géométrie d'un joint soudé étant variable, il est difficile de déterminer la valeur du rayon du cordon de soudure r ou du rayon de fond de l'entaille ρ. Lawrence (1981) introduit le concept de valeur maximale de K_f associée à une géométrie d'assemblage soudé donnée. Lorsque cette valeur est utilisée dans les calculs de prédiction, un résultat conservateur résulte de l'analyse.

Une autre approche consiste à faire une étude statistique qui permet d'inclure la variabilité des différents paramètres (le chargement appliqué, la sévérité de l'entaille, le champ de contraintes résiduelles, les propriétés en fond de fissure) dans les modèles de prédiction de vie en fatigue. Par exemple, la simulation de Monte Carlo, consistant à faire varier les différentes variables statistiques selon leur fonction de probabilité et de calculer la durée de vie résultante, permet d'obtenir une fonction de probabilité pour la durée de vie en fatigue (Park et Lawrence, 1989).

Une alternative aux méthodes de Neuber et de Molski-Glinka est d'utiliser le calcul par éléments finis pour déterminer l'historique mécanique local au point critique. Cette méthode est équivalente à l'utilisation d'un logiciel de calcul pour évaluer le facteur d'intensité de contrainte K_t dans le cas d'un chargement monotone. Cette méthode est toutefois pénalisante à cause des temps de calcul requis.

La relaxation des contraintes résiduelles pendant la sollicitation cyclique peut être introduite dans le modèle mathématique en utilisant la relation suivante (Lawrence, 1981; Lawrence et Yung, 1987; Bellow et al, 1986 et Tricoteaux et al, 1995) :

$$\frac{\sigma_{r,2N}}{\sigma_{r,i}} = (2N-1)^k \tag{B.42}$$

La valeur de la contrainte résiduelle après N cycles, $\sigma_{r,2N}$, est obtenue à partir d'une loi de décroissance exponentielle de la contrainte résiduelle initiale stabilisée $\sigma_{r,i}$. La constante k doit être déterminée expérimentalement. Cette relation n'est qu'empirique et doit être utilisée avec prudence.

Annexe C : Dessins de définition des éprouvettes

a) Éprouvette à section constante

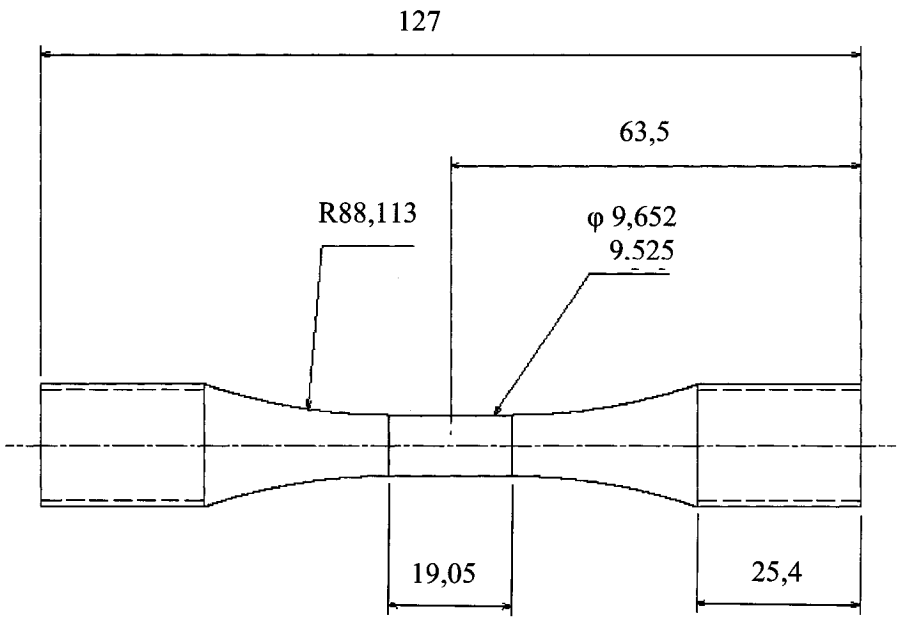


Figure C.1 : Dimensions de l'éprouvette à section constante, exprimées en millimètres

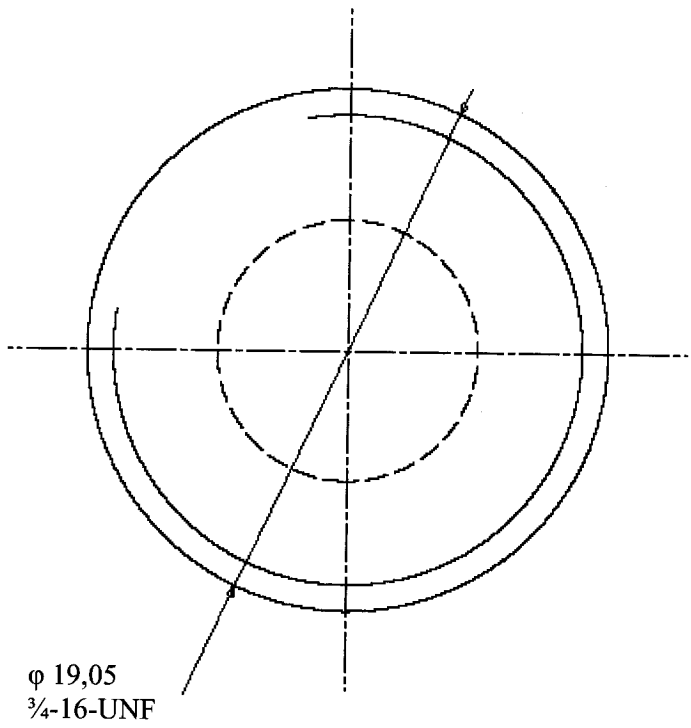


Figure C.2 : Dimensions de l'éprouvette à section constante, exprimées en millimètres (suite)

b) Éprouvette avec canal utilisée pour la calibration du procédé

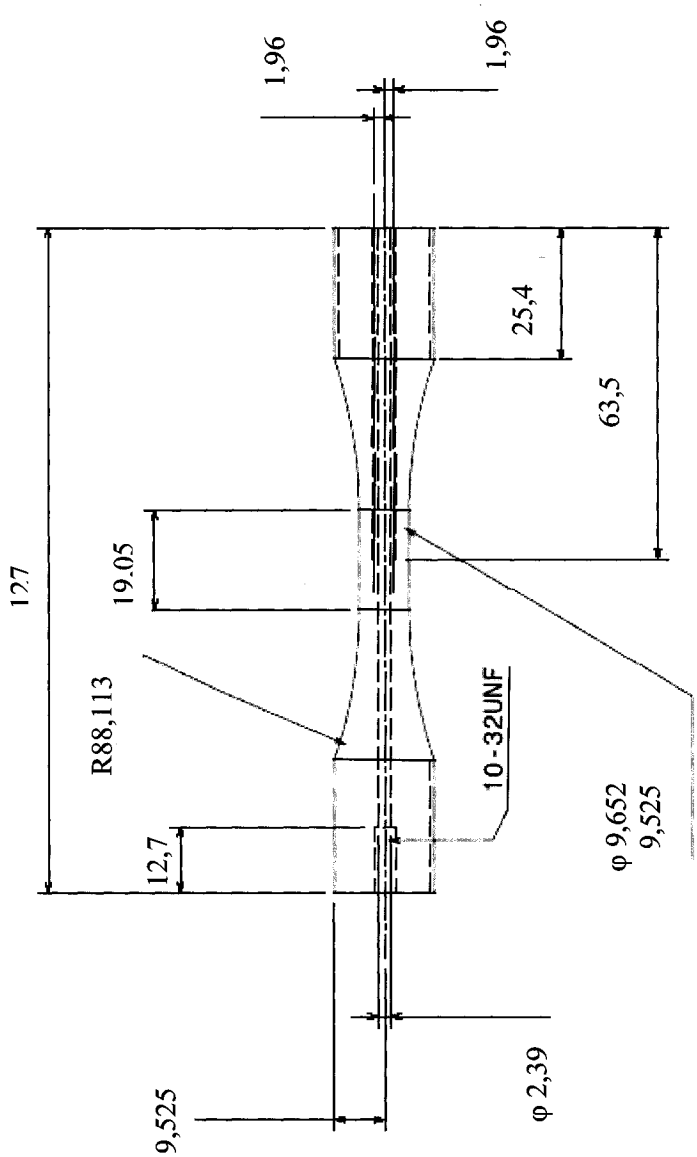


Figure C.3 : Dimensions de l'éprouvette avec canal utilisée pour la calibration du procédé, exprimées en millimètres

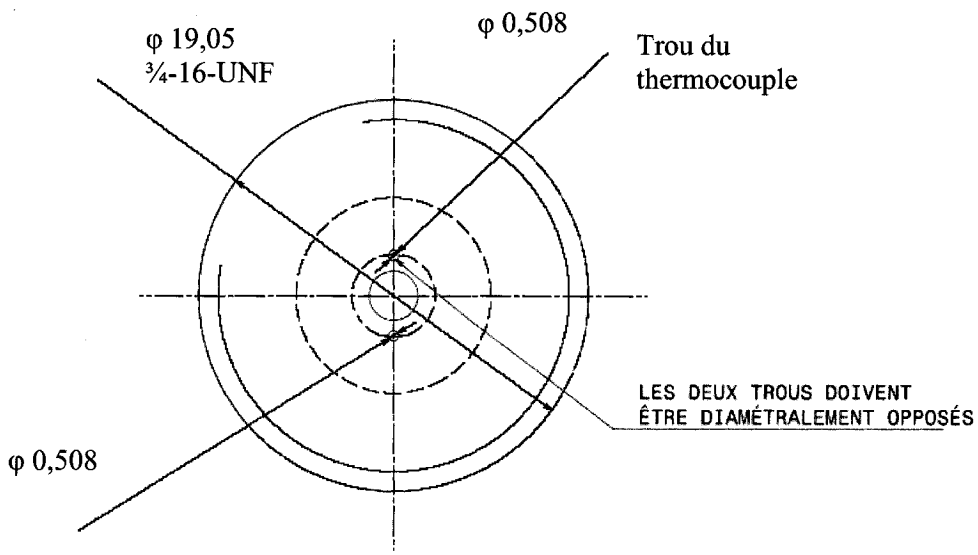


Figure C.4 : Dimensions de l'éprouvette avec canal utilisée pour la calibration du procédé, exprimées en millimètres (suite)

c) Éprouvette à section variable

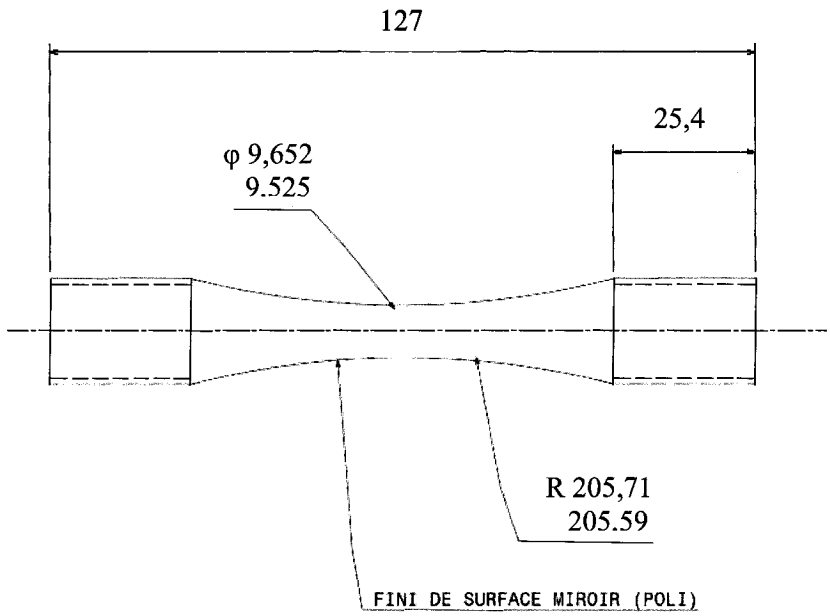


Figure C.5 : Dimensions de l'éprouvette à section variable, exprimées en millimètres

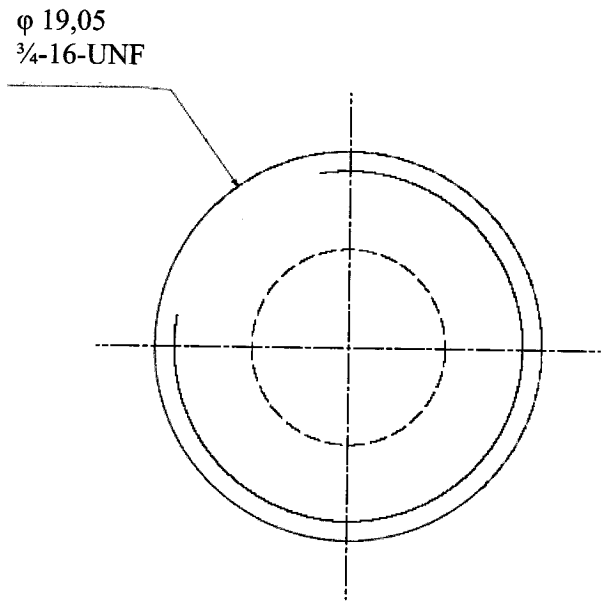


Figure C.6 : Dimensions de l'éprouvette à section variable, exprimées en millimètres (suite)

d) Éprouvette de fatigue avec canal

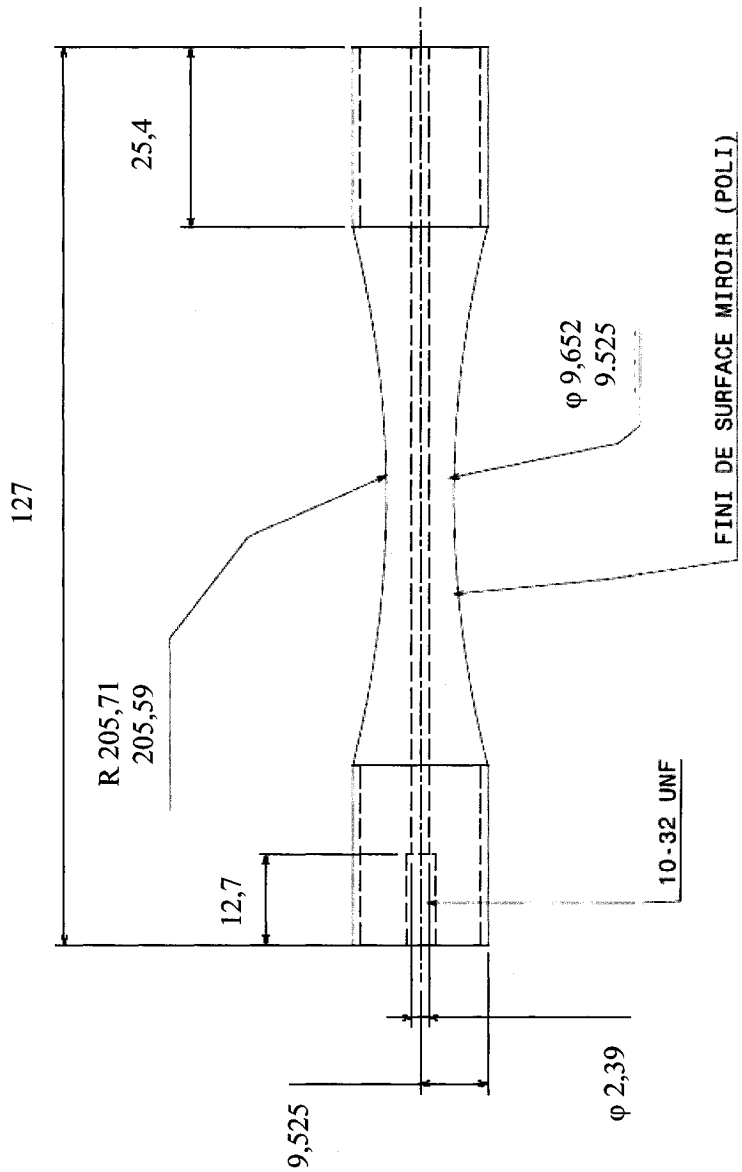


Figure C.7 : Dimensions de l'éprouvette de fatigue avec canal, exprimées en millimètres

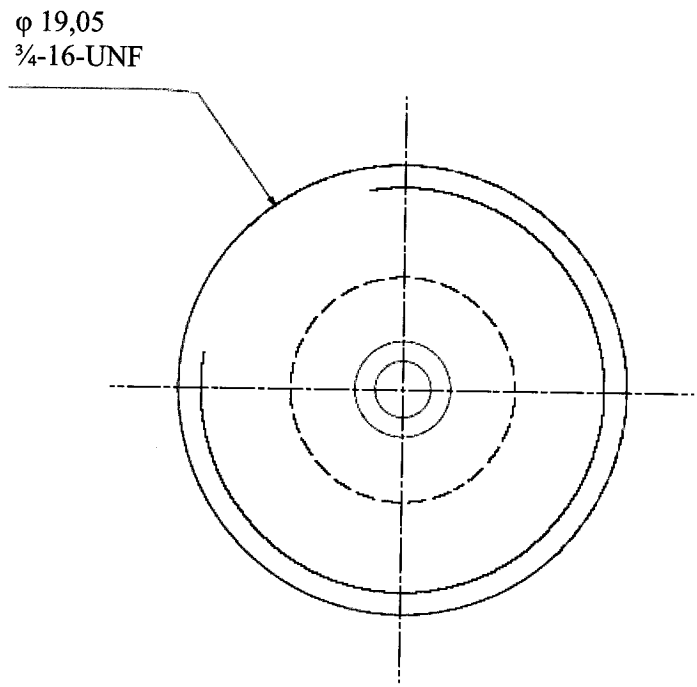


Figure C.8 : Dimensions de l'éprouvette de fatigue avec canal, exprimées en millimètres (suite)

d) Éprouvette utilisée pour la validation expérimentale

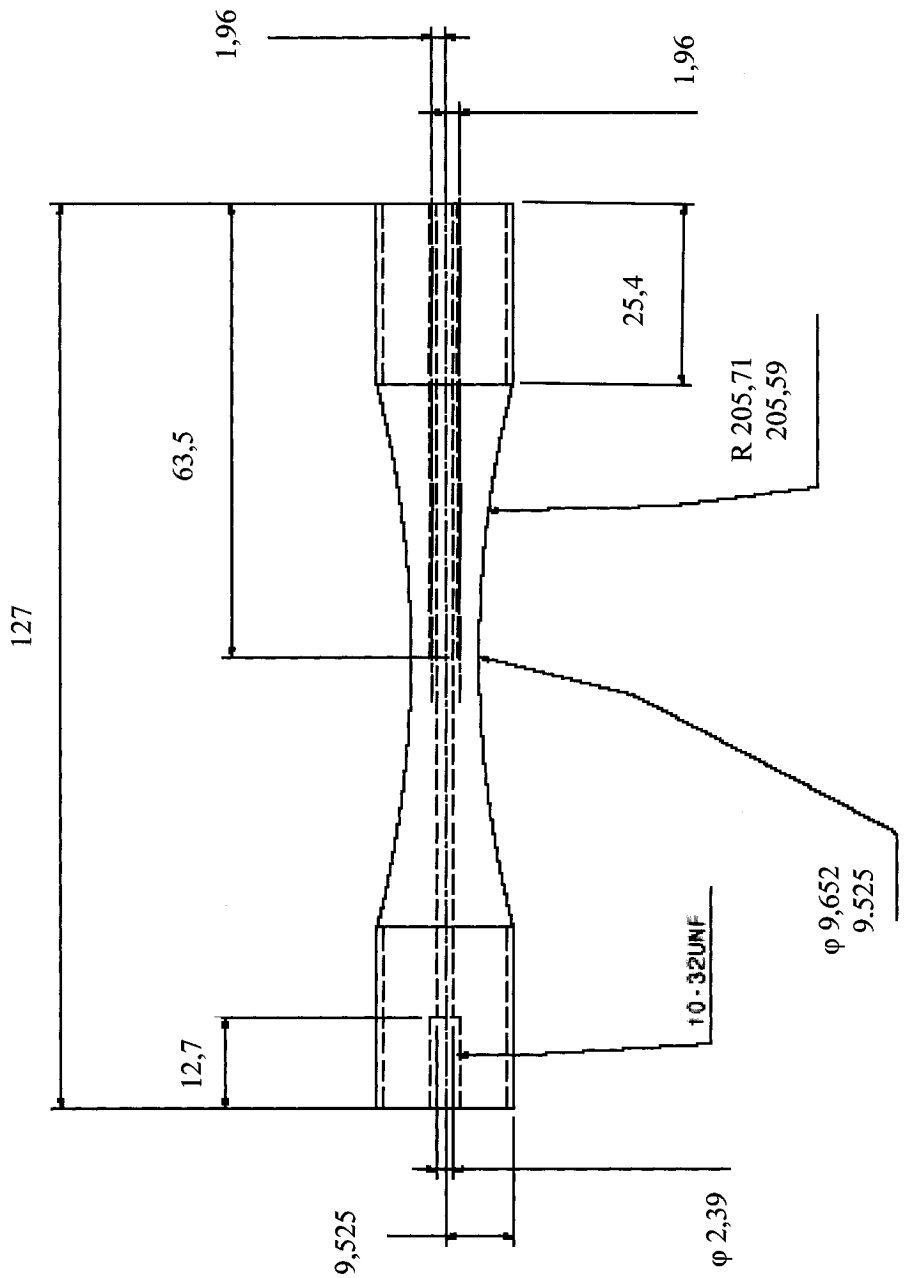


Figure C.9 : Dimensions de l'éprouvette utilisée pour la validation expérimentale, exprimées en millimètres

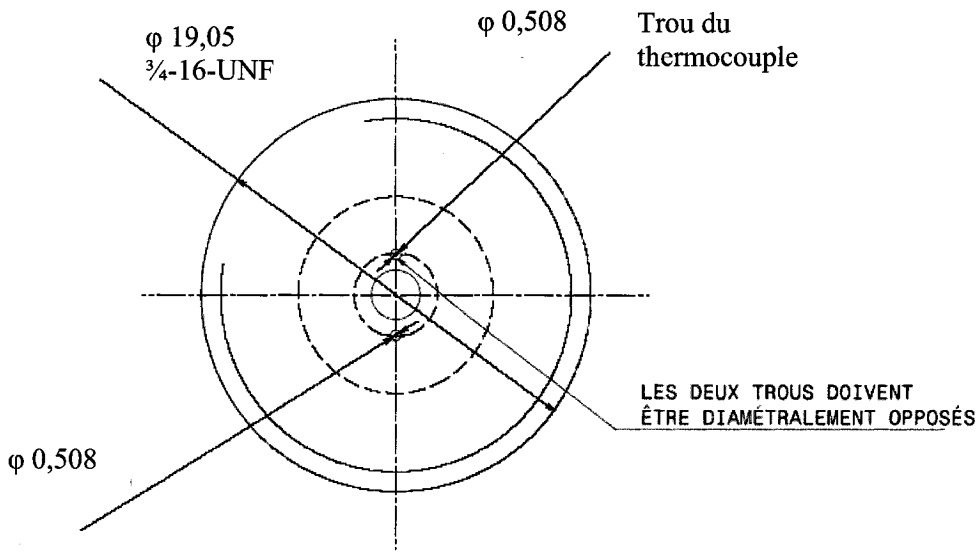


Figure C.10 : Dimensions de l'éprouvette utilisée pour la validation expérimentale, exprimées en millimètres (suite)

Annexe D : Métallographies de l'éprouvette Cl_3

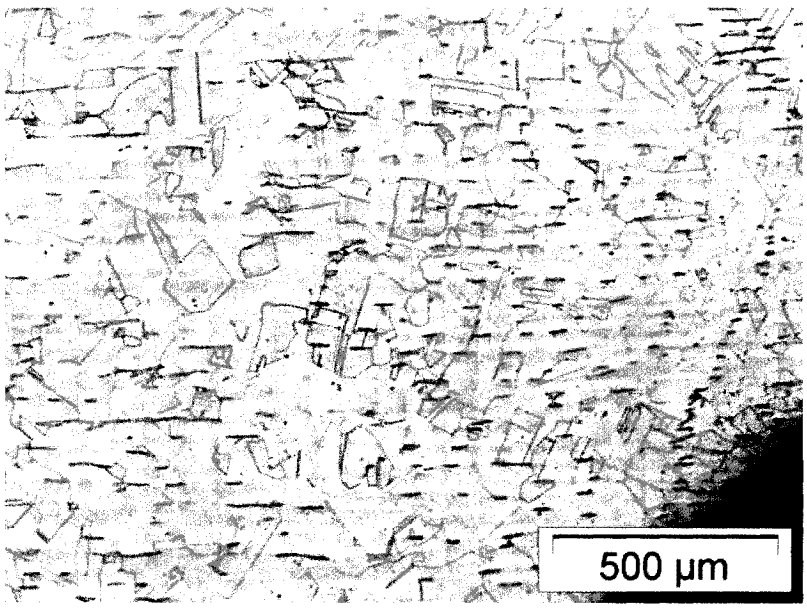


Figure D.1 : Coupe transversale sans chauffage (76x)

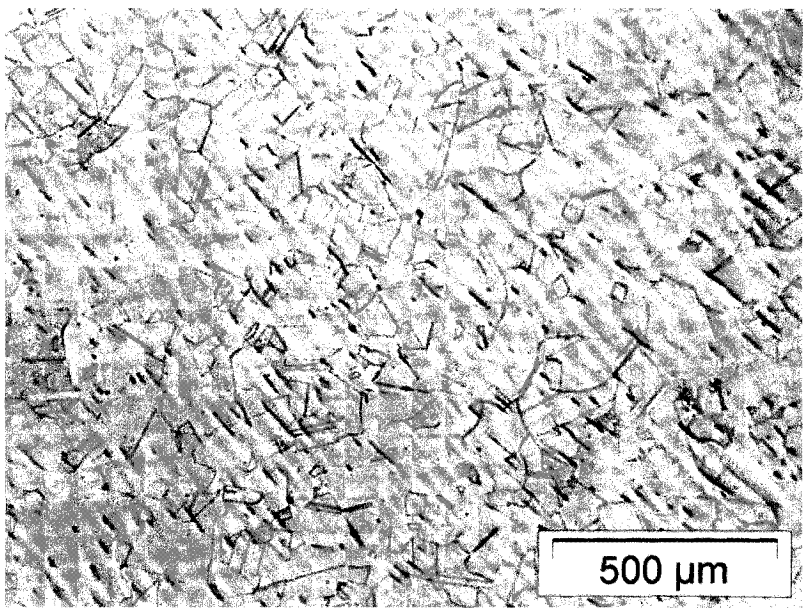


Figure D.2 : Coupe transversale avec chauffage (76x)

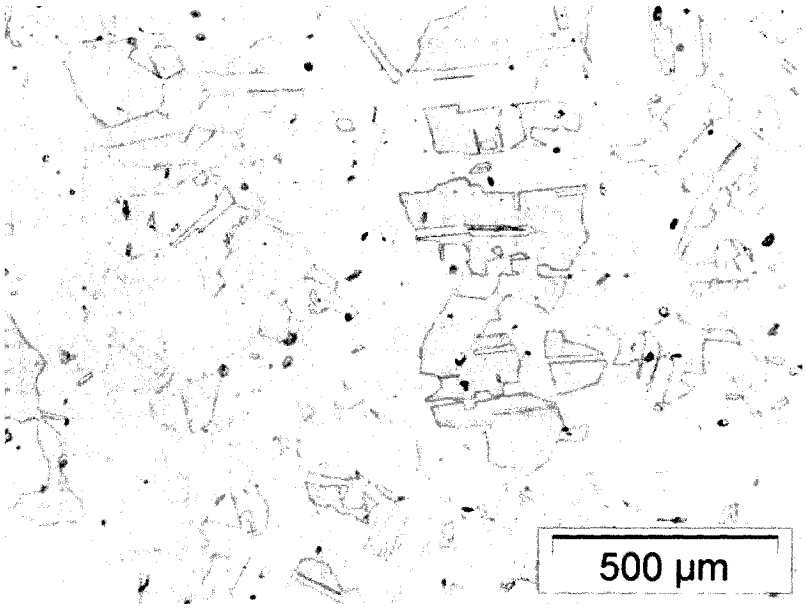


Figure D.3 : Coupe axiale sans chauffage (76x)

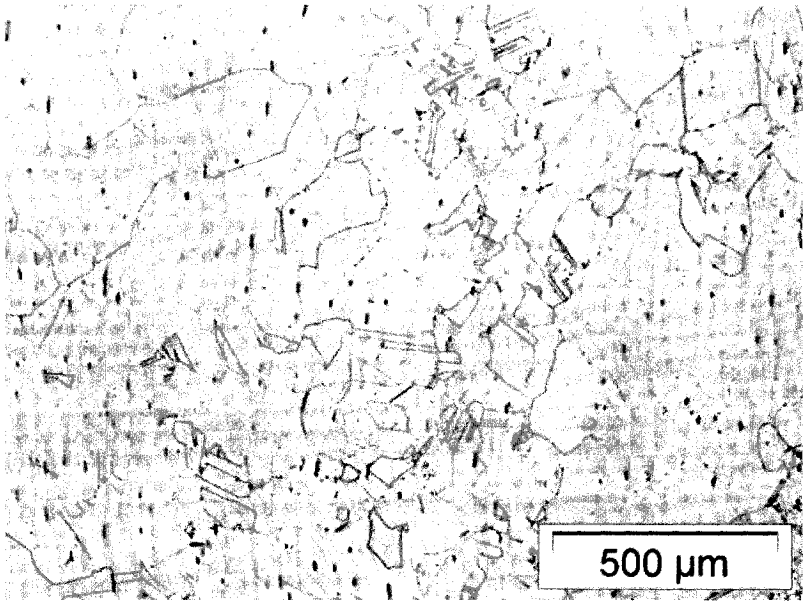


Figure D.4 : Coupe axiale avec chauffage (76x)

Annexe E : Mesures des déformations résiduelles par la méthode du trou

a) Résultats bruts du perçage de CI_5

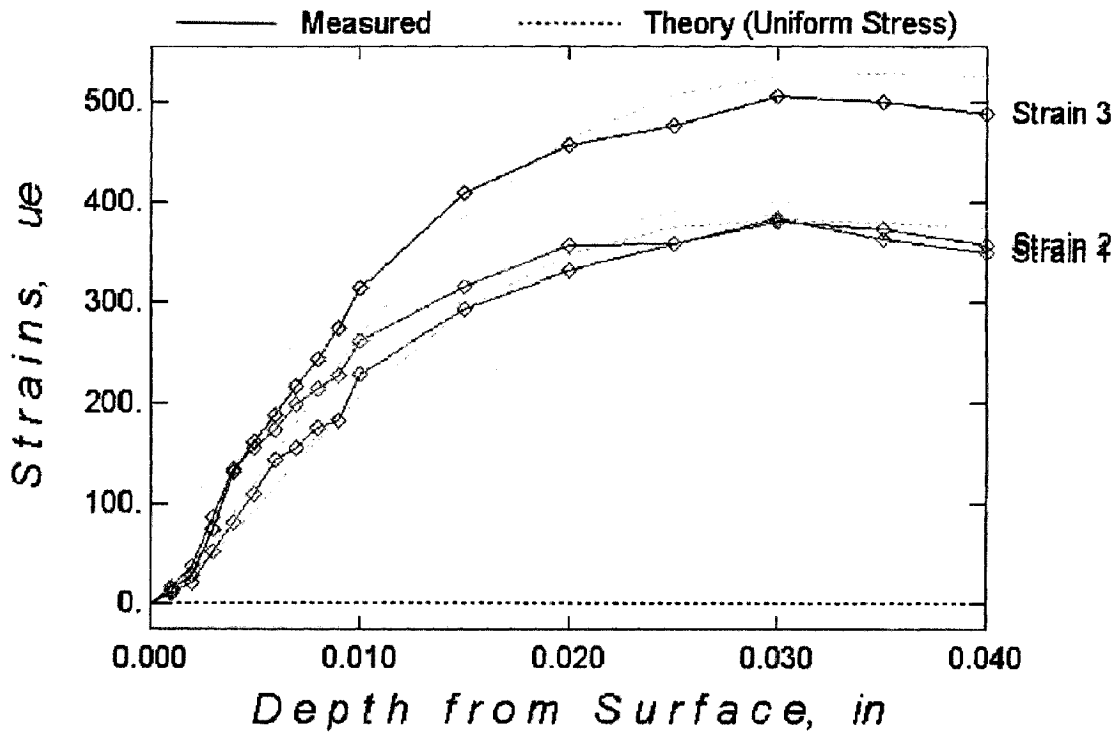
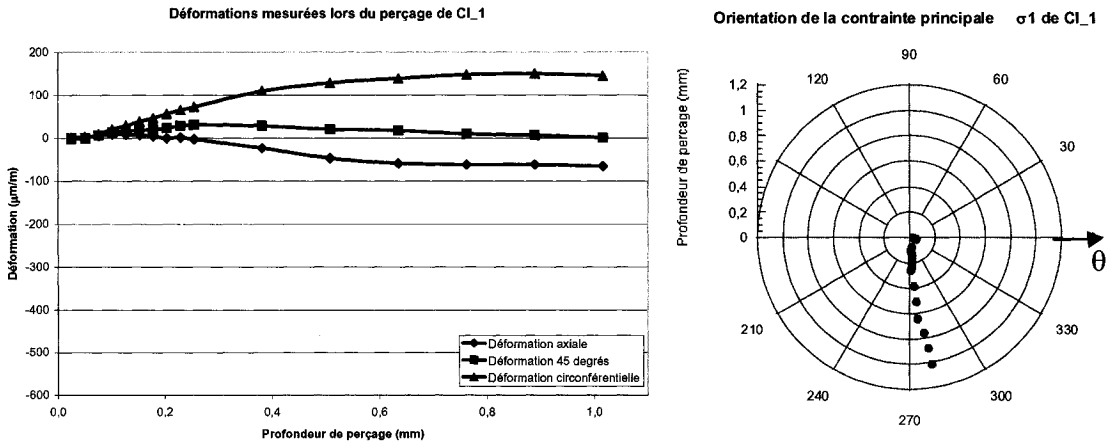
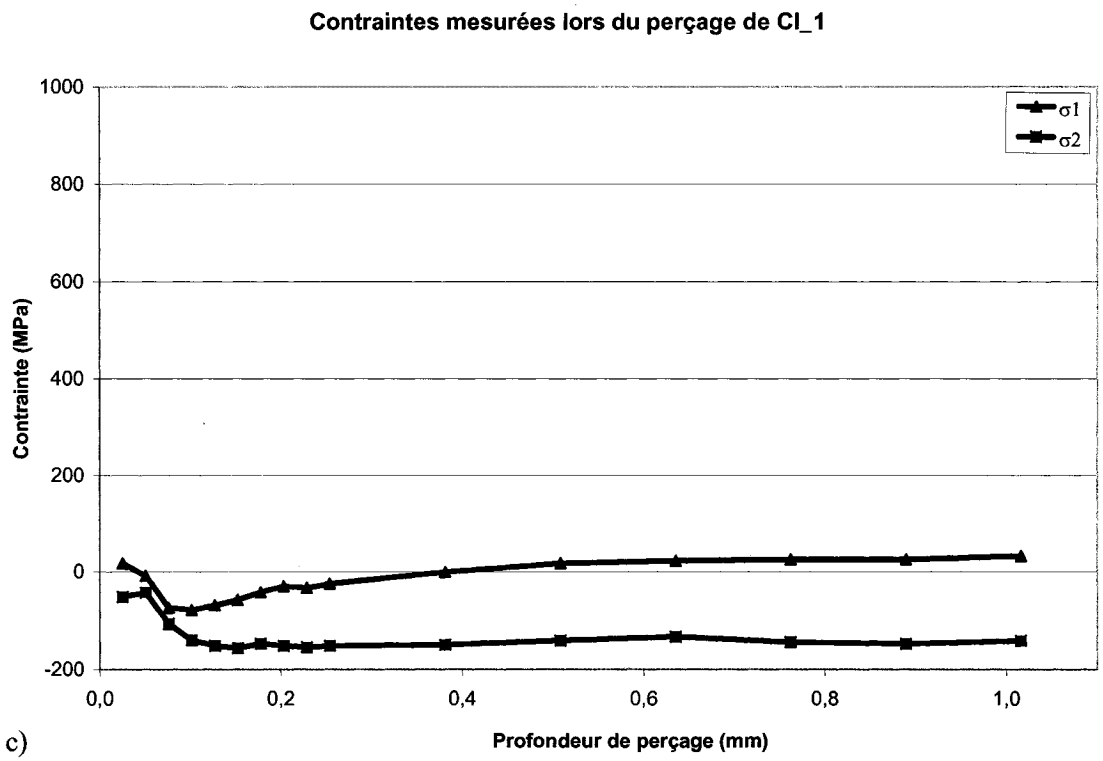


Figure E.1 : Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage de CI_5

b) Résultats des perçages de CI_1, CI_9, CI_10 et CI_12



a) b)



c)

Figure E.2 : Résultats du perçage de CI_1 : a)Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage b) Variation de l'orientation de la contrainte principale par rapport à la direction circonférentielle c) Variation des contraintes principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme

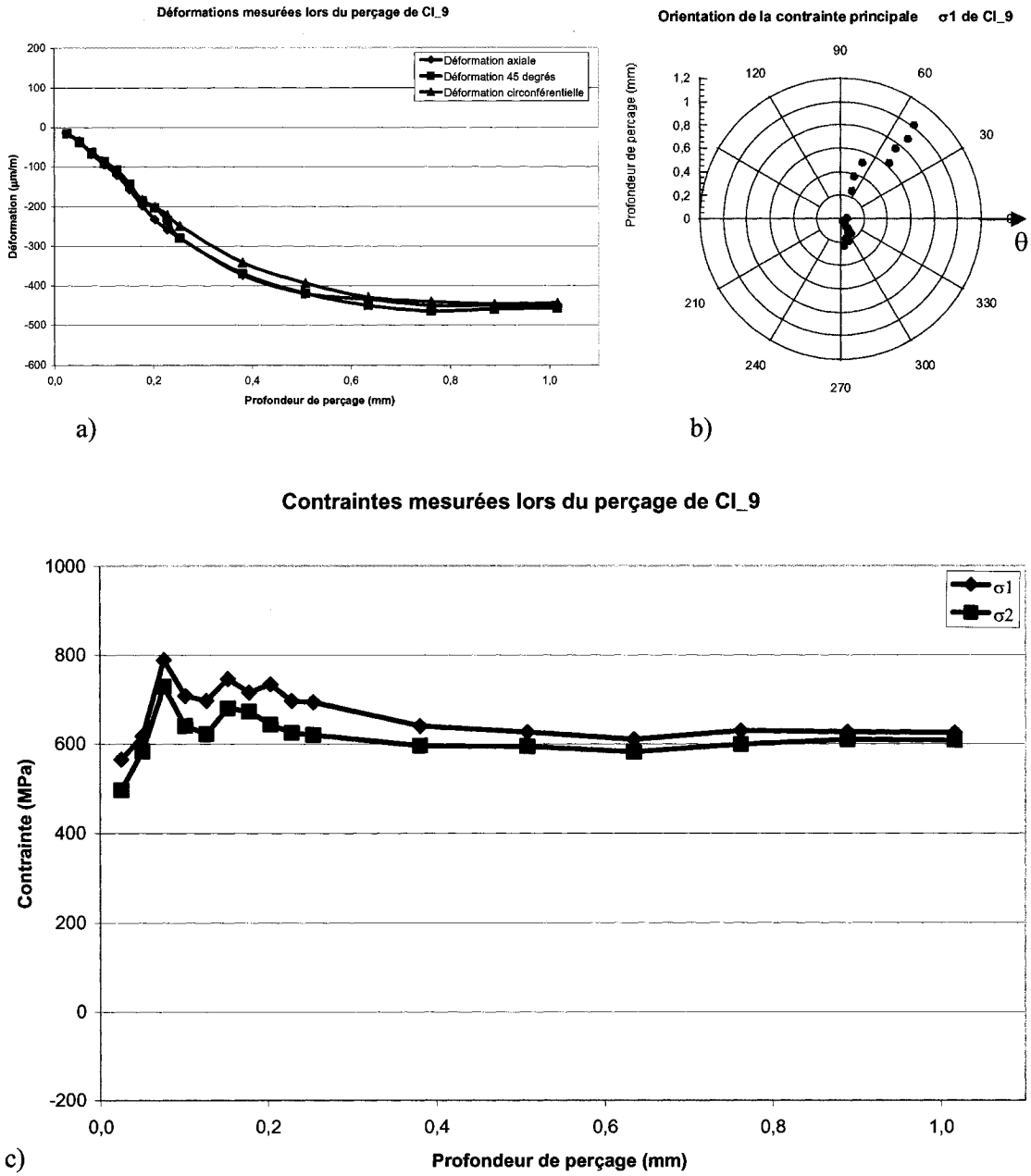
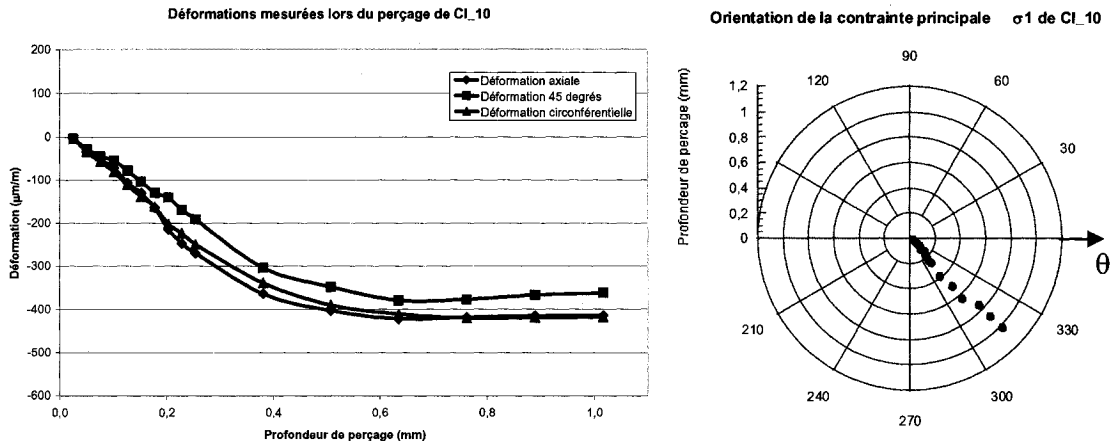
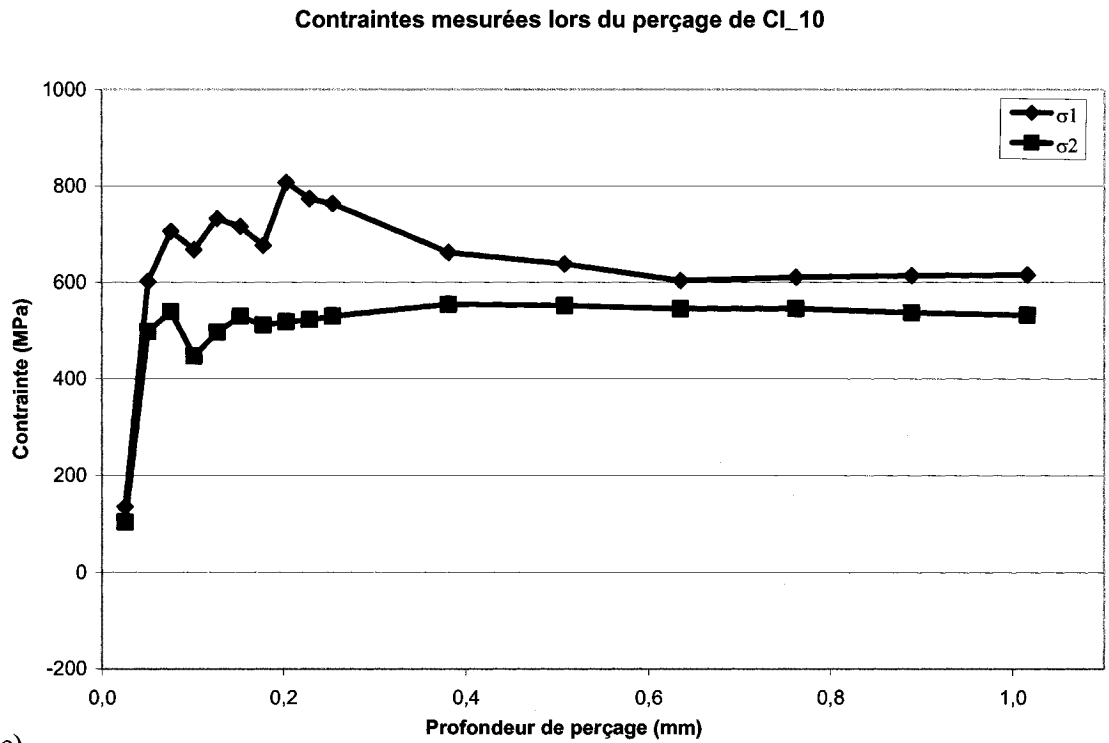


Figure E.3 : Résultats du perçage de CI_9 : a)Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage b) Variation de l'orientation de la contrainte principale par rapport à la direction circonférentielle c) Variation des contraintes principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme

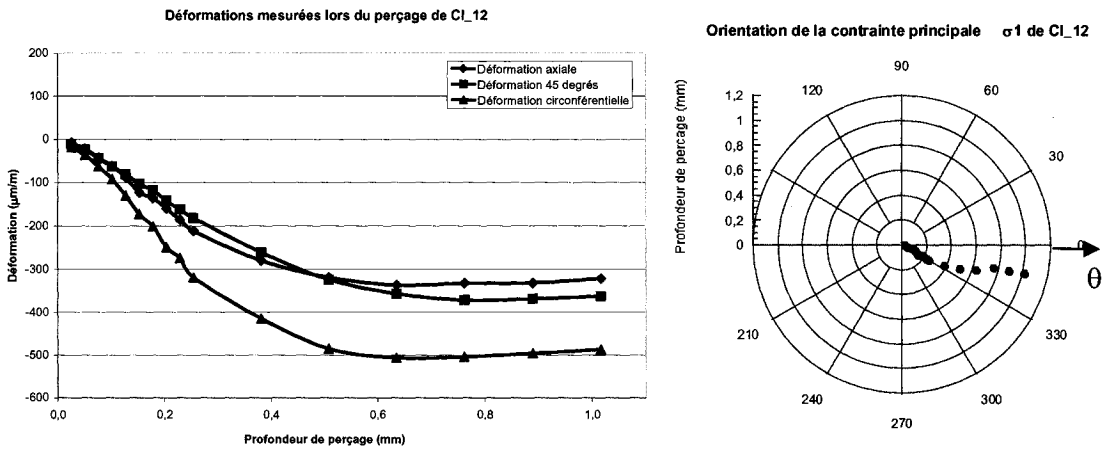


a) b)

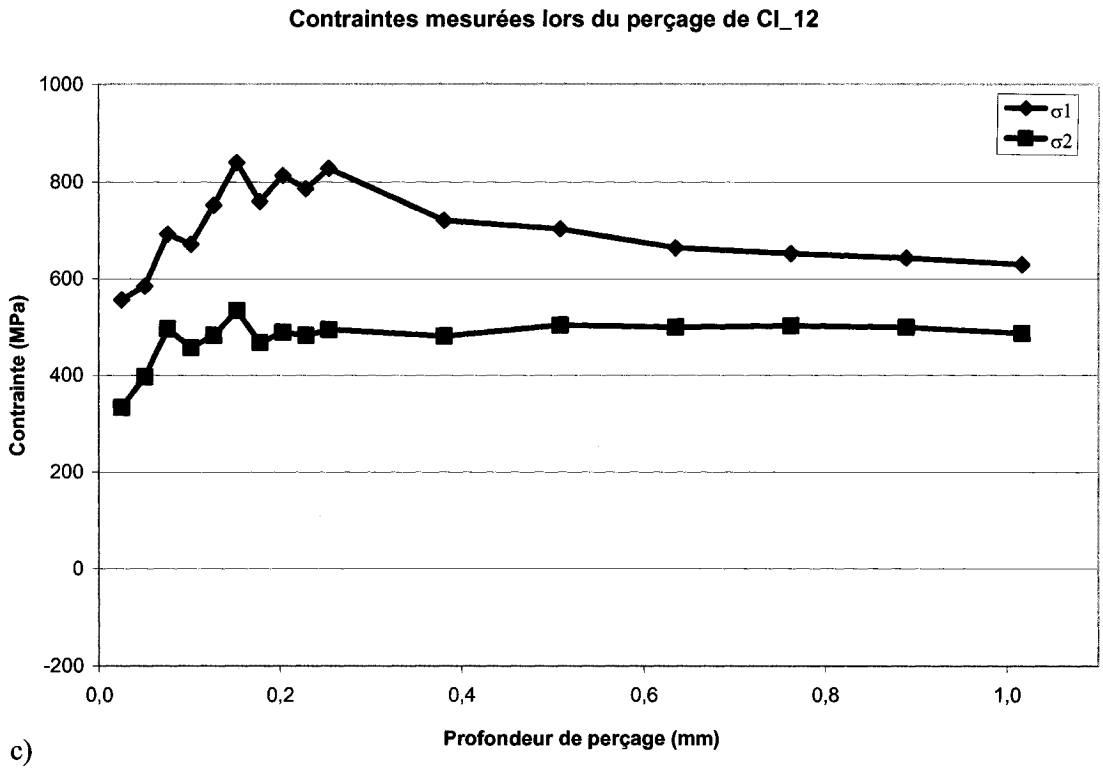


c)

Figure E.4 : Résultats du perçage de CI_10 : a)Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage b) Variation de l'orientation de la contrainte principale par rapport à la direction circonférentielle c) Variation des contraintes principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme



a) b)



c)

Figure E.5 : Résultats du perçage de CI_12 : a)Variation des déformations mesurées en fonction de la profondeur de perçage b) Variation de l'orientation de la contrainte principale par rapport à la direction circonférentielle c) Variation des contraintes principales calculées à l'aide de la méthode de la contrainte uniforme

Annexe F : Développement de la formulation axisymétrique des équations de Maxwell

Le système d'équations à résoudre est :

$$\sigma_{em}\frac{\partial \mathbf{E}}{\partial t}+\nabla\times\left(\frac{1}{\mu}\nabla\times\mathbf{E}\right)=-\frac{\partial \mathbf{J}_s}{\partial t} \tag{3.10}$$

$$\nabla\cdot\mathbf{D}=0 \tag{3.11}$$

$$\mathbf{D}=\varepsilon_{em}\mathbf{E} \tag{3.12}$$

Où les vecteurs **E** et $\mathbf{J_s}$ sont exprimés en coordonnées cylindriques de la manière suivante :

$$\mathbf{E}=E_r\mathbf{e}_r+E_\theta\mathbf{e}_\theta+E_z\mathbf{e}_z \tag{F.1}$$

$$\mathbf{J}_s=J_{sr}\mathbf{e}_r+J_{s\theta}\mathbf{e}_\theta+J_{sz}\mathbf{e}_z \tag{F.2}$$

Développons le deuxième terme de (3.10) sous forme de dérivées partielles.

$$\frac{1}{\mu}\nabla\times\mathbf{E}=\frac{1}{\mu}\frac{1}{r}\begin{vmatrix}\mathbf{e}_r & r\mathbf{e}_\theta & \mathbf{e}_z\\ \frac{\partial}{\partial r} & \frac{\partial}{\partial\theta} & \frac{\partial}{\partial z}\\ E_r & rE_\theta & E_z\end{vmatrix} \tag{F.3}$$

$$\frac{\nabla\times\mathbf{E}}{\mu}=\frac{1}{\mu}\frac{1}{r}\left[\left(\frac{\partial E_z}{\partial\theta}-r\frac{\partial E_\theta}{\partial z}\right)\mathbf{e}_r+\left(r\frac{\partial E_r}{\partial z}-r\frac{\partial E_z}{\partial r}\right)\mathbf{e}_\theta+\left(\frac{\partial(rE_\theta)}{\partial r}-\frac{\partial E_r}{\partial\theta}\right)\mathbf{e}_z\right] \tag{F.4}$$

On a donc pour le terme complet :

$$\nabla\times\left(\frac{1}{\mu}\nabla\times\mathbf{E}\right)=\frac{1}{r}\begin{vmatrix}\mathbf{e}_r & r\mathbf{e}_\theta & \mathbf{e}_z\\ \frac{\partial}{\partial r} & \frac{\partial}{\partial\theta} & \frac{\partial}{\partial z}\\ \frac{1}{\mu}\left(\frac{1}{r}\frac{\partial E_z}{\partial\theta}-\frac{\partial E_\theta}{\partial z}\right) & \frac{1}{\mu}\left(\frac{\partial E_r}{\partial z}-\frac{\partial E_z}{\partial r}\right) & \frac{1}{\mu}\left(\frac{\partial E_\theta}{\partial r}+\frac{E_\theta}{r}-\frac{1}{r}\frac{\partial E_r}{\partial\theta}\right)\end{vmatrix} \tag{F.5}$$

Dans le cas axisymétrique, les dérivées partielles par rapport à θ sont nulles. On a donc :

$$\nabla\times\left(\frac{1}{\mu}\nabla\times\mathbf{E}\right)=\frac{1}{r}\begin{vmatrix}\mathbf{e}_r & r\mathbf{e}_\theta & \mathbf{e}_z\\ \dfrac{\partial}{\partial r} & 0 & \dfrac{\partial}{\partial z}\\ -\dfrac{1}{\mu}\left(\dfrac{\partial E_\theta}{\partial z}\right) & \dfrac{1}{\mu}\left(\dfrac{\partial E_r}{\partial z}-\dfrac{\partial E_z}{\partial r}\right) & \dfrac{1}{\mu}\left(\dfrac{\partial E_\theta}{\partial r}+\dfrac{E_\theta}{r}\right)\end{vmatrix} \tag{F.6}$$

$$\begin{aligned}\nabla\times\left(\frac{1}{\mu}\nabla\times\mathbf{E}\right)=&\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial z}\left[\frac{1}{\mu}\left(\frac{\partial E_z}{\partial r}-\frac{\partial E_r}{\partial z}\right)\right]\mathbf{e}_r+\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\frac{1}{\mu}\left(\frac{\partial E_r}{\partial z}-\frac{\partial E_z}{\partial r}\right)\right]\mathbf{e}_z\\&+\left[-\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{1}{\mu}\frac{\partial E_\theta}{\partial z}\right)-\frac{\partial}{\partial r}\frac{1}{\mu}\left(\frac{\partial E_\theta}{\partial r}+\frac{E_\theta}{r}\right)\right]\mathbf{e}_\theta\end{aligned} \tag{F.7}$$

En combinant les équations (F.7) et (3.10), on obtient trois équations scalaires :

$$\sigma_{em}\frac{\partial E_r}{\partial t}+\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial z}\left[\frac{1}{\mu}\left(\frac{\partial E_z}{\partial r}-\frac{\partial E_r}{\partial z}\right)\right]=-\frac{\partial J_{sr}}{\partial t}$$

$$\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta}{\partial t}+\left[-\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{1}{\mu}\frac{\partial E_\theta}{\partial z}\right)-\frac{\partial}{\partial r}\frac{1}{\mu}\left(\frac{\partial E_\theta}{\partial r}+\frac{E_\theta}{r}\right)\right]=-\frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t} \tag{F.8}$$

$$\sigma_{em}\frac{\partial E_z}{\partial t}+\frac{1}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left[\frac{1}{\mu}\left(\frac{\partial E_r}{\partial z}-\frac{\partial E_z}{\partial r}\right)\right]=-\frac{\partial J_{sz}}{\partial t}$$

Comme ces trois équations sont découplées, on peut solutionner indépendamment chaque équation, particulièrement celle où une source de courant circonférentielle $J_{s\theta}$ est imposée.

$$\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta}{\partial t}+\left[-\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{1}{\mu}\frac{\partial E_\theta}{\partial z}\right)-\frac{\partial}{\partial r}\frac{1}{\mu}\left(\frac{\partial E_\theta}{\partial r}+\frac{E_\theta}{r}\right)\right]=-\frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t} \tag{F.9}$$

ou encore :

$$-\frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t}=\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta}{\partial t}+\left[-\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{1}{\mu}\frac{\partial E_\theta}{\partial z}\right)-\frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{1}{\mu}\frac{\partial E_\theta}{\partial r}\right)-\frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{1}{\mu}\frac{E_\theta}{r}\right)\right] \tag{F.10}$$

$$=\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta}{\partial t}+\left[-\frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{1}{\mu}\frac{\partial E_\theta}{\partial z}\right)-\frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{1}{\mu}\frac{\partial E_\theta}{\partial r}\right)-\left(\frac{E_\theta}{r}\frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{1}{\mu}\right)+\frac{1}{\mu}\frac{1}{r}\frac{\partial E_\theta}{\partial r}-\frac{1}{\mu}\frac{E_\theta}{r^2}\right)\right] \tag{F.11}$$

$$= \sigma_{em} \frac{\partial E_\theta}{\partial t} - \left[\frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial E_\theta}{\partial r} \right) + \frac{1}{\mu} \frac{1}{r} \frac{\partial E_\theta}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial E_\theta}{\partial z} \right) \right] - \frac{E_\theta}{r} \frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{1}{\mu} \right) + \frac{1}{\mu} \frac{E_\theta}{r^2} \quad \text{(F.12)}$$

or

$$\nabla \cdot \left(\frac{1}{\mu} \nabla E_\theta \right) = \left(\frac{1}{r} + \frac{\partial}{\partial r}, 0, \frac{\partial}{\partial z} \right) \cdot \frac{1}{\mu} \left(\frac{\partial E_\theta}{\partial r}, 0, \frac{\partial E_\theta}{\partial z} \right) \quad \text{(F.13)}$$

$$\nabla \cdot \left(\frac{1}{\mu} \nabla E_\theta \right) = \frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial E_\theta}{\partial r} \right) + \frac{1}{\mu} \frac{1}{r} \frac{\partial E_\theta}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial z}\left(\frac{1}{\mu} \frac{\partial E_\theta}{\partial z} \right) \quad \text{(F.14)}$$

en introduisant (F.14) dans (F.12), on obtient l'équation suivante :

$$\sigma_{em} \frac{\partial E_\theta}{\partial t} - \nabla \cdot \left(\frac{1}{\mu} \nabla E_\theta \right) - \frac{E_\theta}{r} \frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{1}{\mu} \right) + \frac{1}{\mu} \frac{E_\theta}{r^2} = - \frac{\partial Js_\theta}{\partial t} \quad \text{(F.15)}$$

En considérant la perméabilité magnétique μ constante dans la région étudiée, on néglige le terme suivant (Wang et al, 1992) :

$$\frac{E_\theta}{r} \frac{\partial}{\partial r}\left(\frac{1}{\mu} \right) \quad \text{(F.16)}$$

et on obtient :

$$\sigma_{em} \frac{\partial E_\theta}{\partial t} - \nabla \cdot \left(\frac{1}{\mu} \nabla E_\theta \right) + \frac{1}{\mu} \frac{E_\theta}{r^2} = - \frac{\partial Js_\theta}{\partial t} \quad \text{(3.13)}$$

Une méthode de calcul par éléments finis basée sur l'équation (3.13) considère donc que la perméabilité est constante dans un élément. Elle peut toutefois varier d'élément en élément (Wang et al, 1992).

Annexe G : Développement de la formulation axisymétrique pour le calcul par éléments finis

L'équation à résoudre est celle obtenue à partir des équations de Maxwell pour le cas particulier du problème axisymétrique. Cette équation est la suivante :

$$\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta}{\partial t}-\nabla\cdot\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta\right)+\frac{1}{\mu}\frac{E_\theta}{r^2}=-\frac{\partial Js_\theta}{\partial t} \tag{3.13}$$

Considérons une fonction d'essai interpolée ayant la forme suivante :

$$E_\theta^{*}=\lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \{\mathbf{E}_\theta\} \tag{G.1}$$

La matrice ligne $\lfloor \mathbf{N_i} \rfloor$ représente les fonctions d'interpolation N_i et le vecteur colonne $\{\mathbf{E}_\theta\}$ contient les valeurs de la fonction d'essai aux nœuds de l'élément discrétisé dans l'espace pour le calcul par éléments finis. Le résidu R de la solution d'essai est obtenu à l'aide de l'équation (G.2) :

$$R(r,\theta,z,N_i)=\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta^{*}}{\partial t}-\nabla\cdot\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta^{*}\right)+\frac{1}{\mu}\frac{E_\theta^{*}}{r^2}+\frac{\partial Js_\theta}{\partial t} \tag{G.2}$$

En appliquant le critère de Galerkin sur le domaine de la solution V pour chaque fonction d'interpolation N_i (Cook et al, 2002) on obtient :

$$\int_V N_i R(r,\theta,z,N_i)dV=0 \tag{G.3}$$

En remplaçant le résidu R par sa valeur, on obtient :

$$\int_V N_i\left[\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta^{*}}{\partial t}-\nabla\cdot\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta^{*}\right)+\frac{1}{\mu}\frac{E_\theta^{*}}{r^2}+\frac{\partial Js_\theta}{\partial t}\right]dV=0 \tag{G.4}$$

$$\int_V N_i\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta^{*}}{\partial t}dV-\int_V N_i\nabla\cdot\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta^{*}\right)dV+\int_V N_i\frac{1}{\mu}\frac{E_\theta^{*}}{r^2}dV+\int_V N_i\frac{\partial Js_\theta}{\partial t}dV=0 \tag{G.5}$$

Pour simplifier cette équation, intégrons par partie le deuxième terme à l'aide du théorème de la divergence suivant :

$$\int_V u\nabla\cdot\mathbf{v}dV = \int_S u\mathbf{v}\cdot\mathbf{n}dS - \int_V \nabla u\cdot\mathbf{v}dV \tag{G.6}$$

On obtient alors l'équation qui suit:

$$\int_V N_i\nabla\cdot\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta^*\right)dV = \int_{S-S_0} N_i\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta^*\right)\cdot\mathbf{n}dS - \int_V \nabla N_i\cdot\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta^*\right)dV \tag{G.7}$$

Le critère de Galerkin de l'équation (G.5) devient donc :

$$\begin{aligned}&\int_V N_i\sigma_{em}\frac{\partial E_\theta^*}{\partial t}dV - \int_{S-S_0} N_i\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta^*\right)\cdot\mathbf{n}dS + \int_V \nabla N_i\cdot\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta^*\right)dV \\ &+ \int_V N_i\frac{1}{\mu}\frac{E_\theta^*}{r^2}dV + \int_V N_i\frac{\partial Js_\theta}{\partial t}dV = 0\end{aligned} \tag{G.8}$$

La fonction d'essai E_θ^* et ses dérivées sont obtenues de la manière suivante :

$$E_\theta^* = \lfloor\mathbf{N_i}\rfloor\{\mathbf{E_\theta}\} \tag{G.9}$$

$$\frac{\partial E_\theta^*}{\partial r} = \lfloor\mathbf{N_{i,r}}\rfloor\{\mathbf{E_\theta}\} \tag{G.10}$$

$$\frac{\partial E_\theta^*}{\partial \theta} = 0 \text{ (modèle axisymétrique)} \tag{G.11}$$

$$\frac{\partial E_\theta^*}{\partial z} = \lfloor\mathbf{N_{i,z}}\rfloor\{\mathbf{E_\theta}\} \tag{G.12}$$

$$\frac{\partial E_\theta^*}{\partial t} = \lfloor\mathbf{N_i}\rfloor\left\{\frac{\partial \mathbf{E}_\theta}{\partial t}\right\} \tag{G.13}$$

Les $N_{i,xi}$ représentent les dérivées des fonctions d'interpolation N_i par rapport aux coordonnées x_i et $\left\{\frac{\partial \mathbf{E}_\theta}{\partial t}\right\}$ représente un vecteur colonne contenant les valeurs nodales de la dérivée temporelle du vecteur champ électrique.

En introduisant ces termes dans l'équation exprimant le critère de Galerkin, on obtient l'équation suivante pour chacun des N_i:

$$\begin{aligned}&\int_V N_i \sigma_{em} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \left\{ \frac{\partial \mathbf{E}_\theta}{\partial t} \right\} dV - \int_{S-S_0} N_i \left(\frac{1}{\mu} \nabla E_\theta^* \right) \cdot \mathbf{n} dS \\ &+ \int_V \nabla N_i \cdot \left(\frac{1}{\mu} \nabla \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \{ \mathbf{E_\theta} \} \right) dV + \int_V N_i \frac{1}{\mu} \frac{\lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \{ \mathbf{E_\theta} \}}{r^2} dV + \int_V N_i \frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t} dV = 0\end{aligned} \tag{G.14}$$

Pour l'ensemble des fonctions d'interpolation, on obtient le système suivant (en utilisant la notation tensorielle) :

$$\begin{aligned}&\int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \sigma_{em} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \left\{ \frac{\partial \mathbf{E}_\theta}{\partial t} \right\} dV - \int_{S-S_0} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \left(\frac{1}{\mu} \nabla E_\theta^* \right) \cdot \mathbf{n} dS \\ &+ \int_V \nabla \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \cdot \left(\frac{1}{\mu} \nabla \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \{ \mathbf{E_\theta} \} \right) dV + \int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \frac{1}{\mu} \frac{\lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \{ \mathbf{E_\theta} \}}{r^2} dV \\ &+ \int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t} dV = 0\end{aligned} \tag{G.15}$$

En notant que les valeurs nodales sont constantes, on obtient :

$$\begin{aligned}&\int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \sigma_{em} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \, dV \left\{ \frac{\partial \mathbf{E}_\theta}{\partial t} \right\} + \int_V \nabla \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \cdot \left(\frac{1}{\mu} \nabla \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \right) dV \{ \mathbf{E_\theta} \} \\ &+ \int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \frac{1}{\mu} \frac{\lfloor \mathbf{N_i} \rfloor}{r^2} dV \{ \mathbf{E_\theta} \} \\ &= \int_{S-S_0} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \left(\frac{1}{\mu} \nabla E_\theta^* \right) \cdot \mathbf{n} dS - \int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t} dV\end{aligned} \tag{G.16}$$

Le deuxième terme I_2 peut être développé sous une forme plus compacte.

$$I_2 = \int_V \nabla \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \cdot \left(\frac{1}{\mu} \nabla \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor \right) dV \{ \mathbf{E_\theta} \} \tag{G.17}$$

$$I_2=\int_V\left(\lfloor\mathbf{N}_{i,r}\rfloor^T\mathbf{e}_r+\left\lfloor\frac{1}{\mathbf{r}}\mathbf{N}_{i,\theta}\right\rfloor^T\mathbf{e}_\theta+\lfloor\mathbf{N}_{i,z}\rfloor^T\mathbf{e}_z\right)\cdot\left(\frac{1}{\mu}\lfloor\mathbf{N}_{i,r}\rfloor\mathbf{e}_r+\frac{1}{\mu}\left\lfloor\frac{1}{\mathbf{r}}\mathbf{N}_{i,\theta}\right\rfloor\mathbf{e}_\theta+\frac{1}{\mu}\lfloor\mathbf{N}_{i,z}\rfloor\mathbf{e}_z\right)dV\{\mathbf{E}_\theta\} \tag{G.18}$$

En effectuant le produit scalaire et en notant que la dérivée circonférentielle est nulle, on obtient l'équation suivante :

$$I_2=\int_V\left(\lfloor\mathbf{N}_{i,r}\rfloor^T\frac{1}{\mu}\lfloor\mathbf{N}_{i,r}\rfloor+\lfloor\mathbf{N}_{i,z}\rfloor^T\frac{1}{\mu}\lfloor\mathbf{N}_{i,z}\rfloor\right)dV\{\mathbf{E}_\theta\} \tag{G.19}$$

On a donc :

$$\begin{aligned}&\int_V\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor^T\sigma_{em}\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor\,dV\left\{\frac{\partial\mathbf{E}_\theta}{\partial t}\right\}+\int_V\left(\lfloor\mathbf{N}_{i,r}\rfloor^T\frac{1}{\mu}\lfloor\mathbf{N}_{i,r}\rfloor+\lfloor\mathbf{N}_{i,z}\rfloor^T\frac{1}{\mu}\lfloor\mathbf{N}_{i,z}\rfloor\right)dV\{\mathbf{E}_\theta\}\\&+\int_V\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor^T\frac{1}{\mu}\frac{\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor}{r^2}dV\{\mathbf{E}_\theta\}=\int_{S-S_0}\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor^T\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta^*\right)\cdot\mathbf{n}dS-\int_V\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor^T\frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t}dV\end{aligned} \tag{G.20}$$

On définit ensuite la matrice $[\mathbf{B}_{em}]$ comme suit :

$$[\mathbf{B}_{em}]=\begin{bmatrix}\lfloor\mathbf{N}_{i,r}\rfloor\\\lfloor\mathbf{N}_{i,z}\rfloor\end{bmatrix} \tag{G.21}$$

En remplaçant dans l'équation globale, on obtient :

$$\begin{aligned}&\int_V\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor^T\sigma_{em}\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor\,dV\left\{\frac{\partial\mathbf{E}_\theta}{\partial t}\right\}+\int_V[\mathbf{B}_{em}]^T\frac{1}{\mu}[\mathbf{B}_{em}]dV\{\mathbf{E}_\theta\}\\&+\int_V\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor^T\frac{1}{\mu}\frac{\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor}{r^2}dV\{\mathbf{E}_\theta\}=\int_{S-S_0}\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor^T\left(\frac{1}{\mu}\nabla E_\theta^*\right)\cdot\mathbf{n}dS-\int_V\lfloor\mathbf{N}_i\rfloor^T\frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t}dV\end{aligned} \tag{G.22}$$

Le premier terme du membre de droite correspond aux conditions aux frontières de gradient du champ électrique.

Finalement, le système matriciel global à résoudre est le suivant :

$$[\mathbf{K}_{em}]\{\mathbf{E}_\theta\}+[\mathbf{C}_{em}]\{\dot{\mathbf{E}}_\theta\}=\{\mathbf{R}_{q\theta em}\}+\{\mathbf{R}_{Q\theta em}\} \tag{3.41}$$

Le point est utilisé pour noter la différentiation par rapport au temps. Les matrices élémentaires sont :

$$[\mathbf{k}_{em}] = \int_V [\mathbf{B}_{em}]^T \frac{1}{\mu} [\mathbf{B}_{em}]\, dV + \int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \frac{1}{\mu} \frac{\lfloor \mathbf{N_i} \rfloor}{r^2} dV$$

$$= 2\pi \int_z \int_r [\mathbf{B}_{em}]^T \frac{1}{\mu} [\mathbf{B}_{em}]\, r dr dz + 2\pi \int_z \int_r \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \frac{1}{\mu} \frac{\lfloor \mathbf{N_i} \rfloor}{r} dr dz$$

$$[\mathbf{c}_{em}] = \int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \sigma_{em} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor\, dV = 2\pi \int_z \int_r \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \sigma_{em} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor\, r dr dz$$

$$\{\mathbf{r}_{\mathbf{q}\theta em}\} = \int_{S-S_0} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \left(\frac{1}{\mu} \nabla E_\theta^* \right) \cdot \mathbf{n}\, dS = 2\pi \int_{\Gamma-\Gamma_0} \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \left(\frac{1}{\mu} \nabla E_\theta^* \right) \cdot \mathbf{n}\, r d\Gamma$$

$$\{\mathbf{r}_{\mathbf{Q}\theta em}\} = -\int_V \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t} dV = -2\pi \int_z \int_r \lfloor \mathbf{N_i} \rfloor^T \frac{\partial J_{s\theta}}{\partial t} r dr dz$$

$$[\mathbf{B}_{em}] = \begin{bmatrix} \lfloor \mathbf{N}_{i,r} \rfloor \\ \lfloor \mathbf{N}_{i,z} \rfloor \end{bmatrix}$$

Dans ces équations, Γ est le contour du domaine S du modèle 2-D axisymétrique et Γ_0 est le contour où des conditions de champ électrique sont imposées.

Le système global est obtenu par l'assemblage des matrices élémentaires.

Annexe H : Fiche technique de l'acier 304L

Grade : Acier AISI 304L laminé à chaud, état recuit et décapé

Provenance : VI-Metal Peckover

Date d'achat : 29-10-2001

de commande : ADM-1307

Emplacement : P-109

Quantité : 2

Dimensions : 12 po x 12 po x 3 po

Composition chimique :

Tableau H.1 : Composition chimique de l'acier 304L des éprouvettes

%C	*%S*	*%P*	*%Si*	*%Mn*	*%Cr*	*%Ni*	*%Mo*	*%V*	*%Cu*	*%Co*
0,017	0,003	0,024	0,18	1,73	18,8	9,9	0,30	0,14	0,19	0,16

Dureté : 83 HRB

Note :

Les éprouvettes ont été prélevées dans la plaque de manière à ce que leur axe longitudinale corresponde avec la direction transverse au laminage.

Annexe I : Propriétés de l'eau à pression atmosphérique

Cette annexe présente les propriétés de l'eau à pression atmosphérique. Les données numériques proviennent du site internet suivant :

www.thermexcel.com/english/tables/eau_atm.htm

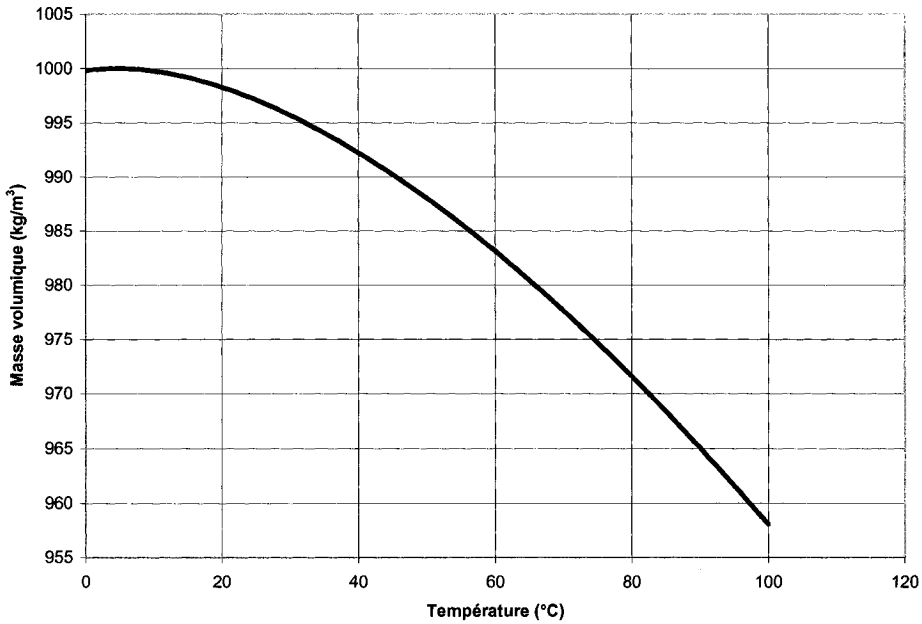


Figure I.1 : Masse volumique de l'eau à la pression atmosphérique

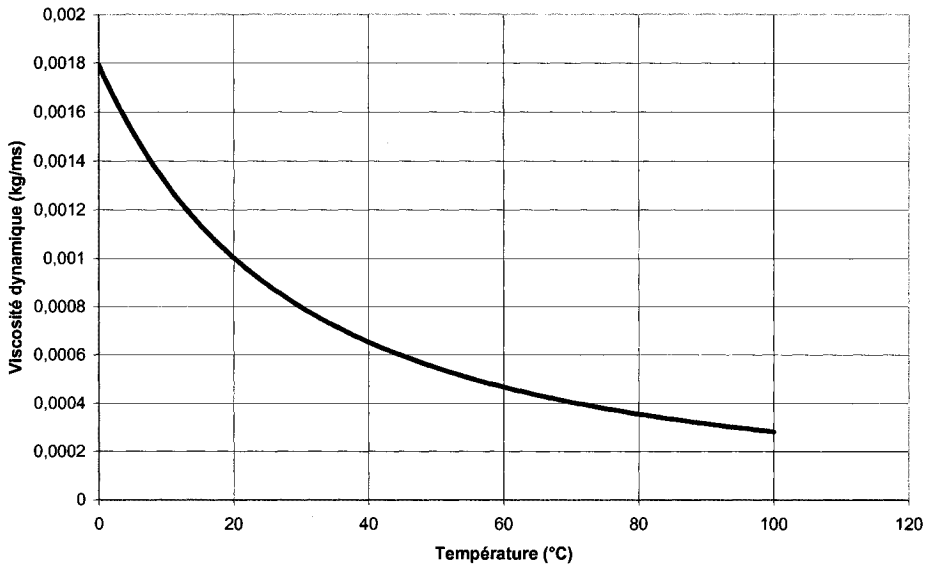


Figure I.2 : Viscosité dynamique de l'eau

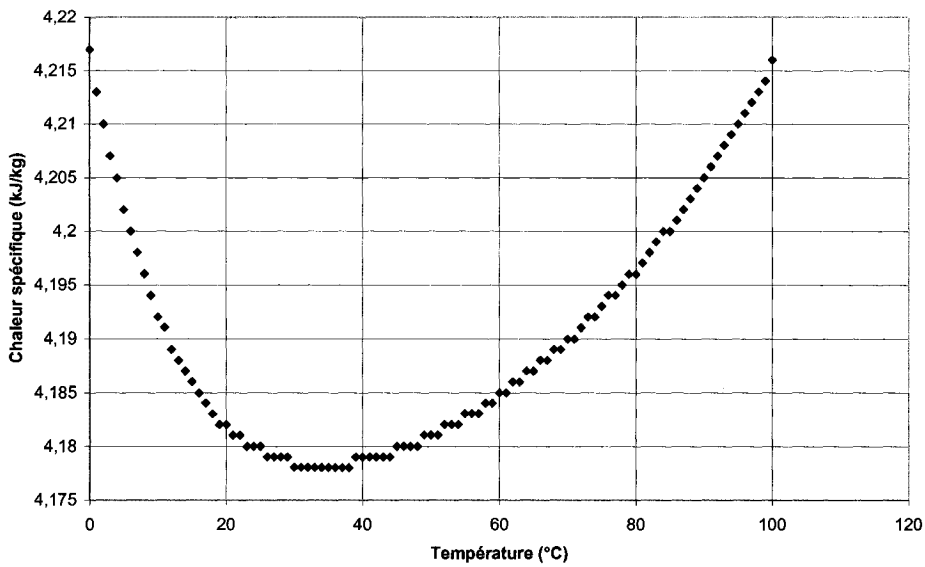


Figure I.3 : Chaleur spécifique de l'eau

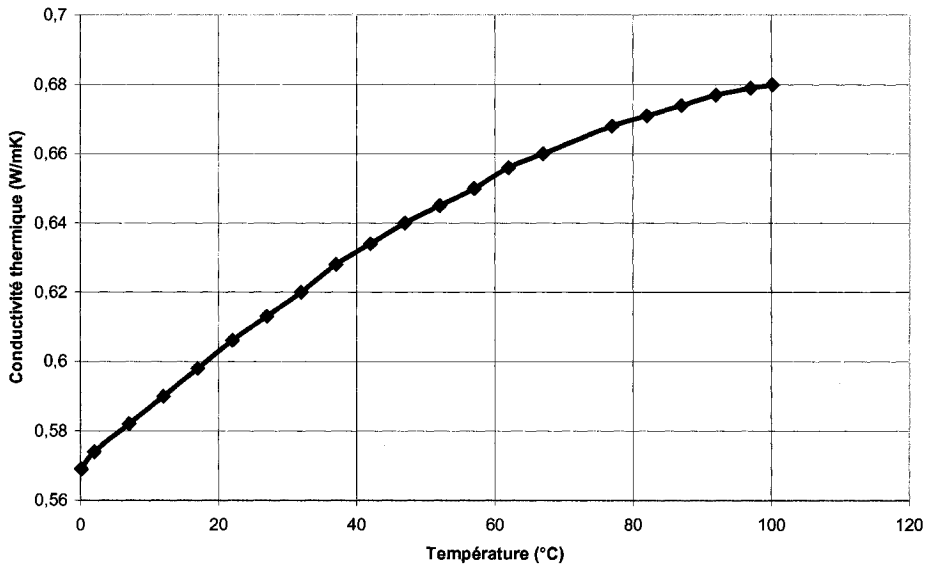


Figure I.4 : Conductivité thermique de l'eau

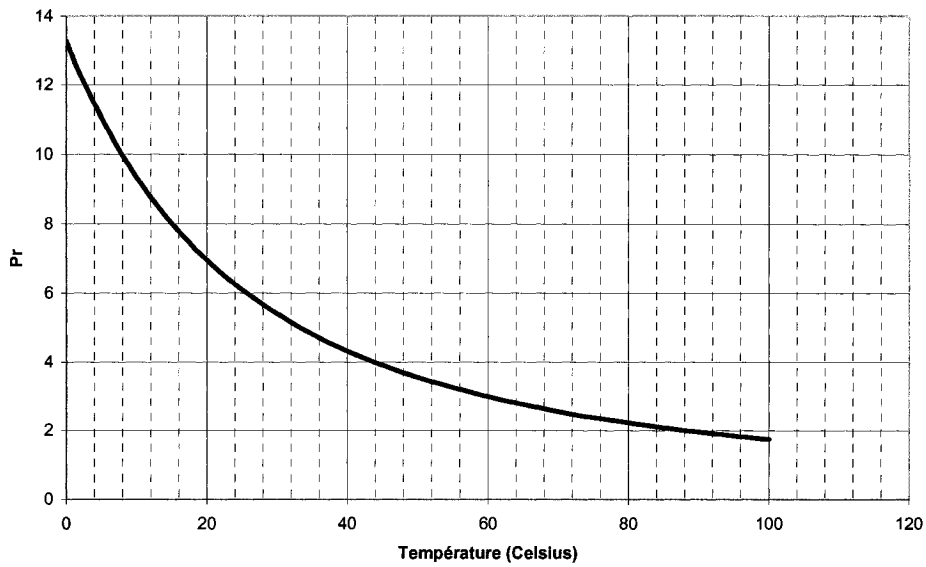


Figure I.5 : Nombre de Prandtl de l'eau

Annexe J : Propriétés de l'argon gazeux à la pression atmosphérique

Cette annexe présente les propriétés de l'argon utilisées pour les calculs du coefficient de transfert de chaleur en surface des éprouvettes. Les courbes orange correspondent aux données utilisées pour les calculs, tandis que les points bleus représentent les données d'une seconde source ayant servi comme validation.

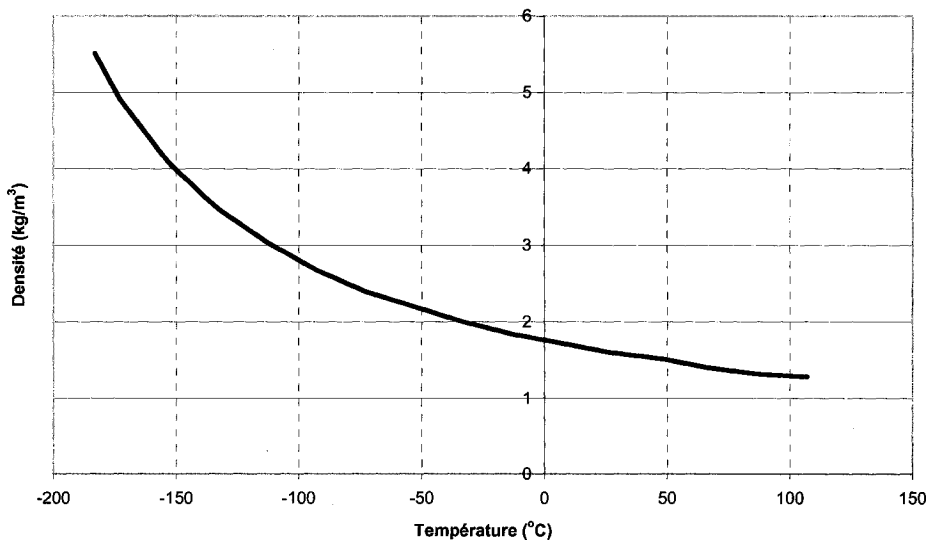


Figure J.1 : Densité de l'argon gazeux (Lide et Frederikse, 1994)

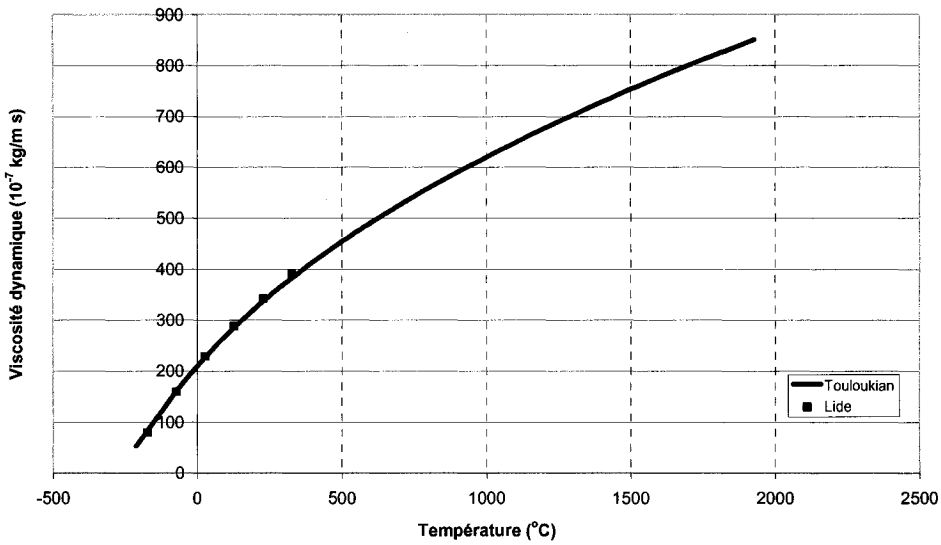


Figure J.2 : Viscosité dynamique de l'argon gazeux (Touloukian et al, 1975 et Lide et Frederikse, 1994)

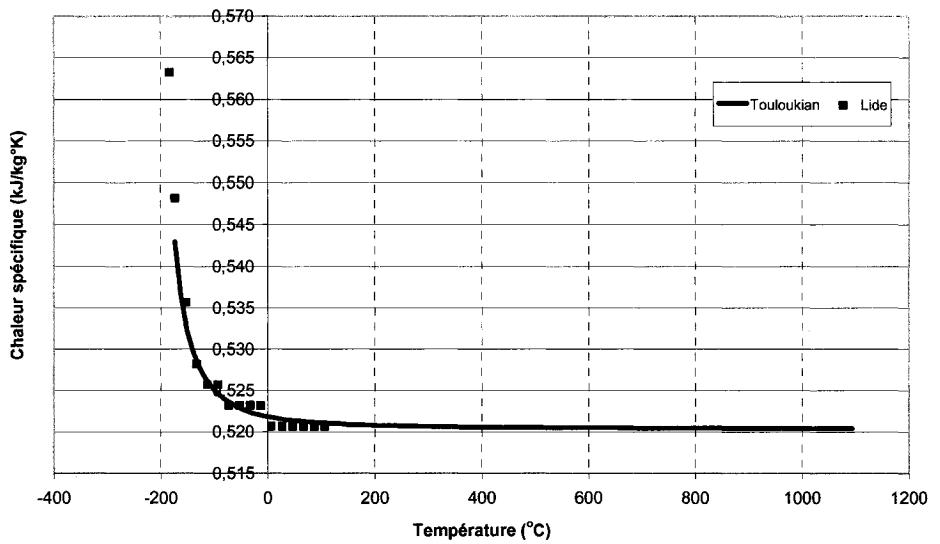


Figure J.3 : Chaleur spécifique de l'argon gazeux (Lide et Frederikse, 1994 et Touloukian et Makita, 1970)

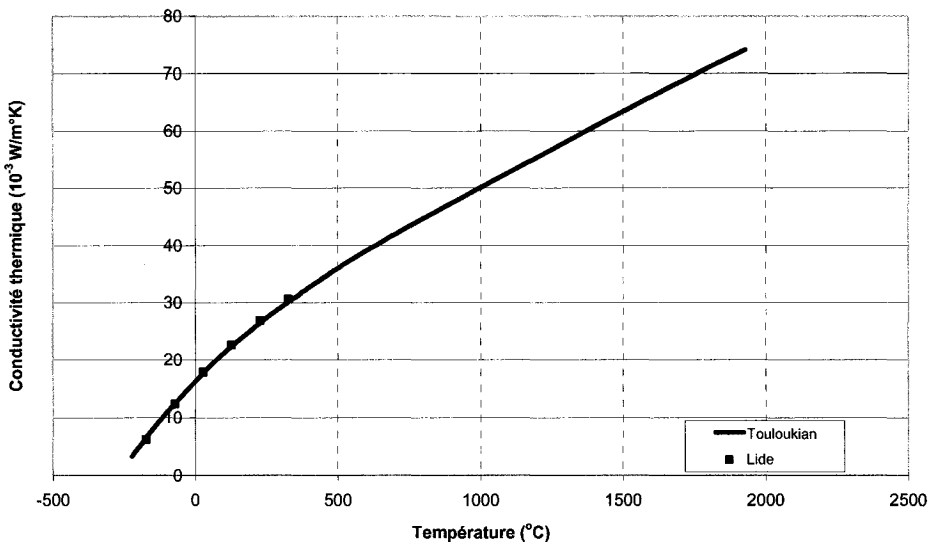


Figure J.4 : Conductivité thermique de l'argon gazeux (Touloukian et al, 1970 et Lide et Frederikse, 1994)

Annexe K : Données brutes de fatigue

Tableau K.1 : Données brutes de fatigue

#	*Type d'éprouvette*	Durée de chauffage (Secondes)	*Amplitude de contrainte (MPa)*	*Nombre de cycles à la rupture*	*Note*
CIH_26a	Sablier, canal	1,4	100	135 900 000	Interrompu avant le bris
CIH_26b	Sablier, canal	1,4	110	107 752 000	Interrompu
CIH_26c	Sablier, canal	1,4	120	111 858 000	Interrompu
CIH_26d	Sablier, canal	1,4	130	161 560 000	Interrompu
CIH_26e	Sablier, canal	1,4	140	109 559 000	Interrompu
CIH_6*	Sablier, canal	-	140	191 695 456	Interrompu
CIH_26f	Sablier, canal	1,4	150	98 371 000	Interrompu
CIH_26g	Sablier, canal	1,4	160	105 595 000	Interrompu
CI_6*	Droite	-	170	11 051 552	Interrompu
CIH_26h	Sablier, canal	1,4	170	259 460 000	Interrompu
CIH_23	Sablier	-	180	10 778 258	Interrompu
CIH_26i	Sablier, canal	1,4	180	98 938 000	Interrompu
CI_11*	Droite, canal	-	185	14 392 998	Interrompu
CIH_17	Sablier	-	185	26 487 896	Interrompu
CIH_20	Sablier	-	190	171 681	-
CIH_21	Sablier	-	190	219 576	-
CIH_22	Sablier	-	190	333 897	-
CIH_24*	Sablier	-	190	337 881	-
CIH_62	Sablier, canal	-	190	203 430	-
CIH_64	Sablier, canal	-	190	112 991	-
CIH_27	Sablier, canal	1,6	190	21 673 700	Interrompu
CIH_65	Sablier, canal	1,4	190	12 645 457	Interrompu
CIH_80	Sablier, canal	1,4	190	9 911 250	Interrompu
CIH_54	Sablier	-	200	240 064	-
CIH_55	Sablier	-	200	59 037	-
CIH_18	Sablier	-	200	404 382	-
CIH_19	Sablier	-	200	539 039	-
CIH_53	Sablier	-	200	135 336	-
CIH_51	Sablier, canal	1,4	200	10 235 871	Interrompu
CIH_44	Sablier, canal	1,4	200	259 680	-

* Éprouvette polie mécaniquement

Note : À moins d'avis contraire dans « commentaire », la contrainte moyenne S_m est nulle

Tableau K.1 : Données brutes de fatigue (suite)

#	*Type d'éprouvette*	Durée de chauffage (Secondes)	*Amplitude de contrainte (MPa)*	*Nombre de cycles à la rupture*	*Note*
CIH_48	Sablier, canal	1,4	200	10 442 731	Interrompu
CIH_46	Sablier, canal	1,4	200	144 901	-
CI_15	Droite	-	210	22 330	-
CIH_25	Sablier	-	210	20 716	-
CIH_14	Sablier	-	210	74 138	-
CIH_15	Sablier	-	210	37 185	-
CIH_57	Sablier	-	210	10 125 000	S_m=-100 MPa, Interrompu
CIH_78	Sablier	-	210	9 638 564	S_m=-50 MPa, Interrompu
CIH_76	Sablier	-	210	174 006	S_m=-25 MPa
CIH_75	Sablier	-	210	482 042	S_m=-25 MPa
CIH_74	Sablier	-	210	354 562	S_m=-25 MPa
CIH_63	Sablier, canal	1,4	210	133 534	-
CIH_29	Sablier, canal	1,4	210	198 669	-
CIH_28	Sablier, canal	1,4	210	114 228	-
CIH_31	Sablier, canal	1,4	210	187 395	-
CIH_32	Sablier, canal	1,4	210	460 397	-
CIH_58	Sablier, canal	1,4	210	246 069	-
CIH_33	Sablier, canal	1,4	-210	104 492	-
CI_14	Droite	-	220	25 878	-
CI_16	Droite	-	230	34 634	-
CI_18	Droite	-	230	13 248	-
CI_17	Droite	-	230	27 232	-
CIH_38	Sablier	-	230	24 455	-
CIH_39	Sablier	-	230	21 440	-
CIH_40	Sablier	-	230	17 300	-
CIH_72	Sablier, canal	1,4	230	35 526	-
CIH_73	Sablier, canal	1,4	230	97 414	-
CIH_34	Sablier, canal	1,4	230	27 021	-
CIH_36	Sablier, canal	1,4	230	36 213	-
CIH_37	Sablier, canal	1,4	230	45 511	-
CIH_13*	Sablier	-	245	9 484	-

* Éprouvette polie mécaniquement

Note : À moins d'avis contraire dans « commentaire », la contrainte moyenne S_m est nulle

Tableau K.1 : Données brutes de fatigue (suite)

#	*Type d'éprouvette*	**Durée de chauffage (Secondes)**	***Amplitude de contrainte (MPa)***	***Nombre de cycles à la rupture***	***Note***
CIH_12*	Sablier	-	255	12 617	-
CIH_56	Sablier	-	255	10 023	-
CIH_61	Sablier, canal	1,4	255	9 943	Amorçage canal, fissures surface
CIH_79	Sablier, canal	1,4	255	10 583	-
CIH_68*	Sablier, canal	-	255	9 379	Amorçage canal
CIH_69*	Sablier, canal	-	255	4 832	-
CIH_10*	Sablier	-	265	7 332	-
CIH_11*	Sablier	-	265	7 219	-
CIH_5*	Sablier	-	275	6 936	-
CIH_8*	Sablier	-	275	7 053	-
CIH_67*	Sablier, canal	-	275	4 981	Amorçage canal
CIH_59	Sablier, canal	1,4	275	3 103	Amorçage canal
CIH_60	Sablier, canal	1,4	275	4 270	Amorçage canal
CIH_9*	Sablier, canal	-	286	1 160	Amorçage canal
CIH_49	Sablier, canal	1,4	-	-	Erreur
CIH_50	Sablier, canal	1,4	-	-	Erreur

* Éprouvette polie mécaniquement

Note : À moins d'avis contraire dans « commentaire », la contrainte moyenne S_m est nulle