HAL
open science

Prédiction de la durée de vie de structures mécanosoudées soumises à des chargements thermiques anisothermes : application aux collecteurs d'échappement en tôle

Aurélie Benoit À La Guillaume

▶ **To cite this version:**

Aurélie Benoit À La Guillaume. Prédiction de la durée de vie de structures mécanosoudées soumises à des chargements thermiques anisothermes : application aux collecteurs d'échappement en tôle. Autre. Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris, 2012. Français. NNT : 2012ENMP0023 . tel-01418771

HAL Id: tel-01418771

https://pastel.hal.science/tel-01418771v1

Submitted on 17 Dec 2016

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

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

ParisTech
INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES
PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY

MINES ParisTech

École doctorale n°432 : Sciences des Métiers de l'Ingénieur

Doctorat ParisTech

THÈSE

pour obtenir le grade de docteur délivré par

l'École nationale supérieure des mines de Paris

Spécialité « Sciences et Génie des Matériaux »

présentée et soutenue publiquement par

Aurélie BENOIT A LA GUILLAUME

le 29 mars 2012

Prédiction de la durée de vie de structures mécanosoudées soumises à des chargements thermiques anisothermes : Application aux collecteurs d'échappement en tôle

Confidentiel industrie

Fin de confidentialité le 15 décembre 2016

Directeurs de thèse : **Luc REMY, Habibou MAITOURNAM**

Jury

M. Alain EHRLACHER, Professeur, LAMI, ENPC	Président
M. Sylvain CALLOCH, Professeur, LBMS, ENSTA Bretagne	Rapporteur
M. Gilbert HENAFF, Professeur, LMPM, ENSMA	Rapporteur
M. Pierre-Olivier SANTACREU, Docteur, APERAM, Isbergues	Examinateur
M. Luc REMY, Directeur de recherche CNRS, Centre des Matériaux, Mines Paristech	Examinateur
M. Habibou MAITOURNAM, Professeur, LMS, Ecole Polytechnique	Examinateur
M. Frédéric OGER, Ingénieur, PSA Peugeot Citroën, La Garenne-Colombes	Examinateur

T H È S E

MINES ParisTech
Centre des Matériaux - UMR CNRS 7633
B.P. 87 - 91003 EVRY Cedex

A ma grand-mère,
A mon père

Remerciements

Trois ans (et demi) de thèse, cela représente une longue période dans ma vie de jeune adulte au cours de laquelle j'ai mûri aussi bien sur le plan personnel que professionnel. Etre doctorant CIFRE, qui plus est avec deux laboratoires, n'est pas de tout repos. C'est l'occasion de rester étudiant en gérant un planning, d'élargir ses connaissances en gardant un oeil sur l'objectif mais surtout d'échanger avec des personnes de cultures et d'origines variées autour d'un café ... ou d'un ordinateur. Ces personnes m'ont donné un peu (voire beaucoup) de leur temps, de leurs connaissances et de leur bonne humeur pour mener ce projet jusqu'au bout et je vais tâcher de m'appliquer pour n'oublier personne.

Je souhaite tout d'abord remercier les membres de mon jury :

Sylvain Calloch et Gilbert Henaff qui ont rapporté mes travaux, pour leurs remarques et leurs questions pertinentes qui m'ont permis de creuser davantage le sujet et mettre en lumière de nouvelles perspectives à cette thèse. Alain Ehrlacher, qui a accepté d'être le président de mon jury. En plus de m'avoir donné goût à la mécanique des matériaux à l'Ecole des Ponts, il a réussi à faire sourire l'assistance grâce à ses commentaires dignes des meilleurs commentateurs de boxe. Pierre-Olivier Santacreu pour sa participation à mon jury, ses judicieux conseils de métallurgistes ainsi que sa bienveillance lors de nos différentes réunions.

J'en profite pour remercier Aperam et notamment Laurent Faivre qui m'a fourni des données expérimentales essentielles à la réussite de cette thèse.

J'ai eu la chance d'être encadrée par deux personnes remarquables, Habibou Maitournam et Luc Rémy qui ont su partager leurs connaissances et leur expérience malgré des disponibilités restreintes. Je remercie Habibou pour ses cours accélérés sur la fatigue, pour son regard théorique et numérique sur le comportement cyclique des matériaux et des structures. Je remercie Luc pour son approche plus expérimentale et physicienne, pour ses conseils qui ont émaillé ma thèse, me permettant alors de prendre le recul nécessaire pour analyser les résultats. Vos deux approches complémentaires m'ont permis de comprendre les enjeux du projet et la richesse des domaines de recherche abordés. Merci également pour nos conversations plus personnelles concernant entre autres mon avenir professionel.

Un projet avec trois partenaires signifie également trois lieux de travail, trois équipes et la coordination de trois entités. Je remercie le personnel administratif et comptable de PSA, du CdM et du LMS, qui a rendu ce projet collaboratif possible.

Je n'ai passé que peu de temps au LMS, essentiellement dans le bureau d'Habibou. Je remercie néanmoins les thésards et post-doc que j'ai pu croiser à ces occasions (notamment Eva, Mathieu, Nico, Cédric, Antoine et Minh Bao) pour les pauses cafés fort sympathiques ainsi que Claude Stolz qui m'a permis d'avoir ma première expérience en tant que professeur de TD.

Réaliser cette thèse chez PSA était l'opportunité de travailler pour un objectif concret, la mise au point d'un outil numérique nécessaire à l'entreprise. Je remercie toutes les personnes concernées par le projet qui ont suivi l'avancement des travaux m'éclairant régulièrement de leurs conseils. Un merci particulier à Fabien Szmytka qui m'a encouragée à faire cette thèse et que j'ai sollicité à maintes reprises à propos des lois de comportement. Je remercie également l'équipe MTAF avec qui j'ai partagé des moments plus ou moins drôles, tels que les soumissions de calculs Abaqus ou la dégustation d'oeufs de 100 ans chinois. Un grand merci à Fred, qui a veillé sur moi pendant ces trois années de thèse, qui m'a épargné les contraintes les plus pénibles du travail en entreprise et qui a su me faire confiance notamment sur la répartition de mon temps de travail.

L'environnement qui m'a le plus marqué reste sans doute celui du Centre des Matériaux où j'ai passé une grande partie de mon temps aux côtés des machines Instron. Je tiens à remercier tout particulièrement Alain Köster qui m'a guidée pour toute la partie expérimentale : depuis la conception des éprouvettes jusqu'au montage sur les machines et l'interpretation des résultats. Il a su me consacrer un temps précieux lorsque rien ne fonctionnait comme prévu (je sais maintenant que tu es un pro du démontage/remontage d'extensomètres !). Je remercie également Steve et Matthieu qui ont réalisé de nombreux essais pendant ma rédaction. Merci à Michel, René, Georges, Christophe, Jean-Pierre pour la fabrication des lignes d'amarrage et des éprouvettes. Merci à l'ensemble des permanents pour la convivialité qui règne au labo notamment Nicole, Yves, Anne et Maria qui font vivre le Centre. Je remercie également Loïc Nazé pour nos conversations matinales ainsi que Vincent Maurel pour ses conseils généralement moins matinaux.

Merci à l'ensemble des thésards et post-docs de l'aile B pour nos conversations de couloir et leur soutien notamment pendant la rédaction ainsi que les quelques éléments de l'aile C qui ont osé s'aventurer jusque chez nous. J'adresse un grand merci à mes amis-thésards avec qui je n'ai pas vu ces 3 ans passer, d'abord Flo pour nos conversations interminables de filles, puis Thomas et ses sacs à main, Lingtao notre petit chinois préféré, Greg et ses histoires de chasse, Pef et ses 500 pompes quotidiennes et enfin Laurent et son déroulé de moquette.

Enfin j'ai eu la chance d'avoir le soutien de mes amis et de ma famille qui ont essayé de comprendre ma passion pour les soudures qui fissurent. Je remercie tout particulièrement Mélanie, Fanny, ainsi que ma mère, mon frère et ma soeur qui ont été présents à chaque étape marquante. Cette thèse m'a également permis de rencontrer Nico, mon co-bureau chez PSA qui m'a fait craquer avec ses chaussettes à rayures. Merci pour ton soutien sans faille durant la rédaction et pour tes relectures nocturnes de mon manuscrit.

Table des matières

Remerciements **5**

Table des Matières **10**

Nomenclature **11**

Introduction **13**

1 Contexte industriel **15**

1.1 Le collecteur d'échappement 15

1.1.1 Fonctions 15

1.1.2 Environnement et sollicitations en service 16

1.1.3 Collecteurs d'échappement en acier inoxydable 17

1.2 L'acier inoxydable ferritique F18TNb 19

1.2.1 Composition et structure 19

1.2.2 Propriétés 19

1.2.3 Fabrication 20

1.2.4 Essai de fatigue thermique Aperam 21

1.3 Dimensionnement des collecteurs d'échappement chez PSA Peugeot Citroën 23

1.4 Conclusion et positionnement de l'étude 24

2 Durée de vie des structures soumises à un chargement cyclique anisotherme **27**

2.1 Introduction 27

2.2 Caractérisation du comportement asymptotique des matériaux 27

2.2.1 Introduction 27

2.2.2 Les états asymptotiques : adaptation, accommodation et rochet 29

2.2.3 Nouvelle méthode pour caractériser les états asymptotiques 33

2.2.4 Application : essai de durée de vie sur collecteur d'échappement 39

2.2.5 Conclusion 43

2.3 Endommagement en fatigue thermomécanique 44

2.3.1 Critères de fatigue 45

2.3.2 Variable d'endommagement 50

2.3.3 Propagation de fissure 54

2.3.4 Conclusion 56

3 Caractérisation et durée de vie isotherme **57**
3.1 Introduction . . . 57
3.2 Matériau . . . 57
3.2.1 Tôle . . . 57
3.2.2 Tôle soudée . . . 58
3.3 Méthodologie et moyens expérimentaux . . . 60
3.3.1 Géométrie des éprouvettes . . . 60
3.3.2 Définition de la section nominale . . . 63
3.3.3 Essais de traction . . . 63
3.3.4 Essais de durée de vie isothermes . . . 64
3.4 Comportement à température ambiante . . . 65
3.4.1 Comparaison des courbes d'écrouissage . . . 65
3.4.2 Tôle soudée . . . 66
3.4.3 Tôle soudée arasée . . . 68
3.5 Caractérisation et durée de vie à 300°C . . . 69
3.5.1 Bilan des essais de durée de vie . . . 69
3.5.2 Comportement cyclique des éprouvettes . . . 70
3.5.3 Amorçage et propagation de fissures . . . 80
3.5.4 Bilan des essais isothermes en énergie dissipée . . . 87
3.6 Modélisation du comportement de la tôle soudée à 300°C . . . 88
3.6.1 Comportement de la tôle . . . 90
3.6.2 Comportement de la tôle soudée . . . 91
3.7 Conclusion . . . 98

4 Caractérisation et durée de vie anisotherme **99**
4.1 Introduction . . . 99
4.2 Méthodologie et moyens expérimentaux . . . 99
4.2.1 Matériau et géométrie des éprouvettes . . . 99
4.2.2 Définition de la section nominale de l'éprouvette . . . 100
4.2.3 Chargement observé sur collecteur d'échappement . . . 100
4.2.4 Chargement appliqué pour les essais anisothermes . . . 104
4.3 Résultats . . . 106
4.3.1 Bilan des essais réalisés . . . 106
4.3.2 Essais sur éprouvettes en tôle . . . 106
4.3.3 Essais sur éprouvettes en tôle soudée . . . 108
4.3.4 Bilan des essais anisothermes en énergie dissipée . . . 116
4.4 Modélisation du comportement anisotherme de la tôle soudée . . . 117
4.4.1 Comportement anisotherme de la tôle . . . 117
4.4.2 Comportement anisotherme de la tôle soudée . . . 121
4.5 Conclusion . . . 126

5 Critère de fatigue **129**
5.1 Introduction . . . 129
5.2 Prédictivité de la loi de comportement . . . 130
5.2.1 Base expérimentale utilisée pour la mise au point du critère de fatigue . . . 130
5.2.2 Essais isothermes sur éprouvettes cylindriques . . . 132
5.2.3 Essais isothermes sur éprouvettes en tôle et en tôle soudée . . . 134
5.2.4 Essais anisothermes sur éprouvettes en tôle soudée . . . 135
5.2.5 Conclusion . . . 135
5.3 Critère de type Manson-Coffin . . . 135
5.3.1 Mise au point du critère sur les éprouvettes cylindriques . . . 135
5.3.2 Adaptation aux éprouvettes en tôle soudée . . . 138
5.3.3 Adaptation du critère aux chargements anisothermes . . . 138
5.4 Critères énergétiques . . . 140
5.4.1 Densité d'énergie plastique . . . 140
5.4.2 Densité d'énergie plastique et pression hydrostatique . . . 147
5.4.3 Energie plastique et énergie d'ouverture élastique . . . 154
5.4.4 Propagation de fissure . . . 161
5.5 Application au collecteur d'échappement . . . 170
5.5.1 Exemple de validation : essai de Choc Thermique sur Collecteur DW12C . . . 170
5.5.2 Modélisation du Choc Thermique Collecteur . . . 171
5.5.3 Estimation de la durée de vie du collecteur DW12C . . . 185
5.6 Conclusion . . . 190

Conclusion et Perspectives **193**

A Choix de la géométrie des éprouvettes **203**
A.1 Utilisation des normes . . . 203
A.2 Conditions de chargement déterminées par calcul . . . 204
A.3 Essais de caractérisation réalisés à différentes températures . . . 207
A.4 Essais de traction relaxqtion réalisés à différentes températures . . . 209
A.5 Conclusion . . . 209

B Fissuration de l'éprouvette soudée - Chargement $\Delta\varepsilon = 0.5\%$ **211**

C Observations réalisées sur les éprouvettes plates **215**
C.1 Eprouvettes en tôle soudée . . . 215
C.2 Eprouvettes en tôle soudée arasée . . . 215
C.3 Eprouvettes en tôle . . . 215

D Tableaux récapitulatifs **225**
D.1 Bilan des essais de durée isothermes - Caractéristiques mesurées expérimentalement . 225
D.1.1 Caractéristiques mesurées à mi-durée de vie . . . 225
D.1.2 Caractéristiques mesurées au 20ème cycle . . . 227
D.2 Bilan des essais de durée anisothermes - Caractéristiques mesurées expérimentalement 229

D.2.1 Caractéristiques mesurées à mi-durée de vie 229
D.2.2 Caractéristiques mesurées au 20ème cycle 231
D.3 Bilan des essais de durée de vie - Caractéristiques simulées 233
D.4 Bilan des essais - Comparaison essai-calcul 236
D.4.1 Essais isothermes réalisés sur éprouvettes cylindriques 236
D.4.2 Essais isothermes sur éprouvettes en tôle et en tôle soudée 236
D.4.3 Essais anisothermes sur éprouvettes en tôle soudée 238

Nomenclature

Comportement du matériau

$\boldsymbol{\varepsilon^t}$, tenseur de déformation totale
$\boldsymbol{\varepsilon^{vp}}$, tenseur de déformation visco-plastique
$\boldsymbol{\varepsilon^e}$, tenseur de déformation élastique
$\boldsymbol{\varepsilon^{th}}$, tenseur de déformation thermique
$\boldsymbol{\sigma}$, tenseur des contraintes
$\boldsymbol{X}$, variable cinématique
R, variable isotrope
p, multiplicateur plastique
W_p^d, densité d'énergie plastique dissipée

Paramètres des lois de comportement

E, module de Young
ν, coefficient de Poisson
R_0, limite d'élasticité
C, D, paramètres de l'écrouissage cinématique
Q, b, paramètres de l'écrouissage isotrope
H, K, $\dot{\varepsilon}_0$, paramètres de viscosité pour un écoulement de type Poirier (voir section 3.6.1)
K, n, paramètres de viscosité pour un écoulement de type Norton (voir section 4.4.1)

Comportement asymptotique des matériaux

$\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}$, tenseur de déformation de rochet par cycle
$\Delta\varepsilon^r$, déformation de rochet par cycle effective (amplitude)
$\boldsymbol{\varepsilon^\star}(t)$, tenseur de déformation plastique moyenne au cours du cycle $I_t = [t - \frac{T_c}{2},\ t + \frac{T_c}{2}]$
$\boldsymbol{\Delta\varepsilon^c}(k)$, tenseur de déformation viscoplastique cyclique au cours du cycle k défini par Begley *et al.*
$\boldsymbol{\varepsilon^c}(t)$, tenseur de déformation viscoplatique cyclique à l'instant t défini au cours de la thèse
$\varepsilon_{a\ BH}^{vp}$, amplitude plastique cyclique définie par Begley *et al.*
ε_a^{vp}, amplitude plastique cyclique définie au cours de la thèse
$\varepsilon_{a\ S}^{vp}$, amplitude plastique cyclique calculée en utilisant la procédure alternative rapide

Durée de vie

N_f, durée de vie
$\Delta\varepsilon_p$, $\Delta\varepsilon_{in}$, amplitude de déformation visco-plastique
$\Delta\varepsilon_e$, amplitude de déformation élastique
$\Delta\varepsilon_t$, amplitude de déformation totale
σ_{max}, contrainte maximale au cours du cycle
p_{max}, pression hydrostatique maximale au cours du cycle
ΔW_p^d, densité d'énergie plastique dissipée au cours du cycle
ΔW_e^{op}, densité d'énergie d'ouverture élastique dissipée au cours du cycle
D, variable d'endommagement
D_c, variable d'endommagement de fluage
D_F, variable d'endommagement de fatigue
a, profondeur de fissure
K, facteur d'intensité des contraintes

Introduction

Le dimensionnement de structures soumises à des chargements thermomécaniques est un enjeu actuel majeur notamment dans les secteurs nucléaire, aéronautique ou automobile. Ce dernier étant de plus en plus concurrentiel, le recours à la simulation numérique est essentiel pour dimensionner au plus juste les pièces mécaniques. Il est donc nécessaire de disposer de modèles de comportement et d'endommagement adaptés aux différentes conditions de chargement observées sur ces structures. En particulier, pour respecter les normes européennes de dépollution de plus en plus sévères, les constructeurs automobiles sont tenus d'optimiser le rendement des moteurs et des systèmes de dépollution, ce qui se traduit généralement par une augmentation de la température des gaz d'échappement. Les matériaux métalliques sont alors sollicités dans des domaines où leurs caractéristiques mécaniques sont dégradées et où de nouveaux mécanismes d'endommagement sont mis en évidence. Ainsi, depuis 50 ans, de nombreuses études portent sur la caractérisation du comportement des métaux sur une large gamme de températures et de chargements et sur la prédiction de leur durée de vie dans le domaine de la fatigue oligocyclique (à faible nombre de cycles).

Concernant le collecteur d'échappement, la fonte fut longtemps le matériau privilégié pour sa fabrication, en raison de son coût moindre et de sa tenue mécanique correcte jusqu'à $800°C$. PSA Peugeot Citroën dispose, pour ses collecteurs en fonte, d'une procédure de dimensionnement en fatigue thermomécanique compatible avec les délais industriels. Cette démarche repose sur une description fine du comportement de la fonte afin de prédire une éventuelle déformation excessive du collecteur, ainsi que sur l'utilisation d'un critère de ruine évalué sur le cycle stabilisé afin d'estimer la durée de vie de la structure. Cependant, la température des gaz d'échappement ne cesse d'augmenter, atteignant $1000°C$ pour une motorisation essence et plus de $800°C$ pour un moteur Diesel. A ce niveau de température, la fonte présente d'importantes évolutions microstructurales qui dégradent ses propriétés mécaniques. L'acier inoxydable, présentant une meilleure tenue mécanique à haute température, apparaît comme une solution de plus en plus pertinente pour cette application.

Les collecteurs en acier inoxydable sont formés de deux coquilles en tôle embouties à froid puis soudées entre elles ainsi qu'aux brides d'entrée et de sortie. Dans le domaine de la fatigue à grand nombre de cycles, les soudures sont généralement considérées comme les points faibles de la structure en raison de la discontinuité géométrique créée par la présence du cordon de soudure. De nombreuses études s'attachent à caractériser l'effet de la géométrie du cordon sur la concentration de contrainte au pied du cordon et sur le risque d'amorçage de fissure dans le cas de sollicitations isothermes. Cependant, la zone soudée est un élément complexe dont les propriétés microstructurales et mécaniques sont différentes de celles du matériau de base. Le collecteur étant soumis à des chargements thermomécaniques anisothermes, il est nécessaire de caractériser l'influence des soudures sur le comportement

et sur la durée de vie de la structure pour une large gamme de températures et de chargements.

Ainsi, l'objectif de la thèse est d'adapter la procédure de dimensionnement à la fatigue oligocyclique actuellement utilisée chez PSA Peugeot Citroën au cas d'un collecteur d'échappement en tôle soudée. Il s'agit de développer un modèle de soudure et un critère de ruine associé, adaptés aux chargements anisothermes et compatibles avec la réalisation d'un calcul sur un composant réel.

Le manuscrit se compose de cinq parties.

Le premier chapitre est consacré au contexte industriel de cette étude. Il présente le collecteur d'échappement, le matériau de l'étude et la procédure de dimensionnement de cette pièce avant de détailler les objectifs de la thèse.

Le second chapitre est une étude théorique et bibliographique sur la prédiction de la durée de vie des structures soumises à un chargement cyclique anisotherme. En effet, une structure élasto-viscoplastique soumise à un chargement cyclique peut présenter différents types de comportement asymptotique : l'adaptation, l'accommodation et le rochet. Après avoir proposé une approche pour identifier et caractériser ces régimes asymptotiques dans le cas de chargements anisothermes, nous nous intéressons aux différentes méthodes utilisées dans la litérature pour caractériser l'endommagement dans le cadre de la fatigue à faible nombre de cycles.

Les chapitre 3 et 4 présentent les essais effectués au cours de la thèse ainsi que leur modélisation. Le chapitre 3 concerne les essais isothermes réalisés sur des éprouvettes en tôle, en tôle soudée et en tôle soudée arasée afin d'étudier l'influence de la soudure sur le comportement et sur la durée de vie des éprouvettes. Nous présentons également les deux modèles mis en place pour représenter la soudure dans le cas de sollicitations isothermes et confrontons les résultats numériques et expérimentaux obtenus pour le comportement des éprouvettes aussi bien au niveau global qu'au niveau local. Le chapitre 4 concerne les essais anisothermes et l'adaptation du modèle de soudure aux chargements anisothermes. Nous comparons le comportement nominal observé expérimentalement et celui obtenu numériquement pour les éprouvettes en tôle et en tôle soudée.

Enfin, le chapitre 5 porte sur la mise au point du critère de ruine et sur son adaptation à la zone soudée. La simulation d'un essai de choc thermique sur un collecteur de type DW12C permet d'évaluer la pertinence des différents critères mis au point vis-à-vis de l'application industrielle.

Chapitre 1

Contexte industriel

1.1 Le collecteur d'échappement

1.1.1 Fonctions

Les moteurs à combustion transforment l'énergie chimique du carburant en énergie mécanique à l'aide d'un cycle en quatre temps : l'admission du mélange air-carburant, la compression puis la combustion du mélange et enfin l'échappement. Situé en sortie des chambres de combustion, le collecteur d'échappement récupère les gaz émis au cours de la dernière phase et les évacue vers le pot d'échappement. Le collecteur est constitué d'un ensemble de tubes et est fixé sur la culasse (voir Figure 1.1).

(a) Moteur Diesel (b) Moteur essence

FIGURE 1.1 – Différentes architectures de collecteur d'échappement

Outre son rôle d'évacuation, la ligne d'échappement présente des fonctions multiples :

- Elle est dimensionnée de manière à obtenir un bon rendement du moteur tout en limitant son échauffement.
- Elle est munie d'un silencieux qui réduit les bruits de fonctionnement.
- Enfin, équipée d'un pot catalytique et/ou d'un filtre à particules, elle réduit l'émission de certains polluants.

En effet, depuis 1993, les normes européennes d'émission, dites normes EURO, fixent des seuils de plus en plus sévères sur les rejets polluant. Hormis le dioxyde d'azote, inoffensif pour l'homme à des doses raisonables, les autres constituants des gaz d'échappement tels que le monoxyde de carbone, les oxydes d'azote, les hydrocarbures imbrulés ou les petites particules sont soumis à des limites qui ne cessent de diminuer. Pour répondre à ces exigences, les constructeurs automobiles développent des innovations technologiques sur les motorisations essence comme Diesel, associées à des systèmes de dépollution. Nous pouvons citer comme exemple le système à injection directe sur motorisation Diesel allié depuis 2000 au filtre à particules (FAP) qui élimine l'essentiel des particules Diesel ; pour les motorisations essence, l'application de catalyseurs d'oxydation qui a permis un saut significatif dans la maîtrise des principaux polluants ou encore la micro-hybridation (système Stop & Start) qui permet de réduire la consommation de carburant [94]. Cependant, la performance de ces systèmes dépend de la température des gaz qui les traversent : le pot catalytique est efficace pour des températures de gaz de l'ordre de $300°C$ tandis qu'un filtre à particule se régénère à partir de $450°C$. Ainsi, le collecteur d'échappement doit également limiter les pertes thermiques, notamment lors d'un démarrage à froid, en vue d'optimiser le rendement de ces systèmes anti-pollution.

1.1.2 Environnement et sollicitations en service

Le collecteur d'échappement est soumis à des contraintes de différents types :

- **Sollicitations thermiques et thermomécaniques :** Pour réduire les émissions polluantes, les constructeurs automobiles pratiquent le down-sizing qui consiste à réduire la cylindrée du moteur sans faire de concession sur la puissance. Cet exercice est rendu possible grâce à l'utilisation de turbo-compresseurs ou de systèmes à injection directe qui augmentent les performances du moteur mais également grâce à l'utilisation de nouveaux matériaux et à l'amélioration des technologies de combustion. Ainsi, les températures des gaz d'échappement peuvent atteindre $1000°C$ pour une motorisation essence et plus de $800°C$ pour une motorisation Diesel.
  A chaque démarrage/arrêt du véhicule, le collecteur d'échappement subit donc des cycles thermiques entre la température ambiante et la température maximale des gaz. Ce cycle est composé d'une montée à la température maximale en 1 à 2 minutes, suivie d'un temps de maintien variable dépendant des conditions de roulage, puis d'un refroidissement naturel relativement lent (5 minutes environ). Au cours de sa vie en service, le collecteur subira quelques dizaines de milliers de cycles de ce type qui peuvent endommager sa structure et son matériau constitutif. En effet, les fortes variations de température peuvent entraîner des modifications de la microstructure du matériau et le contact avec les gaz d'échappement en peau interne ainsi qu'avec l'oxygène de l'air en surface externe peuvent favoriser l'oxydation et la corrosion du collecteur, notamment lors de son fonctionnement à chaud.
  Enfin, le collecteur étant bridé sur la culasse, des contraintes thermomécaniques s'exercent sur la structure. Elles peuvent être à l'origine de fissures de fatigue ou d'une déformation excessive du collecteur qui peut alors se desolidariser localement de la culasse et engendrer des fuites à l'interface.

- **Sollicitations vibratoires :** Les lignes d'échappement sont soumises aux vibrations liées au fonctionnement du moteur et aux conditions de roulage. Pour les moteurs essence, les collecteurs

d'échappement présentent des tubes allongés, généralement soudés, sensibles à la fatigue vibratoire. En ce qui concerne les motorisation Diesel, les collecteurs sont plus compacts et donc moins endommagés par ce type de chargement. Néanmoins, des études sont en cours pour évaluer son impact sur la durée de vie de cette catégorie de collecteurs d'échappement.

– **Encombrement :** Le collecteur fait partie des derniers composants intégrés au sein du groupe moto-propulseur (GMP). Ainsi, les dimensions et les architectures admissibles pour le collecteur sont limitées par la présence des autres composants du GMP. De plus, la masse du collecteur d'échappement est optimisée en vue de réduire la masse du véhicule et limiter ainsi sa consommation de carburant.

Le collecteur est donc une pièce technique dont le dimensionnement s'avère délicat en raison des nombreuses exigences fonctionnelles et environnementales à respecter. En dehors de son rôle d'évacuation des gaz d'échappement, le constructeur garantit une tenue en service équivalente ou supérieure à celle du véhicule tout en limitant le poids et le coût de production du collecteur. Ces contraintes étant liées au type de motorisation et à l'environnement GMP, le collecteur est bien souvent particularisé à chaque véhicule [12]. La première étape consiste à choisir le matériau constitutif du collecteur en fonction de ses caractéristiques mécaniques, de sa résistance à l'oxydation et de son coût.

1.1.3 Collecteurs d'échappement en acier inoxydable

Pour les moteurs essence, la température des gaz est très élevée et l'acier inoxydable est généralement la solution choisie pour la fabrication du collecteur en raison de ses bonnes propriétés mécaniques à haute température et de sa stabilité microstructurale [12].

En ce qui concerne les motorisations Diesel, le matériau préférentiellement utilisé est la fonte qui présente un coût moindre et une tenue mécanique correcte jusqu'à $800°C$. Les collecteurs en fonte sont coulés en fonderie et fabriqués d'un seul tenant. L'épaisseur de toile varie de 5 à 6 mm pour un collecteur de 10 à 15 cm de hauteur. Ces pièces présentent donc une bonne résistance à la fatigue vibratoire mais sont sensibles aux gradients thermiques sur l'ensemble de la pièce et dans l'épaisseur de la toile. Cependant, même pour les motorisations Diesel, la température des gaz d'échappement ne cesse d'augementer et la fonte atteint ses limites en terme de resistance thermomécanique. En effet, elle présente d'importantes évolutions microstructurales à haute température (oxydation, graphitisation, décarburation et transformation allotropique) qui dégradent ses propriétés mécaniques [12]. De plus, le procédé de fabrication par coulée n'autorise que des géométries relativement simples, parfois difficiles à intégrer au sein du groupe moto-propulseur.

Pour ces raisons diverses, l'acier inoxydable apparaît comme une solution de plus en plus pertinente pour l'application collecteur. En effet, les aciers inoxydables présentent une meilleure stabilité microstructurale et une meilleure résistance à la corrosion que la fonte à des températures élevées (voir Tableau 1.1 d'après [12]). La passivité des aciers inoxydables est liée à leur forte teneur en chrome (supérieure à 10 %) qui s'oxyde pour former un film protecteur fin en surface de l'acier. Pour une tenue mécanique équivalente, l'épaisseur du collecteur en acier est deux fois plus faible que celle du collecteur en fonte. Le gain de masse réalisé contribue à la diminution de la consommation de carburant et de l'émission de rejets polluants tandis que la réduction de l'inertie thermique garantit un meilleur

TABLE 1.1 – Comparaison des aciers inoxydables et de la fonte : propriétés physique et mécanique [12]

Propriété	Température	Fonte	Aciers inoxydables	
		GS Simo	R20-12	F18TNb
Composition chimique [% masse]	-	3.2C 3.9Si 0.6Mo	20Cr 12Ni	17.8Cr + Ti/Nb
Structure (jusqu'à 850°C pour fonte)	-	ferrite	austénite	ferrite
Résistance mécanique [MPa]	20°C	350-400	620	490
Limite d'élasticité [MPa]	20°C	220-250	310	300
Allongement à rupture [%]	20°C	18-22	50	30
Masse volumique [$g.cm^{-3}$]	20°C	7.0	7.9	7.7
Dilatation thermique [x$10^{-6}K^{-1}$]	$20 - 800°C$	15.4	18.5	12.8
Conductivité thermique [$W.m^{-1}.K^{-1}$]	500°C	28.7	21	26.3
Capacité thermique [$J.kg^{-1}.K^{-1}$]	20°C	455	500	460

fonctionnement du catalyseur en limitant le refroidissement des gaz d'échappement notamment à l'allumage du moteur, et participe ainsi à l'effort environnemental. Les collecteurs en acier inoxydable sont formés de deux coquilles en tôle embouties à froid, puis soudées entre elles et aux brides d'entrée et de sortie, ce qui permet de réaliser des architectures plus complexes et plus fines qu'en fonte (voir Figure 1.2). Cependant, la présence des soudures peut favoriser l'amorçage de fissures de fatigue et le dimensionnement du collecteur vis à vis des chargements thermomécaniques et vibratoires doit prendre en compte ces hétérogénéités.

FIGURE 1.2 – Collecteur en tôle soudée pour application Diesel

Deux types d'acier inoxydable ont été envisagés par PSA Peugeot Citroën pour réaliser des collecteur d'échappement en tôle : l'acier austénitique R20-12 et l'acier ferritique F18TNb. Les aciers inoxydables austénitiques sont les plus répandus dans les applications industrielles en raison de leurs meilleures caractéristiques mécaniques et de leur bonne ductilité. Néanmoins, les travaux réalisés sur les aciers ferritiques à partir des années 70 ont permis d'améliorer leurs propriétés de soudabilité, de ductilité et de les rendre compatibles avec une utilisation industrielle. Aujourd'hui, les aciers inoxydables ferritiques concurrencent les aciers austénitiques sur un grand nombre d'applications et présentent un coût moindre en raison de leur faible contenu en éléments d'alliage à prix élevés tels que le Nickel.

Des essais de Choc Thermique Collecteur (CTC) ont été réalisés chez PSA Peugeot Citroën, sur des collecteurs fabriqués dans des tôles de 2 à 3 mm d'épaisseur de chaque nuance d'acier. Les premiers

Table 1.2 – Composition chimique de l'acier ferritique inoxydable F18TNb (% en masse) [12]

C	N	Cr	Ni	Nb	Ti	Si	Mn	Mo	Al	P	S	Fe
0.017	0.02	17.67	0.14	0.50	0.15	0.59	0.42	0.03	0.006	0.019	0.001	Bal.

prototypes ont présenté des fissures à proximité des soudures et des niveaux d'endurance comparables, pour les deux nuances. Pour des raisons de coûts, les concepteurs ont choisi de privilégier la nuance ferritique et un collecteur de moteur Diesel 2.0L en F18TNb est actuellement en production.

1.2 L'acier inoxydable ferritique F18TNb

1.2.1 Composition et structure

L'acier F18TNb, qui correspond aux nuances AISI 441 ou EN 1.4509, a été étudié par L. Bucher [12]. Sa composition chimique est détaillée dans le Tableau 1.2.

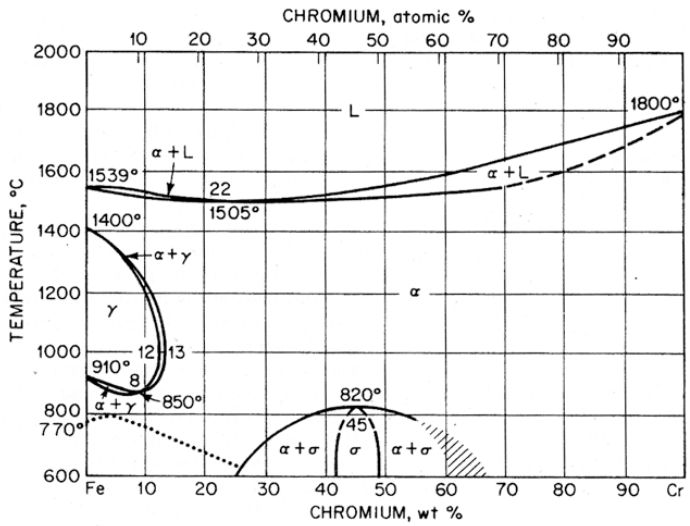


Figure 1.3 – Diagramme d'équilibre Fe-Cr [12]

Sa structure à température ambiante consiste en une solution solide Fe-Cr de structure cubique centrée. Sa forte teneur en chrome (> 13 %), élément α-gène, assure une bonne resistance à la corrosion du F18TNb et maintient la phase du fer sous sa forme ferritique α jusqu'à la température de fusion du matériau ($1505°C$) comme le montre la Figure 1.3. Le carbone, l'azote, le nickel et le manganèse sont quant à eux des éléments γ-gènes puissants et leur teneur est faible pour prévenir toute transformation austénitique. Comme pour la majorité des aciers ferritiques, les teneurs en éléments d'alliage sont faibles comparées aux aciers austénitiques.

1.2.2 Propriétés

Le F18TNb possède les propriétés physiques et mécaniques classiques des aciers ferritiques.

La structure cristalline cubique centrée étant moins compacte que le réseau cristallin austénitique (cubique à face centré), les processus de diffusion s'y accomplissent plus facilement. En revanche, la solubilité des éléments d'alliage y est plus faible. Son coefficient de dilatation thermique est égal à 12.8 $10^{-6}K^{-1}$ entre 20 et 800°C, inférieur à celui des aciers austénitiques ou de la fonte, tandis que sa conductivité thermique est du même ordre de grandeur que la fonte, généralement plus élevée que celle des aciers austénitiques. Les aciers ferritiques sont ferromagnétiques jusqu'à la température de Curie, ce qui permet de les distinguer facilement des aciers austénitiques au moyen d'un aimant.

Les propriétés mécaniques des aciers ferritiques et austénitiques sont comparables à température ambiante. Cependant, les aciers ferritiques présentent une chute de leurs caractéristiques mécaniques aux températures élevées, notamment leur ductilité et leur resistance au fluage sont généralement plus faibles que celles des aciers austénitiques. Ils ne sont pas thermiquement durcissables. De plus, ils présentent une transition ductile-fragile assez marquée, à une température proche de la température ambiante.

S'ils sont exposés à des températures supérieures à 900°C, les aciers ferritiques présentent un grossissement des grains significatif qui peut modifier certaines propriétés mécaniques.

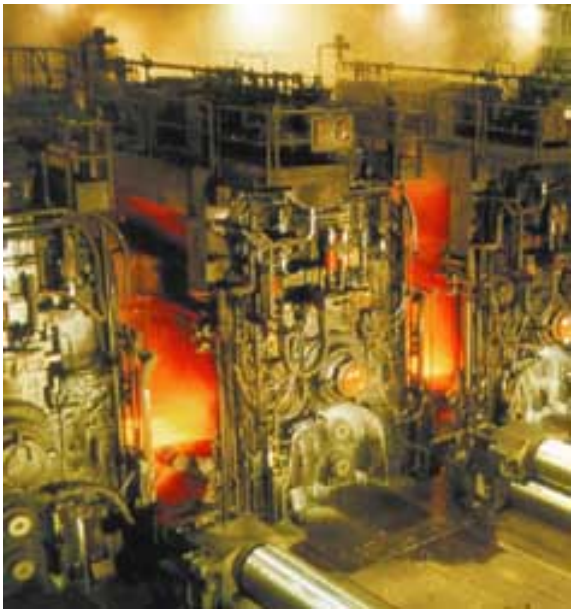
Les aciers inoxydables ferritiques et austénitiques résistent à l'apparition de piqûres de manière similaire pour une même teneur en chrome. En revanche les aciers ferritiques présentent une meilleure résistance à la corrosion sous contraintes. Enfin, le F18TNb est formulé pour des applications à hautes températures notamment grâce à une double stabilisation obtenue par des additions de titane et de niobium. La teneur en chrome élevée assure une bonne tenue à la corrosion tandis que la teneur en carbone interstitiel est très faible afin de limiter la précipitation intergranulaire de carbures de chrome qui peut se produire à haute température et augmenter la sensibilité de l'acier à la corrosion des joints de grains.

1.2.3 Fabrication

La fabrication des aciers inoxydables sous forme de tôles s'effectue en plusieurs étapes : l'élaboration, la coulée continue, la transformation à chaud et la transformation à froid.

- **L'élaboration :** Différents types de ferrailles, de chutes d'acier inoxydable, de ferroalliages et de métaux purs sont d'abord introduits dans un four à arc à revêtement réfractaire. Un arc électrique d'environ 100 MW entre cette charge et une électrode de graphite provoque la fusion du mélange et permet d'obtenir un métal liquide titrant de 1 à 3% de carbone et contenant les éléments majeurs (nickel, molybdène) de la composition chimique finale de l'acier.
  L'affinage de l'acier s'effectue en deux phases (la décarburation puis la réduction) et est réalisé dans un convertisseur AOD (Argon Oxygen Decarburization) présenté sur la Figure 1.4a. Ce procédé permet de réduire la concentration de carbone dans l'acier en fusion grâce à l'injection d'un mélange gazeux argon(-azote)-oxygène tout en conservant une teneur en chrome élevée. La phase de réduction consiste à éliminer l'excès d'oxygène introduit lors de la décarburation et à réduire la teneur en soufre grâce à l'ajout de ferrosilicium. Enfin la métallurgie de poche permet d'ajouter des éléments stabilisants (titane, niobium) à l'abri de l'air et d'homogénéiser le bain sur les plans thermique et analytique.

(a) Métal liquide versé dans le convertisseur



(b) Cages dégrossisseuses du train à bandes

FIGURE 1.4 – Quelques étapes de fabrication de l'acier inoxydable [5]

- **La coulée continue :** Le métal fondu est alors prêt à être coulé en continu. Ce procédé repose sur la création rapide et en continu d'une peau contenant le métal encore liquide jusqu'à sa solidification complète. Les brames produites en sortie ont une épaisseur comprise entre 150 et 250 mm et une largeur entre 600 et 1600 mm.

- **Transformation à chaud :** La brame est d'abord réchauffée dans un four à longeron à une température comprise entre $1100°C$ et $1250°C$ selon la nuance avant d'être laminée à chaud en vue de réduire son épaisseur et obtenir des bobines de 2 à 8 mm d'épaisseur, appelées bandes noires ou coils noirs. Le laminage peut être effectué sur des trains continus à bandes (cages dégrossisseuses en série présentées sur la Figure 1.4b) ou sur des laminoirs Steckel (allers-retours dans une cage dégrossisseuse réversible). Lors de ce processus, il est important de contrôler la température pour éviter tout phénomène de grossissement des grains.

- **Transformation à froid :** Le laminage à froid est généralement effectué sur des laminoirs réversibles multicylindres de type Sendzimir. L'épaisseur de la tôle est alors réduite de près de 80%. Un recuit final permet d'atténuer l'effet de l'écrouissage par recristallisation de l'acier.

1.2.4 Essai de fatigue thermique Aperam

Afin de classer les différentes nuances d'acier développées vis-à-vis de l'application collecteur d'échappement, Aperam a mis au point un essai original qui permet d'évaluer les propriétés thermomécaniques de la tôle [12]. En effet, le collecteur vissé sur la culasse subit des grandes variations

de température et les contraintes observées sur le composant sont liées au bridage qui contrarie les dilatations thermiques induites. L'essai développé par Aperam fait apparaître des modes de ruine similaires à ceux observés lors d'essais sur banc moteur. Il consiste à appliquer des cycles alternés de chauffage et de refroidissement sur une éprouvette en forme de V, encastrée à ses extrémités.

L'éprouvette en tôle est cintrée par pliage à froid pour obtenir la géométrie présentée sur la Figure 1.5.

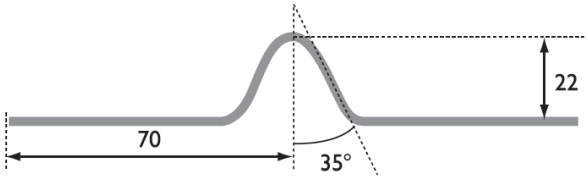


FIGURE 1.5 – Géométrie de l'éprouvette utilisée pour l'essai de fatigue thermique développé par Aperam [31] (épaisseur : 1.5 ou 2 mm, largeur : 20 mm)

Bridée à ses extrémités, elle est soumise à des cycles alternés de chauffage par effet Joule et de refroidissement naturel à l'air. Un thermocouple placé au sommet de l'éprouvette permet de contrôler la température en ce point. Au cours de la phase de chauffage, la température au sommet passe de la température ambiante à $900°C$ en 30 secondes tandis que le refroidissement naturel de $900°C$ à $250°C$ est réalisé en 3 minutes environ. L'effort de réaction est mesuré sur un des mors et la fin de l'essai est déterminée par une chute de l'effort maximal de 50%. Le bridage des déformations thermiques entraîne des sollicitations mécaniques dans l'ensemble de l'éprouvette, le maximum de contrainte étant observé en son sommet. Le montage expérimental est présenté sur la Figure 1.6.

FIGURE 1.6 – Photographie de l'éprouvette de fatigue thermique chauffée par effet Joule [12]

Les courbes effort maximal - nombre de cycles sont similaires à celles d'un essai olygocyclique classique. Pendant la première phase, l'effort maximal évolue peu, ce qui traduit l'amorçage et le début de propagation des fissures de fatigue. Ensuite, l'effort maximal chute rapidement en raison de la propagation rapide d'une ou plusieurs fissures jusqu'à la ruine de l'éprouvette. La durée de vie de l'éprouvette correspond à une chute de 50% de cet effort. Pour les nuances ferritiques, les fissures s'amorcent et se propagent à partir du rayon interne du V de l'éprouvette.

Cet essai est modulable car de nombreux paramètres tels que la géométrie de l'éprouvette, l'amplitude de température ou la présence éventuelle de temps de maintien, ont une influence sur la sévérité du chargement. En ajustant ces paramètres, l'essai peut être représentatif de la sollicitation thermomécanique observée dans les zones critiques des collecteurs testés sur banc moteur. Il permet ainsi de classer les différentes nuances d'acier vis-à-vis de cette application ou d'identifier un critère de fatigue thermique pour une nuance choisie. Plus récemment, Aperam utilise cet essai sur des éprouvettes soudées bout à bout en faisant varier différentes caractéristiques de la soudure comme le métal d'apport [82] ou le métal de base [31].

1.3 Dimensionnement des collecteurs d'échappement chez PSA Peugeot Citroën

Le secteur automobile mondialisé étant de plus en plus concurrentiel, la maitrise des coûts de développement et de fabrication des pièces est devenue un enjeu majeur. Le recours à la simulation numérique permet de tester virtuellement différents types de matériaux, de géométries et ainsi de réduire les coûts de conception en limitant le nombre de prototypes et d'essais à réaliser. De plus, le calcul permet d'identifier les zones les plus sensibles et de dimensionner au plus juste les pièces mécaniques, en vue de réduire leur masse et répondre ainsi favorablement aux exigences environnementales. Ainsi, la simulation s'intègre au processus de conception en apportant les réponses souhaitées avant de réaliser un prototype physique.

Pour le dimensionnement du collecteur d'échappement, PSA Peugeot Citroën a mis au point une démarche de dimensionnement compatible avec les délais industriels, qui permet d'estimer la durée de vie de cette pièce soumise à des sollicitations thermomécaniques cycliques. La robustesse de cette méthode repose essentiellement sur trois points [21, 28, 94] :

- **Le chargement :** Les sollicitations thermiques et mécaniques appliquées au collecteur d'échappement doivent être représentatives du chargement réel vu par le collecteur au cours de sa vie en service puis fidèlement reproduites par le calcul. L'essai de Choc Thermique Collecteur réalisé sur banc moteur a été mis au point pour générer un endommagement équivalent au sens de la méthode contrainte-résistance à celui que subit le collecteur au cours de sa vie entière sur un véhicule. Certaines mesures de température, de débit et de déplacement sont réalisées au cours de l'essai en vue d'être utilisées comme points d'entrée ou comme éléments de validation de la simulation numérique. La simulation numérique de l'essai comporte plusieurs étapes. Un premier calcul de la combustion et des écoulements gazeux permet d'obtenir la température des gaz d'échappement, leur débit et leur pression et ainsi d'accéder aux coefficients et aux températures d'échange dans la pièce. A partir de ces données, le calcul thermique peut être réalisé en vue d'obtenir la distribution des températures en tout point du collecteur au cours d'un cycle de chargement. Enfin, le calcul thermomécanique est réalisé à partir de ces informations et du comportement mécanique du matériau.

- **La modélisation du comportement mécanique du matériau :** Il s'agit d'un point essentiel pour assurer la prédictivité du calcul. En effet, le matériau subit de grandes variations de température (de $20°C$ à $850°C$ dans le cas de motorisations Diesel) et son comportement

essentiellement élasto-plastique à basse température devient fortement visqueux à haute température. Ainsi, la loi de comportement doit décrire au plus juste les phénomènes physiques mis en jeu dans les gammes de sollicitations du collecteur d'échappement. De plus, le modèle doit être robuste, disposer de paramètres facilement identifiables et permettre la réalisation de calculs sur une structure complète avec des temps de calculs compatibles avec les exigences industrielles.

– **Le critère de ruine :** la ruine de la pièce est définie ici de manière fonctionnelle. L'objectif est d'éviter l'apparition d'une fissure de fatigue macroscopique générant une fuite et entraînant un dysfonctionnement du collecteur. En ce qui concerne le calcul, l'endommagement et le comportement mécanique sont découplés pour limiter les temps de calcul. L'hypothèse principale consiste à affirmer que la structure atteint un comportement stabilisé après quelques cycles de chargement. Le calcul aux éléments finis donne accès à certaines grandeurs mécaniques sur ce cycle stabilisé, telles que l'énergie inélastique dissipée, qui pourront être utilisées pour évaluer l'endommagement induit en tout point du collecteur. La mise au point de ce critère d'endommagement est également essentiel pour obtenir une prédiction correcte de la durée de vie du collecteur.

Ainsi, cette méthodologie permet de dimensionner les collecteurs vis-à-vis de la fatigue thermomécanique en détectant expérimentalement et numériquement les zones propices à l'amorçage de fissures. Cependant, la ruine du collecteur peut également être due à des dérives dimensionnelles entraînant une perte d'étanchéité au niveau de la culasse. La déformée du collecteur doit donc être reproduite de manière satisfaisante par le calcul. Ainsi, la qualité du calcul prédictif dépend à la fois du choix de la loi de comportement et du modèle de fatigue qui rendent compte des différents modes de ruine du collecteur d'échappement.

1.4 Conclusion et positionnement de l'étude

Les collecteurs d'échappement sont donc des composants critiques soumis à des sollicitations complexes. La démarche de dimensionnement actuellement utilisée chez PSA Peugeot Citroën permet de prédire la durée de vie de ces pièces fabriquées en fonte, d'un seul tenant. L'objectif de la thèse est d'adapter cette démarche au cas de collecteurs d'échappement en tôle soudée. Le respect de cet objectif passe par la mise en place d'un modèle de soudure et d'un critère de dommage assujettis à certaines contraintes :

– Pour détecter les fuites liées aux dérives dimensionnelles, le modèle doit reproduire de manière satisfaisante le comportement global des soudures du collecteur d'échappement afin d'obtenir la déformée réelle de la structure.

– Le critère de dommage doit être adapté à la zone soudée. En particulier, le procédé de soudage entraîne la présence d'un cordon de soudure qui modifie localement la géométrie et la microstructure de la coquille. Ces deux aspects seront pris en compte pour la mise au point du critère de fatigue.

– Le modèle de soudure et le critère d'endommagement doivent être intégrables dans les outils

numériques actuellement disponibles chez PSA Peugeot Citroën. Les temps de calcul pour les collecteurs en tôle soudée doivent rester du même ordre de grandeur que ceux des collecteurs en fonte.

Ainsi la thèse comporte des volets numériques et expérimentaux d'égale importance. Dans un premier temps, des essais de durée de vie isothermes réalisés sur des éprouvettes en tôle, en tôle soudée et en tôle soudée arasée permettent d'évaluer l'influence de la géométrie du cordon et du changement de microstructure au niveau de la soudure sur la durée de vie des éprouvettes. Grâce à la corrélation d'images, nous obtenons des informations plus locales sur le comportement du matériau qui complètent la mesure traditionnelle du comportement nominal des éprouvettes. Ces informations sont utilisées pour mettre au point le modèle de soudure et comprendre les mécanismes d'endommagement en jeu.

Dans le cadre d'un accord avec PSA Peugeot Citroën, Aperam fournit des résultats d'essais de durée de vie isothermes à différentes températures ($300°C$, $650°C$ et $850°C$) réalisés sur le matériau de base. Ces données ainsi que certains acquis de la thèse de L. Bucher [12] sont utilisées pour développer différents critères de dommage pertinents vis-à-vis des sollicitations anisothermes qui s'appliquent sur le collecteur d'échappement.

Dans un second temps, des essais de durée de vie anisothermes sont réalisés sur des éprouvettes en tôle et en tôle soudée. Ils permettent de valider la modélisation de la soudure dans le cas de chargements anisothermes et d'adapter les critères d'endommagement aux zones soudées.

Enfin, le modèle de soudure et les critères d'endommagement sont appliqués à la simulation d'un choc thermique sur un collecteur d'échappement de type DW12C afin de valider la procédure de dimensionnement sur une structure complète.

Chapitre 2

Durée de vie des structures soumises à un chargement cyclique anisotherme

2.1 Introduction

Ce chapitre présente une revue de différentes méthodes permettant de déterminer la durée de vie de structures soumises à des chargements anisothermes.

Dans un premier temps, nous nous intéressons à la caractérisation théorique du comportement asymptotique des matériaux. En effet, une structure élasto-viscoplastique soumise à un chargement cyclique peut présenter différents types de comportements asymptotiques. Il est indispensable d'identifier la nature de ces états limites pour choisir l'approche adéquate permettant d'estimer la durée de vie de la structure.

Dans un second temps, nous nous intéressons à la caractérisation de l'endommagement au sein du matériau, en particulier dans le cadre de la fatigue à faible nombre de cycles et des sollicitations à température élevée. Trois types d'approches sont adoptés dans la littérature : l'utilisation d'une variable d'endommagement affectant les propriétés mécaniques du matériau, l'emploi d'un critère de fatigue en guise de post-traitement sur le cycle stabilisé ou l'utilisation d'une loi de propagation de fissure. Ces différentes méthodes sont détaillées : les avantages et inconvénients de chacune d'entre elles sont présentés dans le cadre de la prédiction de la durée de vie de structures soumises à des chargements anisothermes.

2.2 Caractérisation du comportement asymptotique des matériaux

2.2.1 Introduction

Une structure élasto-viscoplastique soumise à un chargement cyclique peut présenter différents types de comportements asymptotiques : l'adaptation (avec comme cas particulier l'élasticité parfaite), l'accommodation et le rochet [47]. Ces différents trajets de déformation plastique sont étroitement liés à l'endommagement induit à l'échelle macroscopique [50, 51, 103, 27, 44, 61, 58, 49, 23, 28]. Le rôle de la microplasticité dans les différents mécanismes d'amorçage et de propagation de fissure a été largement analysé par McDowell *et al.*, en particulier grâce à des simulations sensibles à la microstructure [67, 66, 63]. L'accommodation et le rochet sont associés à la fatigue à faible nombre de

cycles, tandis que l'élasticité parfaite et l'adaptation conduisent à la fatigue à grand nombre de cycles. Ce domaine se décompose généralement entre les durées de vie finies et infinies (voir Figure 2.1). Pour les composants industriels, le comportement de rochet est proscrit car l'accumulation des déformations plastiques conduirait à la ruine rapide de la structure. Dans l'industrie automobile, les pièces froides, telles que les suspensions, présentent un comportement adapté tandis que les pièces chaudes, telles que la culasse ou le collecteur d'échappement, sont soumises à des chargements thermomécaniques et montrent généralement un comportement accommodé. Sur les pièces chaudes, le chargement de la structure est essentiellement d'origine thermique.

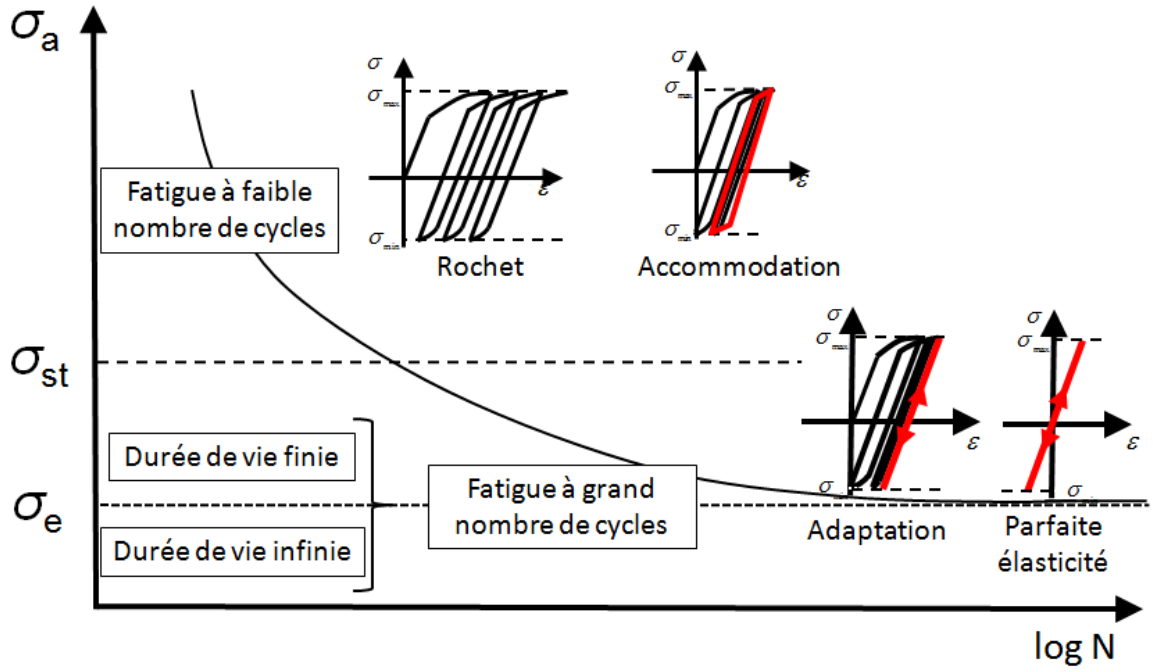


FIGURE 2.1 – Définition des domaines de fatigue basée sur les états asymptotiques : σ_{st} est la limite d'accommodation, σ_e est la limite d'endurance [61]

Pour évaluer la durée de vie de ces composants, une approche couplant endommagement et comportement mécanique est envisageable (voir section 2.3.2). Cependant, dans l'industrie automobile, nous préférons utiliser un post-traitement à l'aide d'un modèle de fatigue, essentiellement pour le gain de temps de calcul réalisé (voir section 2.3.1). La durée de vie de la structure est alors estimée à partir de quantités thermomécaniques macroscopiques évaluées sur le cycle stabilisé [23, 27]. Les critères permettant de vérifier que la structure a effectivement atteint l'état stabilisé sont donc essentiels. Si, en pratique, il est impossible de simuler suffisamment de cycles pour atteindre l'état stabilisé en raison de temps de calculs prohibitifs, il peut être intéressant d'établir la tendance de la réponse de la structure et de quantifier la part de rochet ainsi que son évolution au cours des cycles. Cette estimation peut être utile pour de nombreuses méthodes de calcul telles que le saut de cycle [15, 16, 56, 57, 18, 26] - méthode qui extrapole la réponse asymptotique à partir de la simulation d'un certain nombre de cycles - ou les méthodes Cyclic Direct [60, 69] - qui évaluent directement l'état stabilisé sans simuler les cycles transitoires. Les méthodes de type Cyclic Direct ne sont pas adaptées aux cas de rochet, en particulier lorsque la part de rochet reste élevée et réduit considérablement la durée de vie de la struc-

ture. Dans certains cas, le taux de rochet peut décroître progressivement, jusqu'à ce que la structure s'accommode. Nous pouvons alors utiliser une méthode de type saut de cycles jusqu'à l'obtention du cycle stabilisé puis estimer la durée de vie à l'aide du critère de fatigue.

Cette section présente la caractérisation du comportement asymptotique de structures inélastiques soumises à des chargements thermomécaniques cycliques. Après avoir défini précisément les états limites, la méthode de caractérisation proposée par Begley et Hutchinson [10] et adoptée par Ambrico et Begley [2, 3] est exposée. Nous proposons ensuite un critère modifié pour caractériser l'allure des déformations plastiques et les différences avec la méthode précédente sont mises en évidence à l'aide d'un exemple théorique. Enfin, l'exemple du collecteur d'échappement soumis à un essai de durée de vie classique permet d'illustrer la capacité de l'approche à capturer la tendance de la réponse asymptotique et à évaluer ses caractéristiques pertinentes : le taux de rochet et la déformation plastique cyclique.

2.2.2 Les états asymptotiques : adaptation, accommodation et rochet

Nous considérons une structure élasto-viscoplastique soumise à un chargement thermomécanique périodique, de période T_c. Pour l'exemple, nous considérons que le matériau appartient à la classe des Matériaux Standards Généralisés (MSG) [42, 38, 55, 70]. Les variables d'état sont la déformation totale, $\boldsymbol{\varepsilon}$, supposée non dissipative, et les variables internes dissipatives $\boldsymbol{\beta}$ qui représentent les phénomènes irréversibles tels que la plasticité ou la viscoplasticité. Leurs forces thermodynamiques associées sont respectivement la contrainte $\boldsymbol{\sigma}$ et les forces B gouvernant les phénomènes irréversibles. La section suivante est dédiée à la caractérisation du comportement de la structure quand le temps tend vers l'infini. Il s'agit donc de la caractérisation des différents états asymptotiques, essentiellement dans le contexte de la simulation par éléments finis.

2.2.2.1 Définition des états asymptotiques

La structure peut présenter trois types de régime asymptotique : l'adaptation, l'accommodation et le rochet. L'élasticité parfaite est un cas particulier de l'adaptation, où le comportement du matériau est élastique tout au long du chargement, dès le premier cycle.

Adaptation

L'adaptation signifie que la structure tend vers un comportement à long terme non dissipatif ; l'énergie totale dissipée par la structure n'est pas infinie. L'adaptation est définie par le fait que l'énergie dissipée totale, dans la structure complète et pour un nombre infini de cycles, est bornée. En conséquence, les déformation inélastiques, et les autres variables internes dissipatives ne dépendent plus du temps (i.e. leur taux devient nul) et l'énergie dissipée par cycle devient nulle. Cette définition est explicitée pour le matériau MSG considéré. L'énergie dissipée totale, depuis l'instant initial ($t_0 = 0$) jusqu'à l'instant présent (t) est donnée par :

$$W_p^d(t) = \int_0^t \int_\Omega B(M,\tau).\dot{\boldsymbol{\beta}}(M,\tau) dv d\tau \tag{2.1}$$

Par exemple, dans le cas d'un matériau élasto-plastique, avec écrouissage cinématique non linéaire de type Armstrong-Frederick et écrouissage isotrope, [6, 55], $\boldsymbol{\beta}$ est le triplet composé de la déformation plastique $\boldsymbol{\varepsilon}^p$, de la variable tensorielle cinématique $\boldsymbol{\alpha}$ et de la variable scalaire isotrope p, choisie comme étant la déformation plastique cumulée. Elles sont associées respectivement à $\boldsymbol{s}$, $-\boldsymbol{X}$ et $-R$. $\boldsymbol{s}$ est le

déviateur du tenseur des contraintes $\boldsymbol{\sigma}$, $\boldsymbol{X}$ est le centre du domaine plastique et R l'augmentation du rayon du domaine plastique. Ainsi l'énergie dissipée totale est :

$$W_p^d(t) = \int_0^t \int_\Omega (\boldsymbol{\sigma}(M,\tau) : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p(M,\tau) - \boldsymbol{X}(M,\tau) : \dot{\boldsymbol{\alpha}}(M,\tau) - R\dot{p})\, dv d\tau \tag{2.2}$$

Cette quantité est également exprimée de manière explicite pour le modèle viscoplastique à la section 2.2.3.4.

Par conséquent, en cas d'adaptation, l'énergie dissipée par cycle $\Delta W_p^d(t)$,

$$\Delta W_p^d(t) = \int_{t-T_c}^t \int_\Omega B(M,\tau).\dot{\boldsymbol{\beta}}(M,\tau) dv d\tau \tag{2.3}$$

tend vers zéro quand le temps t tend vers l'infini. Ainsi, quel que soit son état initial, le comportement asymptotique de la structure est élastique, même si la structure a subi des déformations inélastiques au cours des premiers cycles. Les déformations viscoplastiques $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}(M,t)$ et les variables internes $\boldsymbol{\alpha}(M,t)$, en tout point M de la structure, tendent vers des limites constantes, indépendantes du temps ($\boldsymbol{\varepsilon}_\infty^{vp}(M)$ et $\boldsymbol{\alpha}_\infty(M)$ respectivement) lorsque le temps t tend vers l'infini. Le critère d'adaptation peut être basé sur l'énergie dissipée ou sur les variables inélastiques.

– Sur le plan énergétique, la structure est adaptée si :

$$\lim_{t\to\infty} W_p^d(t) < \infty,$$

De plus, l'énergie dissipée par cycle ΔW_p^d devient nulle :

$$\lim_{t\to\infty} \Delta W_p^d(t) = 0$$

Ces équations sont également vérifiées par l'énergie dissipée $W_p^d(M,t)$ et par l'énergie dissipée par cycle $\Delta W_p^d(M,t)$ en tout point M de la structure.

– Si l'on considère les variables internes, dans le cadre de la modélisation par éléments finis, le critère d'adaptation peut être défini de la manière suivante.
La structure est adaptée si, en tout point M :

$$\text{Pour tout } i,j = 1,2,3, \quad \begin{array}{l} \lim\limits_{t\to\infty} \varepsilon_{ij}^{vp}(M,t) = \varepsilon_{\infty ij}^{vp}(M) \\ \lim\limits_{t\to\infty} \alpha_{ij}^{vp}(M,t) = \alpha_{\infty ij}^{vp}(M) \end{array}$$

Accommodation et rochet

Dans le cas de l'accommodation (également appelée plasticité cyclique), l'énergie dissipée totale est infinie mais l'énergie dissipée par cycle tend vers une limite constante en tout point de la structure. Ainsi, le comportement asymptotique de la structure reste viscoplastique mais les déformations viscoplastiques et les variables internes deviennent périodiques, de période T_c après un certain temps t_s.

– D'un point de vue énergétique, la structure est accommodée si, en tout point M de la structure l'énergie dissipée par cycle est bornée :

$$0 < \lim_{t\to\infty} \Delta W_p^d(M,t) = \Delta W_{p\infty}^d(M) < \infty \tag{2.4}$$

$\Delta W_{p\infty}^d(M)$ est une limite finie de l'énergie dissipée.

– En ce qui concerne les variables internes, la structure est accommodée à l'instant t_s si :

$$\text{Pour tout } M, \text{ pour tous } i,j=1,2,3, \text{ pour tout } t>t_s, \quad \begin{array}{l} \varepsilon_{ij}^{vp}(M,t+T_c)=\varepsilon_{ij}^{vp}(M,t) \\ \alpha_{ij}^{vp}(M,t+T_c)=\alpha_{ij}^{vp}(M,t) \end{array}$$

Le rochet correspond à une accumulation progressive des déformations inélastiques cycle après cycle. Un grand nombre d'études numériques, théoriques et expérimentales [17, 73, 1, 48] ont été menées, en particulier pour les matériaux utilisés dans l'industrie nucléaire. Le rochet se caractérise par l'absence de stabilisation cyclique des déformations inélastiques, qui ne sont donc plus bornées.

Déterminer une réponse asymptotique (i.e. avec un nombre de cycles qui tend vers l'infini) à partir d'un modèle aux éléments finis d'un composant industriel entraîne des calculs longs, difficilement réalisables en pratique, même si certaines méthodes [60, 69, 76] permettent le calcul direct de la réponse stabilisée en l'absence de rochet. Après le calcul d'un nombre de cycles compatible avec les contraintes de conception industrielle, il peut être intéressant de : (i) vérifier qu'un état stabilisé est atteint et déterminer sa nature ; (ii) établir la tendance de la réponse asymptotique ; (iii) et quantifier la part cyclique et la part de rochet ainsi que leur évolution au cours des cycles. L'évolution des déformations inélastiques et des variables internes, cycle après cycle et au cours d'un cycle, associée à des seuils de déformations, peut être utilisée pour distinguer les différents états stabilisés pour des chargements isothermes. Cependant, dans le cas de chargements anisothermes, cette procédure doit être modifiée pour tenir compte de la variation de ces seuils avec la température.

Dans le cas de chargements thermomécaniques, l'énergie dissipée par cycle, ΔW_p^d, est une quantité intéressante pour distinguer accommodation et adaptation. En effet, cette variable est classiquement utilisée dans le domaine de la fatigue oligocyclique : la durée de vie d'une structure est déterminée par certains auteurs à l'aide de l'énergie dissipée par cycle uniquement [89, 88, 23] ou à l'aide d'un critère associant l'énergie dissipée par cycle et la pression hydrostatique [4] lorsque celle-ci présente un effet non négligeable sur l'endommagement. Ainsi, nous pouvons utiliser les déformations viscoplastiques ou l'énergie dissipée par cycle pour vérifier que la structure atteint bien un état stabilisé. Si le comportement asymptotique est de type rochet, il est nécessaire de distinguer la part de rochet et la part de déformation cyclique réversible afin de déterminer l'endommagement induit par la dérive des déformations inélastiques. En effet, les déformations cycliques et de rochet contribuent à des mécanismes d'amorçage de fissure différents [67]. Dans le cas de chargements isothermes, Hutchinson, Begley et Ambrico [10, 2, 3] proposent une définition du rochet et une méthodologie pour caractériser les différents régimes asymptotiques.

2.2.2.2 Quantification du rochet par Begley et Hutchinson

Dans le cas de chargements isothermes, Begley et Hutchinson proposent une méthode pour identifier et évaluer la déformation plastique cyclique $\boldsymbol{\Delta\varepsilon^c}$ et le rochet $\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}$ (voir Figure 2.2) à partir de l'évolution des déformations plastiques.

Pour un cycle k, la déformation de rochet par cycle $\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}(k)$ est évaluée en comparant deux instants correspondants de cycles successifs. Cet instant de référence, t_k peut être le début du cycle ou correspondre au maximum ou au minimum de la déformation plastique au cours du cycle. La déformation de rochet par cycle est définie de la manière suivante :

$$\Delta\varepsilon_{ij}^r(k)=\varepsilon_{ij}^{vp}(t_k)-\varepsilon_{ij}^{vp}(t_k-T_c)$$

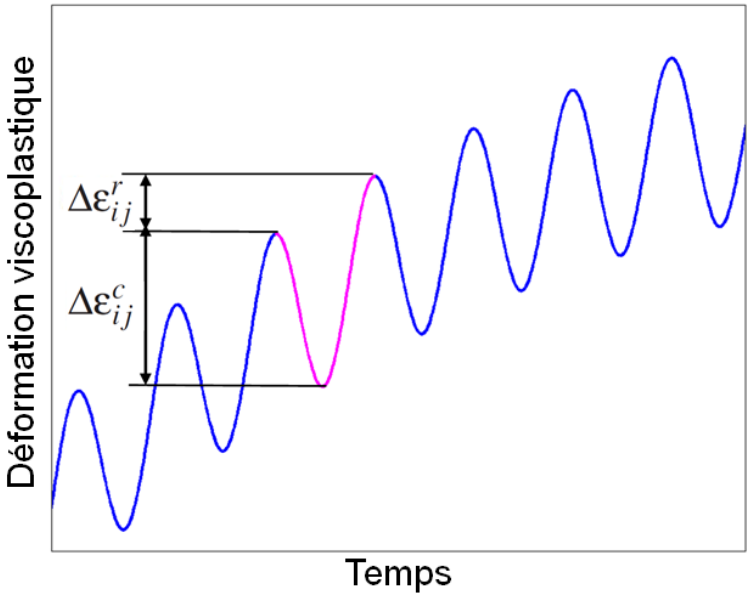


FIGURE 2.2 – Definition de la déformation plastique cyclique $\boldsymbol{\Delta\varepsilon^c}$ et du rochet par cycle $\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}$ [10, 2, 3]

et la norme associée, la déformation de rochet effective $\Delta\varepsilon_r(k)$ est définie ainsi :

$$\Delta\varepsilon_r(k) = \|\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}(k)\| = \sqrt{\frac{2}{3}\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}(k) : \boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}(k)} = \sqrt{\frac{2}{3}\Delta\varepsilon^r_{ij}(k).\Delta\varepsilon^r_{ij}(k)}$$

Cette définition peut être étendue pour définir une déformation de rochet par cycle à tout instant t supérieur à $\frac{T_c}{2}$:

$$\Delta\varepsilon^r_{ij}(t) = \varepsilon^{vp}_{ij}(t + \frac{T_c}{2}) - \varepsilon^{vp}_{ij}(t - \frac{T_c}{2}) \tag{2.5}$$

Le tenseur des déformations plastiques cycliques au cours du cycle k, $\boldsymbol{\Delta\varepsilon}^c(k)$, est alors défini selon la direction ij comme la différence entre l'amplitude de déformation inélastique et le taux de rochet :

$$\Delta\varepsilon^c_{ij}(k) = \max_{t\ \in\ [(k-1)T_c,\ kT_c]}(\varepsilon^{vp}_{ij}) \ - \min_{t\ \in\ [(k-1)T_c,\ kT_c]}(\varepsilon^{vp}_{ij}) \ - \ \Delta\varepsilon^r_{ij}(k)$$

La déformation plastique cyclique effective est la norme de la quantité définie ci-dessus, $\|\boldsymbol{\Delta\varepsilon^c}(k)\|$. L'amplitude plastique cyclique, ${\varepsilon^{vp}_a}_{BH}$ est alors définie ainsi :

$${\varepsilon^{vp}_a}_{BH} = \|\boldsymbol{\Delta\varepsilon^c}(k)\| /2$$

Cette définition tient compte des chargements multi-axiaux. Cependant, comme toutes les composantes de la déformation viscoplastique n'atteignent généralement pas leur maximum (ou minimum) aux mêmes instants, le tenseur des déformations plastiques cycliques $\Delta\varepsilon^c_{ij}$ présente des composantes définies à des couples d'instants différents. Ainsi, l'amplitude plastique cyclique, ${\varepsilon^{vp}_a}_{BH}$, définie à partir de ce tenseur, ne correspond pas à une différence entre deux états de déformation effectivement atteints au cours du chargement. Par exemple, le maximum (respectivement le minimum) de la composante 11 peut être atteint à un instant t_1 différent de l'instant t_2 où la composante 22 atteint son maximum (respectivement son minimum). Une nouvelle définition de l'amplitude plastique cyclique, ayant un

sens physique relié à la fatigue, sera introduite à la section suivante. Cette définition est basée sur la forme globale du trajet des déformations plastiques au cours des cycles de chargement.

Pour identifier les zones de la structure dominées par un type de réponse asymptotique (adaptation, accommodation et rochet), Begley et Hutchinson comparent la déformation plastique cyclique avec le taux de rochet :

- Si $\|\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}\|$ et $\|\boldsymbol{\Delta\varepsilon^c}\|$ sont inférieures à un seuil, dépendant du matériau, la zone est dominée par un comportement adapté. Ce seuil d'adaptation peut être basé sur l'allongement à la limite élastique du matériau.
- Si $\|\boldsymbol{\Delta\varepsilon^c}\| > \|\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}\|$, la région est dominée par un comportement accommodé.
- Si $\|\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}\| > \|\boldsymbol{\Delta\varepsilon^c}\|$, la zone présente du rochet.

Il est clair qu'une zone dominée par le rochet peut également dissiper une quantité d'énergie significative tandis qu'une zone dominée par un comportement accommodé peut également présenter un rochet générant un endommagement non négligeable dans la structure. En vue de prendre en compte toutes les sources d'endommagement, le rochet et l'accommodation doivent être identifiés séparément, par comparaison à des seuils différents. Cette nouvelle procédure de caractérisation est proposée dans la section suivante.

2.2.3 Nouvelle méthode pour caractériser les états asymptotiques

2.2.3.1 Définition de l'amplitude plastique cyclique et caractérisation des états asymptotiques

Pour caractériser l'évolution cyclique et l'état stabilisé, un cycle $I_t = [t-\frac{T_c}{2},\ t+\frac{T_c}{2}]$ est tout d'abord associé à chaque instant t. Nous définissons ensuite les quantités continues suivantes, calculées pour tout cycle I_t : un tenseur de déformation de rochet par cycle $\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}(t)$, un tenseur de déformation plastique moyenne $\boldsymbol{\varepsilon}^\star(t)$, un tenseur de déformation plastique cyclique $\boldsymbol{\varepsilon}^c(t)$ et une amplitude de déformation plastique cyclique $\varepsilon_a^{vp}(t)$.

1. Le tenseur de déformation de rochet par cycle, $\boldsymbol{\Delta\varepsilon^r}(t)$ représente l'incrément de déformation inélastique entre le début et la fin du cycle I_t. Il est défini comme précédemment par Eq.(2.5).
2. Une déformation plastique moyenne $\boldsymbol{\varepsilon}^\star(t)$. Dans le cas uniaxial, il s'agit de la moitié de la somme du minimum et du maximum des déformations inélastiques. Cette définition est étendue au cas multiaxial si l'on considère la déformation plastique moyenne comme le centre de la plus petite hyper-sphère entourant le trajet des déformations plastiques $\left\{\boldsymbol{\varepsilon^{vp}}(\tau), \tau \in [t-\frac{T_c}{2},\ t+\frac{T_c}{2}]\right\}$. Elle est solution du problème de min-max suivant :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^\star(t) = \arg\min_{\boldsymbol{\varepsilon_1}} \max_{\tau\ \in\ [t-\frac{T_c}{2},\ t+\frac{T_c}{2}]} \left\|\boldsymbol{\varepsilon^{vp}}(\tau) - \boldsymbol{\varepsilon^1}\right\| \tag{2.6}$$

$$= \arg\min_{\boldsymbol{\varepsilon^1}} \max_{\tau\ \in\ [t-\frac{T_c}{2},\ t+\frac{T_c}{2}]} \sqrt{\frac{2}{3}(\varepsilon_{ij}^{vp}(\tau) - \varepsilon_{ij}^1)(\varepsilon_{ij}^{vp}(\tau) - \varepsilon_{ij}^1)} \tag{2.7}$$

Cette définition conduit à une valeur unique de la déformation plastique moyenne (contrairement à l'expression alternative proposée dans la section 2.2.3.2). Son origine repose sur la méthode de dualité min-max utilisée dans le cadre des théorèmes d'adaptation [70, 79, 62]. En effet, pour un matériau élasto-plastique, de type von Mises avec écrouissage cinématique, Mandel *et al.* [62]

ont montré qu'une condition locale pour que le matériau s'adapte est que le rayon de la plus petite hypersphère circonscrite au déviateur de la réponse cyclique purement élastique soit plus petit que la limite d'élasticité. Papadopoulos *et al.* [75] utilisent le min-max pour définir des amplitudes et des valeurs moyennes de quantités pertinentes pour les critères de fatigue à grand nombre de cycles. Ici, ces définitions sont étendues aux trajets de déformations.

3. Le tenseur de déformation plastique cyclique $\boldsymbol{\varepsilon}^c(t)$ est obtenu en ôtant la déformation plastique moyenne des déformations inélastiques :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^c(t) = \boldsymbol{\varepsilon}^{\boldsymbol{vp}}(t) - \boldsymbol{\varepsilon}^\star(t) \tag{2.8}$$

4. Enfin, l'amplitude plastique cyclique $\varepsilon_a^{vp}(t)$ est définie comme le rayon de la plus petite hypersphère encerclant les déformations plastiques cycliques $\boldsymbol{\varepsilon}^{\boldsymbol{c}}(t)$ au cours du cycle $[t - \frac{T_c}{2},\ t + \frac{T_c}{2}]$, voir Figure 2.3 :

$$\varepsilon_a^{vp}(t) = \min_{\boldsymbol{\varepsilon_1}} \max_{\tau\ \in[t-\frac{T_c}{2},\ t+\frac{T_c}{2}]} \|\boldsymbol{\varepsilon}^{\boldsymbol{c}}(\tau) - \boldsymbol{\varepsilon_1}\| \tag{2.9}$$

Cette définition permet de mieux prendre en compte les chargements déphasés, comme le montre l'exemple théorique de la section 2.2.3.4.

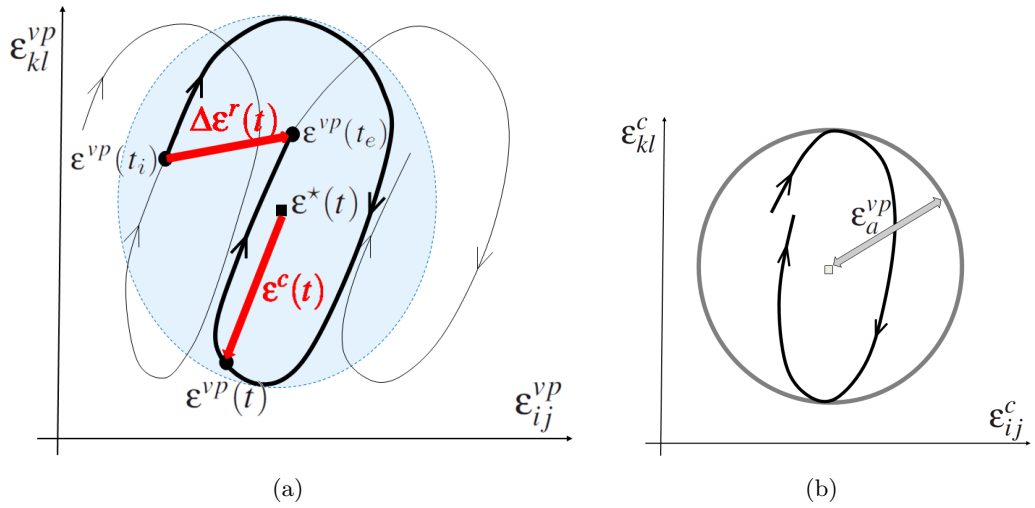


FIGURE 2.3 – Définition de la déformation plastique moyenne $\boldsymbol{\varepsilon}^\star$, de la déformation plastique cyclique $\boldsymbol{\varepsilon}^{\boldsymbol{c}}$, du rochet par cycle $\boldsymbol{\Delta\varepsilon}^{\boldsymbol{r}}$ et de l'amplitude plastique cyclique ε_a^{vp}

La Figure 2.3 illustre les définitions de ces différents tenseurs de déformation et de l'amplitude plastique cyclique ε_a^{vp}.

Dans le cas de chargements anisothermes, l'énergie dissipée par cycle, définie par Eq.(2.3) est un meilleur indicateur de l'endommagement induit par les déformations inélastiques cycliques que les critères classiques de fatigue à faible nombre de cycles tels que Manson-Coffin, Smith-Topper-Watson et Ostergren [22, 23, 4].

Pour distinguer les zones adaptées, accommodées ou présentant un rochet, nous proposons d'éviter la comparaison entre l'amplitude de rochet et l'amplitude plastique cyclique. En effet, le rochet est défini comme une dérive de la déformation inélastique au cours du temps ; il peut présenter une amplitude plus faible que l'amplitude plastique cyclique tout en endommageant la structure de manière

significative. Ainsi, l'influence du rochet doit être évaluée par comparaison à une déformation limite du matériau. Nous pouvons définir ce seuil comme un pourcentage de l'allongement à rupture. Lorsque la déformation de rochet dépasse ce seuil ε_{limit}, elle doit être prise en compte dans la prédiction de la durée de vie de la structure. Pour distinguer l'accommodation et l'adaptation, un seuil est défini sur l'énergie dissipée par cycle. Dans le cas de chargements anisothermes, les zones asymptotiques sont caractérisées de la manière suivante :

- Si $\Delta\varepsilon_r < \varepsilon_{limit}$ et $\Delta W_p^d < \Delta W_{p\ limit}^d$, le matériau présente un comportement adapté.
- Si $\Delta\varepsilon_r < \varepsilon_{limit}$ et $\Delta W_p^d > \Delta W_{p\ limit}^d$, le matériau présente un comportement accommodé.
- Si $\Delta\varepsilon_r > \varepsilon_{limit}$, la zone présente du rochet.

Il est important de noter les éléments suivants :

- ε_{limit} est dépendant de la température et le seuil est établi à partir de sa valeur minimale dans la gamme de températures considérée.
- Dans le cas de chargements isothermes et pour des matériaux élasto-plastiques de type von Mises présentant un écrouissage cinématique linéaire et isotrope, l'énergie dissipée par cycle est proportionnelle à la norme des déformations plastiques cumulées par cycle. Ainsi, un seuil sur W_d^c est équivalent à un seuil sur la déformation plastique cumulée par cycle.

2.2.3.2 Procédure alternative rapide

Dans le cadre d'une application industrielle, les définitions précédentes peuvent être simplifiées pour réduire le temps de calcul. En effet, résoudre un problème de min-max pour évaluer l'amplitude plastique cyclique est coûteux numériquement. Une approche alternative consiste à estimer la plus longue corde du trajet des déformations viscoplastiques. Elle conduit généralement à une approximation satisfaisante de la déformation plastique moyenne, $\boldsymbol{\varepsilon}_S^\star(t)$ qui est alors définie par :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_S^\star(t) = \frac{1}{2}\left(\boldsymbol{\varepsilon}_1^{vp} + \boldsymbol{\varepsilon}_2^{vp}\right)$$

où $\boldsymbol{\varepsilon}_1^{vp}$ et $\boldsymbol{\varepsilon}_2^{vp}$ sont les extrémités de la plus longue corde, solution du problème de max-max suivant :

$$\max_{t_1\ \in[t-\frac{T_c}{2},\ t+\frac{T_c}{2}]}\ \max_{t_2\ \in[t-\frac{T_c}{2},\ t+\frac{T_c}{2}]} \left\|\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}(t_1) - \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}(t_2)\right\|$$

Il est bien connu [75] que cette définition ne conduit pas nécessairement à un centre unique, puisque différents couples d'instants (t_1, t_2) peuvent satisfaire cette double maximisation (Figure 2.4). Il est donc important de vérifier la pertinence de $\boldsymbol{\varepsilon}_S^\star(t)$ en s'assurant que le trajet des déformations plastiques est effectivement borné par l'hypersphère centrée en $\boldsymbol{\varepsilon}_S^\star(t)$ et de diamètre la plus longue corde calculée.

La déformation plastique cyclique est définie comme précédemment :

$$\boldsymbol{\varepsilon}_S^c(t) = \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}(t) - \boldsymbol{\varepsilon}_S^\star(t)$$

Finalement, l'amplitude plastique cyclique simplifiée $\varepsilon_{a\ S}^{vp}(t)$ est définie par :

$$\varepsilon_{a\ S}^{vp}(t) = \frac{1}{2}\max_{t_1\ \in[t-\frac{T_c}{2},\ t+\frac{T_c}{2}]}\ \max_{t_2\ \in[t-\frac{T_c}{2},\ t+\frac{T_c}{2}]} \left\|\boldsymbol{\varepsilon}^{c}(t_1) - \boldsymbol{\varepsilon}^{c}(t_2)\right\| \tag{2.10}$$

Remarques : La procédure basée sur le max-max donne les mêmes résultats que celle basée sur le min-max pour des trajets de déformations (visco)plastiques linéaires ainsi que pour des trajets

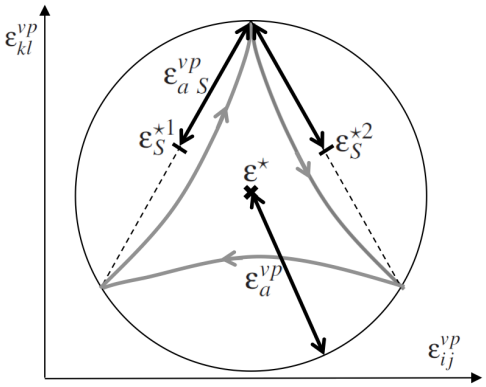


FIGURE 2.4 – Définition de la déformation plastique moyenne et de l'amplitude plastique cyclique avec la méthode de min-max et avec la méthode alternative (méthode de max-max)

circulaires, carrés ou rhombiques. La Figure 2.4 montre un exemple pour lequel la procédure basée sur le max-max peut donner un résultat erroné en raison de la non-unicité de la déformation plastique moyenne.

2.2.3.3 Application pratique et lien avec le saut de cycles

On considère une structure soumise à un chargement cyclique de période T_c. On suppose qu'une solution basée sur les éléments finis a été obtenue après N cycles de chargement. Les Tableaux 2.1 et 2.2 présentent deux procédures pour appliquer l'approche proposée : (i) pour vérifier si l'état asymptotique est atteint après N cycles ; (ii) s'il n'est pas atteint, pour estimer le nombre de cycles nécessaires pour l'atteindre ; (iii) pour sauter des cycles.

TABLE 2.1 – Post-traitement pour déterminer un éventuel état stabilisé et sa nature

L'état stabilisé est-il atteint au cycle N ?

1. Calculer : $\Delta\varepsilon_{ij}^{r}(N) = \varepsilon_{ij}^{vp}(t_N) - \varepsilon_{ij}^{vp}(t_{N-1})$
2. Calculer : $\Delta\varepsilon_r(N) = \sqrt{\frac{2}{3}\Delta\varepsilon_{ij}^{r}(N)\Delta\varepsilon_{ij}^{r}(N)}$
3. Vérifier : $\Delta\varepsilon_r(N) < \varepsilon_{lim}$?
   OUI : L'état stabilisé (adaptation ou accommodation) est atteint, aller à l'étape 4
   NON : rochet possible (R), SORTIE
4. Vérifier : $\Delta W_p^d < \Delta W_{p\ limit}^d$ ou $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$ constant tout au long du cycle N ?
   OUI : Adaptation (AD), SORTIE
   NON : Accommodation (AC), SORTIE

Pour illustrer ces méthodes de post-traitement, nous présentons sur la Figure 2.5, un exemple de réponse en contrainte-déformation obtenu en un point d'une structure soumise à 20 cycles de chargement. La méthodologie présentée ci-dessus est utilisée pour estimer la déformation de rochet

TABLE 2.2 – Post-traitement pour estimer la tendance de la réponse en déformation après la simulation de N cycles de chargement

Pour obtenir la tendance de la réponse en déformation, après la simulation de N cycles de chargement :

1. Pour tout cycle k, $k = 1$ à N : calculer $\Delta\boldsymbol{\varepsilon}^r(k)$, $\Delta\varepsilon_r(k)$, $\boldsymbol{\varepsilon}^\star(t_k)$, $\boldsymbol{\varepsilon}^c(t_k)$, $\Delta W_p^d(k)$
2. Déterminer des fonctions de k ou de t qui décrivent au mieux l'allure des variables précédemment calculées.
3. Utiliser ces fonctions :
   (a) $\Delta\varepsilon_r(k)$ et $\Delta W_p^d(k)$ pour estimer leur valeur asymptotique $k \to \infty$ et pour déterminer la nature de l'état asymptotique (AD, AC ou R)
   (b) ou/et $\boldsymbol{\varepsilon}^\star(t_N)$ et $\boldsymbol{\varepsilon}^c(t_N)$ pour extrapoler $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}(t_{N+J})$, et sauter J cycles.

effective par cycle ainsi que l'amplitude plastique cyclique, présentées sur la Figure 2.6.

L'expression ajustée pour la déformation effective de rochet par cycle est :

$$\Delta\varepsilon_r(k) = 1.31.10^{-3} + 2.89.10^{-3}\exp(-0.0926\ k)$$

et pour l'amplitude plastique cyclique :

$$\varepsilon_a^{vp}(k) = 5.11.10^{-3} + 7.99.10^{-4}\exp(-0.104\ k) \quad .$$

Ces deux quantités tendent respectivement vers 0.13 % et 0.51 % quand le nombre de cycles k tend vers l'infini. Ainsi, avec un seuil $\varepsilon_{lim} = 0.1$ %, l'état asymptotique est de type rochet avec une dissipation cyclique non négligeable. Le nombre de cycles simulés ne semble pas suffisant pour prédire correctement le comportement asymptotique. Il permet néanmoins de sauter une dizaine de cycles pour continuer la simulation à partir du 30ème cycle. Les variables internes à la fin du cycle 30 sont estimées à partir du rochet calculé depuis l'état initial jusqu'au cycle considéré.

Par exemple, $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}(t_{31}) = \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}(t_{20}) + \sum_{k=21}^{30} \boldsymbol{\Delta\varepsilon}^r(k))$. Pour le 31ème cycle, la déformation de rochet totale est estimée à 2.21 %, l'amplitude plastique cyclique à 0.515 %. Ces valeurs devront être comparées aux résultats issus de la simulation de la totalité des cycles pour attester de la validité du saut de cycles.

2.2.3.4 Exemple théorique

Afin d'illustrer et clarifier ces définitions, un exemple théorique simple est présenté dans un premier temps. Un élément de volume est soumis à 30 cycles de chargement déphasé en traction-cisaillement (voir Figure 2.7).

La Figure 2.7b montre l'évolution des composantes 11 et 12 de la déformation imposée à l'élément.

Le comportement du matériau est modélisé à l'aide d'une loi élasto-viscoplastique, proposée par Szmytka *et al.* [95]. Les principales équations du modèle de Szmytka *et al.* sont présentées dans le Tableau 2.3.

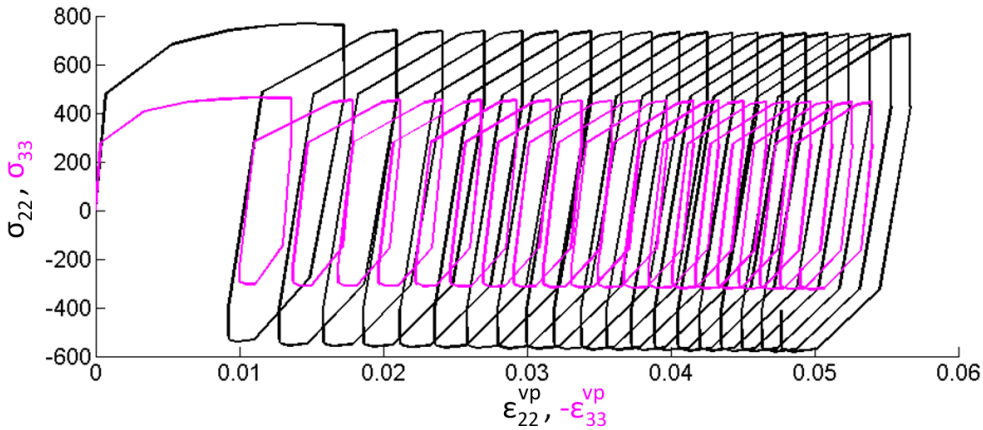


FIGURE 2.5 – Deux composantes (22, 33) de la réponse en contrainte-déformation au point considéré

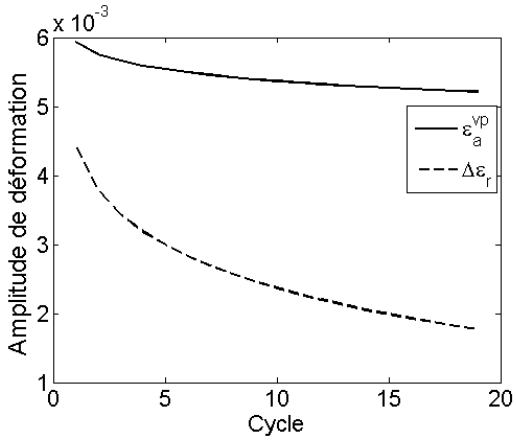


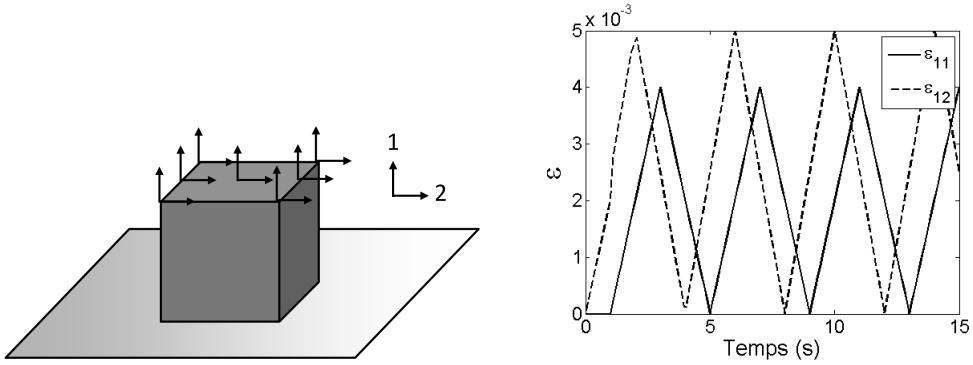
FIGURE 2.6 – Estimation du rochet effectif par cycle $\Delta\varepsilon_r$ et de l'amplitude plastique cyclique ε_a^{vp} à partir de la réponse présentée Figure 2.5

Au cours de ce calcul, le matériau présente un taux de rochet élevé au cours des premiers cycles avant d'atteindre un état accommodé au 6ème cycle, comme le montre la Figure 2.8.

Sans aucune approximation, la déformation plastique moyenne peut être construite à l'aide de l'équation (2.7). Certaines composantes de la déformation plastique moyenne et de la déformation inélastique cyclique sont présentées sur la Figure 2.8. La déformation plastique moyenne varie au cours du cycle et nous pouvons ainsi voir quelle partie du cycle contribue le plus à la formation du rochet.

La Figure 2.9 montre l'évolution de l'amplitude plastique cyclique, ε_a^{vp}, au cours des cycles. Les deux définitions donnent des résultats différents. A partir du 6ème cycle, le rochet disparaît, le matériau s'est accommodé. Cependant, ${\varepsilon_a^{vp}}_{BH}$ est supérieure à ε_a^{vp}, calculée avec la nouvelle définition proposée. Cette différence est due au déphasage des composantes de chargement qui donnent une allure rectangulaire au trajet des déformations viscoplastiques. L'amplitude définie par Begley *et al.* surestime l'amplitude plastique cyclique effectivement atteinte au cours du cycle.

La procédure alternative (max-max) peut également être utilisée pour calculer l'amplitude plastique cyclique : les résultats sont identiques sur cet exemple (écarts inférieurs à $0,05$ %).



(a) Chargement

(b) Evolution de la déformation au cours du temps

FIGURE 2.7 – Elément de volume soumis à un chargement cyclique en traction-cisaillement déphasé

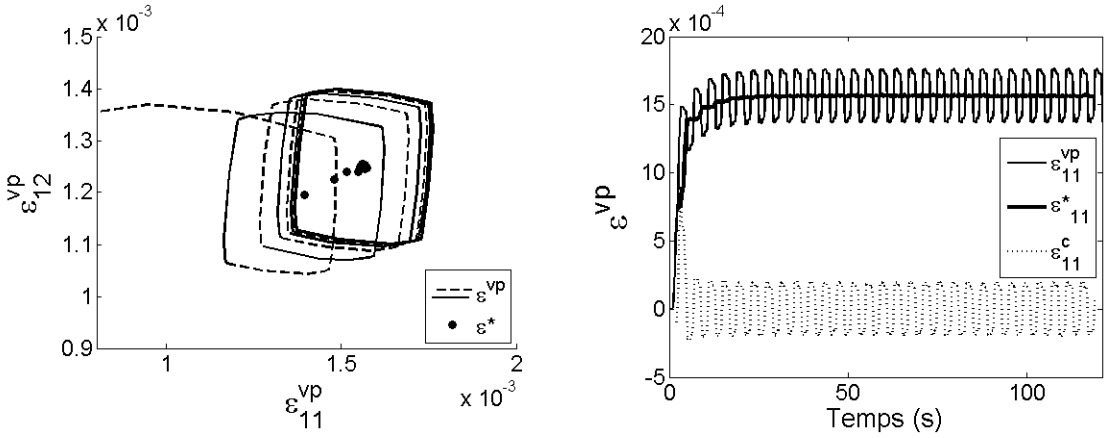
TABLE 2.3 – Principales équations du modèle de Szmytka *et al.* [94]

Décomposition de la déformation	$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^{th} + \boldsymbol{\varepsilon}^{e} + \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$
Déformation thermique	$\boldsymbol{\varepsilon}^{th} = \alpha_T\,(T)\ \Delta T\ \boldsymbol{I}$
Déformation élastique	$\boldsymbol{\varepsilon}^{e} = \frac{1-\nu}{E}\boldsymbol{\sigma} - \frac{\nu}{E}tr(\boldsymbol{\sigma}).\boldsymbol{I}$
Loi d'écoulement	$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} = \frac{3}{2}\dot{\boldsymbol{p}}\frac{\boldsymbol{s}-\boldsymbol{X}}{J_2(\boldsymbol{\sigma}-\boldsymbol{X})}$
Critère d'écoulement	$\dot{\boldsymbol{p}} = \dot{\varepsilon}_0\ \left(1+\left(\frac{J_2(\boldsymbol{\sigma}-\boldsymbol{X})-R_0}{H}\right)^2\right)\ sinh\left\langle\frac{J_2(\boldsymbol{\sigma}-\boldsymbol{X})-R_0}{K}\right\rangle$
Ecrouissage cinématique	$\boldsymbol{\alpha} = \frac{3}{2C}\boldsymbol{X}$
	$\dot{\boldsymbol{\alpha}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} - \frac{3D}{2C}\boldsymbol{X}\dot{\boldsymbol{p}}$

2.2.4 Application : essai de durée de vie sur collecteur d'échappement

Les collecteurs d'échappement sont soumis à des sollicitations thermomécaniques correspondant aux différentes phases de fonctionnement du moteur. L'intégrité de telles structures peut être compromise par l'apparition de fissures de fatigue ou par des déformations excessives pouvant entraîner des fuites. Le processus de dimensionnement de ces pièces fait appel à la fois à des essais de durée de vie classiques et à la simulation numérique [23, 27]. Dans l'exemple d'application, un essai de Choc Thermique Collecteur (CTC) est modélisé. Ce type d'essai permet de tester et comparer les différentes géométries ou les matériaux divers envisagés. Ici, il est réalisé sur un collecteur d'échappement de type DW10C en fonte SiMo. Cet essai consiste à monter le collecteur sur un banc moteur, le moteur alternant des phases à faible et fort régimes.

Ce chargement thermomécanique peut être représenté par des cycles de chauffe et de refroidissement du collecteur entre $20°C$ et $800°C$, associés à un bridage mécanique imposé par le vissage du collecteur chaud, sur la culasse plus rigide. Ce cycle thermique est un chargement équivalent au sens de la méthode contrainte-résistance et 2500 cycles de choc thermique représentent l'endommagement subi par un collecteur d'échappement au cours de sa vie sur véhicule particulier [23]. En réalité, le cycle endommageant dans le cadre d'une utilisation normale d'un véhicule est l'alternance démarrage/arrêt du moteur. Ainsi, seuls plusieurs milliers de cycles endommageants seront subis par le collecteur.



(a) Dans l'espace des déformations

(b) Au cours du temps

FIGURE 2.8 – Traction-cisaillement déphasé : évolution des déformations viscoplastiques et de la déformation plastique moyenne

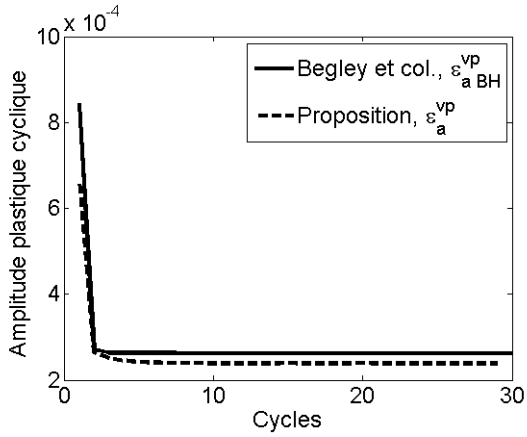


FIGURE 2.9 – Traction-cisaillement déphasé : évolution de l'amplitude plastique cyclique ε_a^{vp} et $\varepsilon_{a\ BH}^{vp}$

En ce qui concerne la simulation numérique, les calculs thermiques et mécaniques sont découplés. La distribution de température est simulée à partir des équations de la thermique transitoire en utilisant les conditions aux limites, les flux de chaleur et les coefficients d'échange thermique déterminés à l'aide d'une simulation 3D dynamique de l'écoulement des gaz au sein du collecteur. Des mesures expérimentales permettent de calibrer et de valider cette distribution thermique spatiale. Le calcul mécanique peut ensuite être réalisé : le collecteur est bridé sur la culasse puis soumis à l'histoire de température déterminée précédemment.

Comportement mécanique et endommagement sont découplés dans l'estimation de la durée de vie du collecteur. L'état mécanique stabilisé est d'abord calculé grâce à un modèle de comportement sans prise en compte de l'endommagement. Puis le modèle de durée de vie est appliqué, en tant que post-traitement du calcul mécanique, pour estimer la durée de vie de la pièce. Pour que cette démarche ait un sens, il est important de représenter correctement le comportement du matériau sur une large gamme de températures. Le comportement de la fonte SiMo est décrit à l'aide d'un modèle

standard généralisé, proposé par Szmytka *et al.* [94]. Ses équations constitutives sont présentées dans le Tableau 2.3 ; les paramètres du matériau ont été identifiés à partir de la base expérimentale décrite dans [94].

Le maillage du collecteur est suffisamment fin pour représenter les courbures de la toile : la taille minimale des éléments est de l'ordre de 1 mm. Cet ensemble de préconisations conduit à des simulations coûteuses en temps de calcul. Il est donc nécessaire de limiter le nombre de cycles simulés. Dans cet exemple, le calcul thermique a duré 500 secondes CPU et le calcul de 10 cycles de chargement mécanique 80 000 secondes CPU. La méthode classique de dimensionnement du collecteur d'échappement en fatigue consiste à supposer que le dernier cycle simulé est le cycle stabilisé de la structure. Un critère de fatigue, généralement basé sur l'énergie dissipée par cycle, est ensuite appliqué en post-traitement pour estimer la durée de vie du collecteur. La Figure 2.10 présente l'énergie dissipée au cours du dixième cycle de chargement, dans les zones critiques du collecteur.

Dans cet exemple, les critères de stabilisation décrits précédemment sont utilisés pour vérifier la nature du comportement asymptotique de la structure. La durée de vie souhaitée pour le collecteur d'échappement est de l'ordre de 2500 cycles. L'énergie dissipée par cycle correspondant à une durée de vie de 2500 cycles, $\Delta W_{p\ 2500}^{d}$, est obtenue à partir de données expérimentales [94] et est de l'ordre de 0.73 $mJ.mm^{-3}$. La déformation à rupture de la fonte Simo à la température ambiante, ε_{ult}, est de 15%. On choisit le seuil $\Delta W_{p\ limit}^{d}$ pour l'accommodation égal à 0.1 $\Delta W_{p\ 2500}^{d}$ et le seuil ε_{limit} pour le rochet égal à $\frac{0.1}{2500}\varepsilon_{ult}$. Les différentes zones asymptotiques sont présentées sur la Figure 2.11. Si l'énergie dissipée par cycle correspondant à la durée de vie souhaitée est inconnue, le seuil entre adaptation et accommodation peut être choisi égal à l'énergie dissipée pour atteindre la limite élastique à 0.2% à la température ambiante.

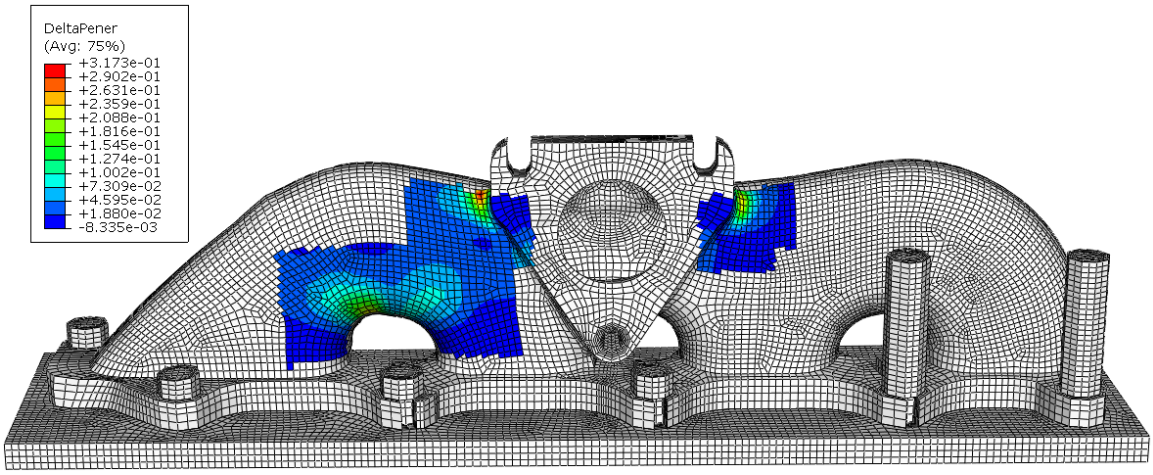


FIGURE 2.10 – Choc Thermique Collecteur : énergie dissipée au cours du dernier cycle calculé

Après 10 cycles de sollicitation, tous les éléments considérés présentent un taux de rochet supérieur au seuil ε_{limit}. Finalement, la zone la plus critique visible sur la Figure 2.10 correspond à une zone ayant à la fois un taux de rochet et une énergie dissipée au cours du 10ème cycle supérieurs aux seuils. Le processus de dimensionnement étant basé sur l'énergie dissipée au cours du cycle stabilisé, il est nécessaire de simuler davantage de cycles en vue d'atteindre l'état stabilisé si cet état existe effectivement. Cependant, ce calcul serait trop long, incompatible avec les délais industriels.

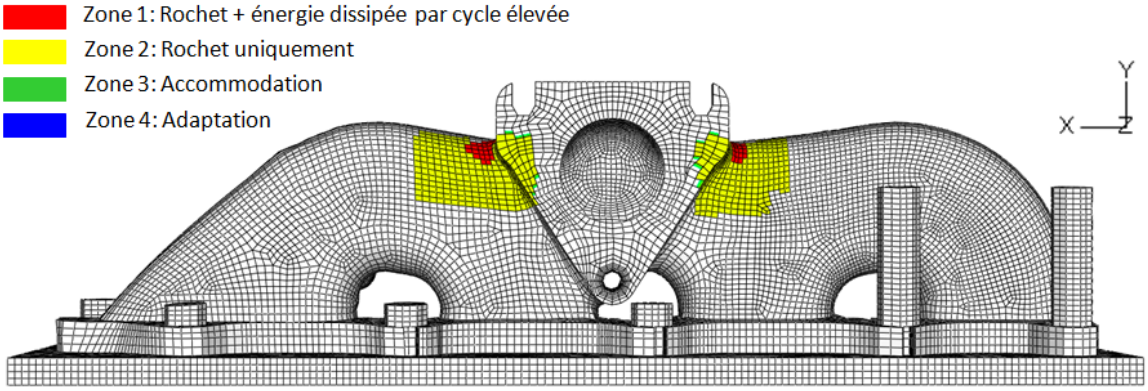
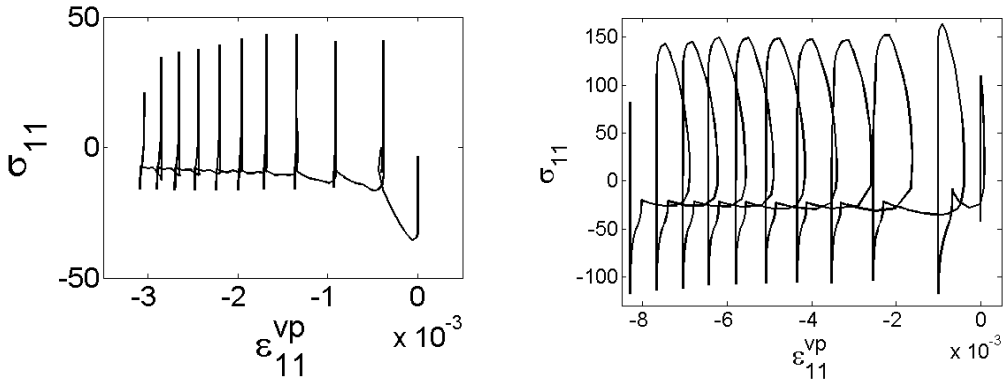


FIGURE 2.11 – Caractérisation du comportement asymptotique lors d'un essai de Choc Thermique Collecteur



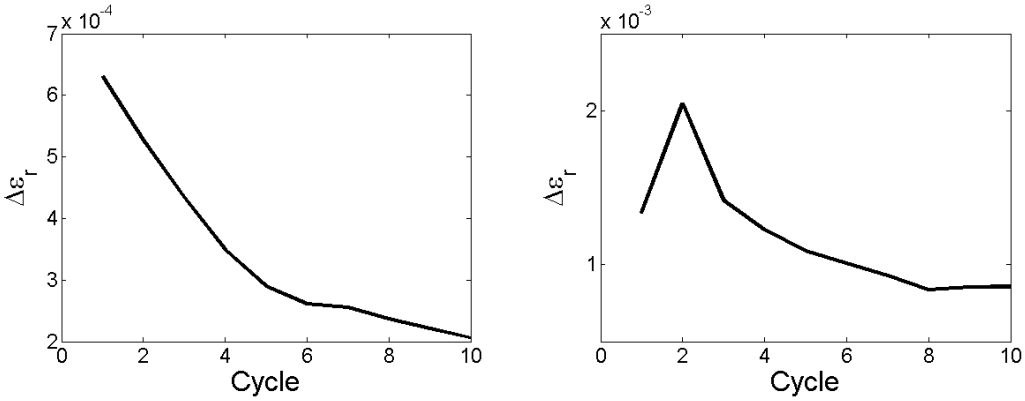
(a) Zone 2 : Rochet

(b) Zone 1 : Rochet et énergie dissipée par cycle élevée

FIGURE 2.12 – Cycles contraintes-déformation selon l'axe 1

Cette approche donne également des informations intéressantes sur la nature du comportement asymptotique. La Figure 2.12 présente une courbe contrainte-déformation caractéristique de chaque zone. Sur la Figure 2.12a, l'élément montre un comportement dominé par le rochet (zone 2) et l'énergie dissipée au cours du dernier cycle est négligeable. Sur la Figure 2.12b, l'élément présente du rochet mais dissipe également une quantité d'énergie considérable (zone 1). Des informations plus précises peuvent être obtenues grâce à cette analyse, telles que l'évolution du taux de rochet présentée sur la Figure 2.13.

La Figure 2.13a montre l'évolution du taux de rochet d'un élément de la zone 2, dont le comportement est présenté sur la Figure 2.12a. Bien que le comportement de l'élément soit dominé par le rochet, son taux de rochet est décroissant. En extrapolant l'évolution du rochet à l'aide d'une exponentielle décroissante recalée sur les 6 derniers cycles, on observe que ce taux passera sous le seuil ε_{limit} après 65 cycles. Dans ce cas, l'amplitude de rochet totale est estimée à 0.61%. Cette amplitude est négligeable par rapport à la déformation à rupture et ne nécessite pas d'être prise en compte pour prédire la durée de vie de la structure. Finalement, l'énergie dissipée par cycle est également sous le



(a) Zone 2 : Rochet

(b) Zone 1 : Rochet et énergie dissipée par cycle élevée

FIGURE 2.13 – Evolution du taux de rochet dans les éléments de la Figure 2.12

seuil de détection donc l'élément présentera, à terme, un comportement adapté. En ce qui concerne le deuxième élément, la Figure 2.13b montre qu'après 10 cycles de chargement, le taux de rochet semble se stabiliser à une valeur constante, supérieure au seuil ε_{limit}. Dans ce cas, l'élément présente un comportement non stabilisé et le critère de fatigue classique, basé sur l'énergie dissipée n'est plus approprié pour prédire sa durée de vie. Le cumul de déformation inélastique doit être pris en compte.

En conclusion, la méthode proposée donne une analyse globale du comportement asymptotique de structures sous chargement cyclique. Trois cas sont observés, seuls deux d'entre eux ont été illustrés précédemment :

1. Le comportement est stabilisé (adaptation ou accommodation) lors du dernier cycle simulé : le critère de fatigue classique est appliqué pour prédire la durée de vie de la structure.
2. Le comportement n'est pas stabilisé, le taux de rochet n'est pas négligeable au cours du dernier cycle simulé. Deux options sont envisageables :
   (a) Le taux de rochet décroît de manière significative et la dérive en déformation au cours de l'essai est négligeable devant l'allongement à rupture. Le critère en énergie dissipée peut alors être utilisé pour estimer la durée de vie de la structure.
   (b) Le taux de rochet tend vers une constante supérieure au seuil ε_{limit}. Le critère classique en énergie dissipée ne peut plus être appliqué pour prédire la durée de vie de la structure.

2.2.5 Conclusion

Cette section propose une nouvelle méthode pour caractériser le comportement asymptotique d'une structure soumise à un chargement thermomécanique cyclique. Des variables significatives telles que la déformation plastique moyenne, le taux de rochet par cycle, l'amplitude plastique cyclique sont définies pour quantifier les différents comportements asymptotiques. La déformation plastique moyenne est définie, à chaque instant, comme le centre de l'hypersphère circonscrite au trajet des déformations viscoplastiques au cours du cycle correspondant. La déformation plastique cyclique est obtenue en centrant le trajet des déformations viscoplastiques autour de cette déformation plastique moyenne. Sa

norme donne l'amplitude plastique cyclique. Par ailleurs, pour chaque cycle, nous pouvons identifier quelle partie du cycle contribue le plus à la formation de rochet. Dans le cas de sollicitations isothermes, la méthode de calcul proposée pour l'amplitude plastique cyclique permet de mieux prendre en compte les chargements déphasés.

La procédure peut également être utilisée pour visualiser la tendance de la réponse de la structure. Elle permet d'une part de déterminer les différentes conditions de chargement conduisant à un état stabilisé (adaptation ou accommodation) ; d'autre part de réaliser une cartographie sur la structure des différentes régions dominées par un type de comportement asymptotique. Enfin, cette tendance peut servir à extrapoler le comportement de la structure au cours des cycles suivants, notamment lors de l'utilisation de méthodes de calcul telles que le saut de cycles.

L'exemple du choc thermique collecteur montre l'intérêt de cette méthode pour estimer la tenue d'une pièce soumise à un chargement cyclique : elle met en évidence les zones présentant du rochet et/ou une énergie dissipée par cycle élevée. Elle permet également d'évaluer la part de rochet au sein des déformations viscoplastiques et d'étudier son évolution au cours des cycles, ce qui facilitera le choix de la méthode de calcul ou de post-traitement adéquate (saut de cycle, critère de fatigue etc.).

2.3 Endommagement en fatigue thermomécanique

Le dimensionnement de structures soumises à des chargements thermomécaniques est un enjeu majeur notamment dans l'industrie automobile [22, 86], aéronautique [81] ou nucléaire [4]. Différents mécanismes d'endommagement peuvent être observés au cours d'essais de durée de vie à faible nombre de cycles : fatigue, fluage ou oxydation. De nombreux paramètres ont une influence sur ces mécanismes, comme la température, la contrainte moyenne, l'environnement ou les temps de maintien. Dans le domaine de la fatigue oligocyclique ($N_f < 10^5$), la ruine d'une structure est définie par l'apparition d'une fissure macroscopique, dont la taille critique est à définir selon l'application. La répétition du chargement thermomécanique conduit dans un premier temps à l'amorçage de micro-fissures à l'échelle du grain qui vont ensuite se propager jusqu'à atteindre une taille macroscopique. Ainsi, la durée de vie des éprouvettes ou des structures est intimement liée à la propagation des micro-fissures. Dans le cas du collecteur d'échappement en tôle, la taille critique de fissure est de l'ordre du millimètre, soit la demi-épaisseur de la tôle.

De nombreuses études ont été conduites pour estimer la durée de vie des structures à partir des paramètres de chargement et des propriétés mécaniques du matériau. Nous pouvons distinguer trois types d'approches :

- Post-traitement à l'aide d'un **critère de fatigue** : Ce critère est défini à partir de données macroscopiques mesurées sur le cycle stabilisé. Une loi empirique (généralement de type puissance) permet de corréler le critère à la durée de vie du matériau. Cette approche est très répandue dans le domaine industriel car elle permet une évaluation rapide de la durée de vie. Cependant, elle suppose que le comportement mécanique du matériau est indépendant de l'endommagement subi au cours des cycles.
- Utilisation d'une **variable d'endommagement** pour décrire le comportement du matériau : Cette variable continue définit l'endommagement du matériau et affecte ses propriétés mécaniques au cours des cycles. Elle est nulle lorsque le matériau est vierge de tout chargement et

elle est égale à 1 lors de la ruine du matériau. Cette approche est plus difficile à mettre en oeuvre dans un contexte industriel en raison des temps de calcul prohibitifs. Elle permet néanmoins de prendre en compte simplement différents types d'endommagement.

– **Loi de propagation de fissure** : Cette loi, plus proche de la physique, exprime la vitesse de propagation de fissures à partir de quantités mesurées en pointe de fissure. Elle est généralement identifiée à partir d'essais de durée de vie sur éprouvettes entaillées. Sur une éprouvette lisse, cette loi peut être intégrée entre une taille de fissure microscopique, à définir en fonction de la microstructure du matériau et une taille de fissure macroscopique critique afin d'estimer le nombre de cycles à rupture.

Ces trois approches sont détaillées dans cette section, en insistant sur le critère de fatigue, dont l'utilisation est privilégiée dans l'industrie automobile.

2.3.1 Critères de fatigue

L'utilisation d'un critère de fatigue suppose que le comportement du matériau est découplé de l'endommagement. Pour estimer la durée de vie d'une structure, plusieurs cycles de chargement sont simulés jusqu'à l'obtention d'un cycle stabilisé. Le critère de fatigue est ensuite évalué sur ce cycle stabilisé afin d'obtenir le nombre de cycles à rupture de la structure. Expérimentalement, le cycle stabilisé est traditionnellement défini à la moitié de la durée de vie, $\frac{N_f}{2}$.

Les premiers travaux sur l'estimation de la durée de vie dans le domaine oligocyclique ont été effectués par Coffin et Manson [24]. Dans ce domaine de durée de vie, les déformations plastiques deviennent prépondérantes et caractérisent l'endommagement subi par le matériau. La loi de Manson-Coffin relie la durée de vie N_f à l'amplitude de déformation plastique, $\Delta\varepsilon_p$:

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f N_f^c \tag{2.11}$$

où la ductilité en fatigue ε'_f et l'exposant c dépendent du matériau et de la température.

Dans le domaine où les déformations plastiques sont faibles (longues durées de vie), cette loi peut être complétée par une loi de type Basquin :

$$\Delta\sigma = E\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \sigma'_f N_f^b \tag{2.12}$$

où $\Delta\sigma$ est l'amplitude de contrainte, $\Delta\varepsilon_e$ l'amplitude de déformation élastique, E le module de Young du matériau, et σ'_f et b des constantes dépendant du matériau et de la température.

En utilisant les deux équations précédentes, il est possible d'obtenir une relation entre l'amplitude de déformation totale $\Delta\varepsilon_t$ et la durée de vie N_f :

$$\frac{\Delta\varepsilon_t}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f N_f^c + \frac{\sigma'_f}{E} N_f^b \tag{2.13}$$

D'après un très grand nombre d'essais réalisés sur de nombreux matériaux à basse température, l'équation précédente peut se mettre sous la forme empirique suivante, dite des "pentes universelles" [91, 64] :

$$\Delta\varepsilon_t = D_t^{0.6} N_f^{-0.6} + \frac{3.5\sigma_u}{E} N_f^{-0.12} \tag{2.14}$$

où σ_u est la résistance à la traction et D_t la ductilité en traction définie par :

$$D_t = ln\left(\frac{100}{100-\Sigma}\right) \tag{2.15}$$

avec Σ la striction en %.

2.3.1.1 Influence de la fréquence

Cependant, de nombreux auteurs dont Solomon et Coffin [93] ont montré l'influence de la fréquence sur la durée de vie des éprouvettes et sur les mécanismes de propagation de fissures pour des températures élevées (voir Figure 2.14).

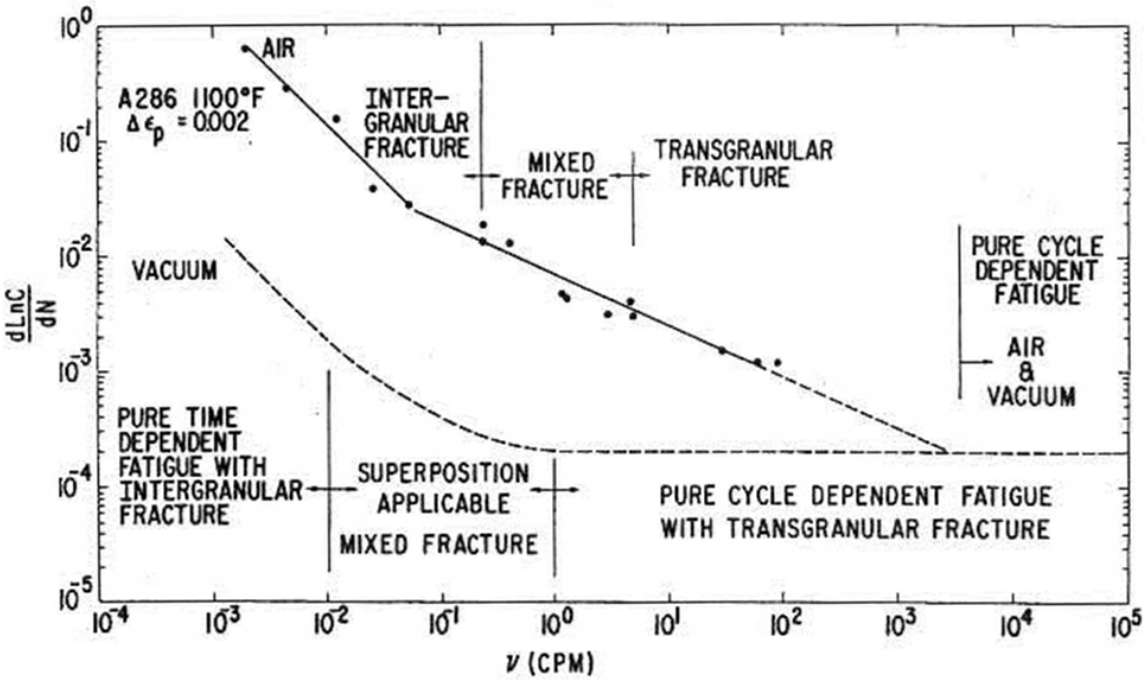


FIGURE 2.14 – Effet de la fréquence ν sur la vitesse de propagation de fissure $\frac{dC}{dN}$ [93]

Sous vide, Solomon et Coffin ont observé la transition entre un comportement à basses fréquences où la fissuration dépend essentiellement du temps et à hautes fréquences où elle dépend essentiellement du nombre de cycles. La propagation de fissure est intergranulaire à basses fréquences et transgranulaire à hautes fréquences. Sous air, cette transition est également observée mais les effets d'environnement se superposent et augmentent la dépendance à la fréquence. Pour prendre en compte cet effet, Coffin [25] propose de modifier la loi de Manson-Coffin afin de relier l'amplitude de déformation plastique $\Delta\varepsilon_p$ à la durée de vie modifiée en fréquence $N_f\nu^{k-1}$:

$$\Delta\varepsilon_p = C_2\left(N_f\nu^{k-1}\right)^{-\beta} \tag{2.16}$$

où ν est la fréquence, et C_2, k et β, des constantes dépendant du matériau et de la température.

Cette équation appliquée à un acier 316 L montre qu'elle permet de réunir les résultats à faibles durées de vie, quelle que soit la température de l'essai. Pour les plus longues durées de vie, la pente

de la loi dépend considérablement de la température. De plus, nous pouvons remarquer que l'équation (2.16) fait intervenir la fréquence, qui n'est pas un paramètre intrinsèque du chargement, contrairement à l'amplitude ou la vitesse de déformation. Cette équation n'a donc pas de caractère général.

Halford *et al.* [41] proposent de caractériser l'effet du temps en distinguant deux types d'endommagement : l'endommagement de fluage, dépendant du temps et l'endommagement en fatigue plastique indépendant du temps. L'hypothèse principale consiste à utiliser quatre cycles élémentaires pour décrire un cycle plus complexe caractérisé par son endommagement D et son amplitude de déformation inélastique $\Delta\varepsilon_{in}$. Les quatre cycles élémentaires sont les suivants :

- Traction plastique suivie d'une compression plastique : $\Delta\varepsilon_{pp}$, D_{pp}
- Fluage en traction suivi d'une compression plastique : $\Delta\varepsilon_{cp}$, D_{cp}
- Traction plastique suivie d'un fluage en compression : $\Delta\varepsilon_{pc}$, D_{pc}
- Fluage en traction suivi d'un fluage en compression : $\Delta\varepsilon_{cc}$, D_{cc}

Pour chaque type d'endommagement, on suppose :

$$\frac{\delta D_{ij}}{\delta N} = \left(\frac{\Delta\varepsilon_{in}}{C_{ij}}\right)^{\gamma_{ij}} \frac{\Delta\varepsilon_{ij}}{\Delta\varepsilon_{in}}$$

où les constantes C_{ij} sont identifiées à partir d'essais de durée de vie réalisés avec les chargements élémentaires. Enfin, on suppose que ces différents types d'endommagement peuvent s'ajouter :

$$\frac{\delta D}{\delta N} = \left(\frac{\Delta\varepsilon_{in}}{C_{pp}}\right)^{\gamma_{pp}} \frac{\Delta\varepsilon_{pp}}{\Delta\varepsilon_{in}} + \left(\frac{\Delta\varepsilon_{in}}{C_{cp}}\right)^{\gamma_{cp}} \frac{\Delta\varepsilon_{cp}}{\Delta\varepsilon_{in}} + \left(\frac{\Delta\varepsilon_{in}}{C_{pc}}\right)^{\gamma_{pc}} \frac{\Delta\varepsilon_{pc}}{\Delta\varepsilon_{in}} + \left(\frac{\Delta\varepsilon_{in}}{C_{cc}}\right)^{\gamma_{cc}} \frac{\Delta\varepsilon_{cc}}{\Delta\varepsilon_{in}}$$

Pour chaque cas de base, on peut intégrer la loi d'endommagement en considérant le chargement périodique à amplitude de déformation constante : $\Delta\varepsilon_{ij} = \Delta\varepsilon_{in} = \text{Cte}$:

$$N_{ij} = \left(\frac{\Delta\varepsilon_{in}}{C_{ij}}\right)^{-\gamma_{ij}}$$

Les $N_{ij}(\Delta\varepsilon_{in})$ obtenus permettent d'obtenir une relation simple entre le nombre de cycles à rupture d'une éprouvette soumise à un chargement complexe et les amplitudes de déformation élémentaire déterminées par intégration de la loi d'endommagement :

$$\frac{1}{N_f} = \frac{1}{N_{pp}(\Delta\varepsilon_{in})}.\frac{\Delta\varepsilon_{pp}}{\Delta\varepsilon_{in}} + \frac{1}{N_{cp}(\Delta\varepsilon_{in})}.\frac{\Delta\varepsilon_{cp}}{\Delta\varepsilon_{in}} + \frac{1}{N_{pc}(\Delta\varepsilon_{in})}.\frac{\Delta\varepsilon_{pc}}{\Delta\varepsilon_{in}} + \frac{1}{N_{pp}(\Delta\varepsilon_{cc})}.\frac{\Delta\varepsilon_{cc}}{\Delta\varepsilon_{in}} \tag{2.17}$$

Halford *et al.* [41] montrent que la température a peu d'effet sur la méthode puisque des essais réalisés sur des aciers 316-L et $2\frac{1}{2}$Cr-1Mo, entre $510°C$ et $815°C$ sont compris dans une bande de dispersion correspondant à un facteur 2 sur la durée de vie. Plus récemment, des essais isothermes et bi-thermiques réalisés sur un acier ferritique SS409 présentent des durées de vie correctement estimées à l'aide de cette méthode [59]. Cependant, elle peut être difficile à mettre en oeuvre dans le cas de chargements anisothermes ou d'effets de rochet et sa généralisation aux sollicitations tridimensionnelles n'est pas évidente.

2.3.1.2 Influence de la contrainte

Les critères précédemment décrits sont généralement utilisés pour des essais uniaxiaux isothermes, pilotés en déformation et à contrainte moyenne nulle. Cependant, dans de nombreuses applications industrielles, le chargement est dissymétrique, éventuellement multi-axial, et peut conduire à la présence

d'un rochet qui réduit considérablement la durée de vie de la structure [85, 104, 54, 58]. L'endommagement ne peut plus être caractérisé par une information en déformation uniquement. Pour prendre en compte ces effets, différents critères ont été mis au point en associant une amplitude de déformation et un niveau de contrainte. Nous pouvons citer certains d'entre eux :

– Le critère STW, mis au point par Smith *et al.* [90] est de la forme :

$$f = \sqrt{\sigma_{max} \Delta\varepsilon_t E}$$

où σ_{max} est la contrainte maximale au cours du cycle, $\Delta\varepsilon$ l'amplitude de déformation et E le module de Young du matériau. Il permet de regrouper des résultats obtenus lors d'essais isothermes, réalisés avec différents niveaux de contrainte moyenne sur des matériaux variés (aciers, alliages d'aluminium ou de titane). Jaske [46] modifie ce critère pour obtenir une forme moins dépendante de la température :

$$f = \sigma_{max} \frac{\Delta\varepsilon_t}{2}$$

Appliqué à des essais isothermes et anisothermes sur un acier AISI 1010, ce critère permet une bonne corrélation des résultats, excepté pour les essais anisothermes à température maximale élevée. Ainsi, cette fonction ne parvient pas à rendre compte des différents mécanismes d'endommagement mis en jeu à basse et haute températures.

– Le critère d'Ostergren [74] permet d'introduire la notion de contrainte-seuil à partir de laquelle une fissure se propage. Il suppose que la majeure partie de la durée de vie en fatigue oligocyclique est liée à la propagation de fissures jusqu'à une taille critique, et que la fissure ne se propage qu'à partir d'une contrainte seuil σ_0 :

$$f = (\sigma_{max} - \sigma_0)\Delta\varepsilon_p$$

– Des critères plus spécifiques aux sollicitations multi-axiales. En effet, les critères de fatigue précédemment décrits sont souvent mis en défaut lors de chargements multi-axiaux non proportionnels. Les théories basées sur le plan critique [92, 33, 29] supposent l'existence de plans critiques sur lesquels des fissures s'amorcent et se propagent. Par exemple, Fatemi et Socie [33] considèrent une propagation en mode II des fissures, pilotée par l'amplitude du cisaillement sur le plan critique. La contrainte d'ouverture peut favoriser la fissuration, en diminuant le frottement des flancs de fissure. Le critère est ainsi défini sur le plan de cisaillement maximal de la manière suivante :

$$f = \gamma_{max} \left(1 + k \frac{\sigma_n^{max}}{\sigma_y} \right)$$

où γ_{max} est la déformation de cisaillement maximale, σ_n^{max} la contrainte normale au plan critique maximale et σ_y la limite d'élasticité du matériau. k est un paramètre ajustable pour corréler au mieux les résultats expérimentaux.

Ces critères permettent ainsi de mieux quantifier l'endommagement isotherme. En revanche, leur application aux cas anisothermes reste limitée aux faibles variations de température, dans des domaines où les propriétés mécaniques et les mécanismes d'endommagement ne sont que faiblement modifiés. De plus, dans un régime anisotherme, l'amplitude de déformation manque de sens physique car un même niveau de déformation entraîne un endommagement différent s'il est appliqué à la température ambiante ou à une température élevée. Ainsi, de nombreux auteurs introduisent des critères basés sur

des énergies, définis quelle que soit l'évolution de la température. Ils sont présentés dans la section suivante.

2.3.1.3 Critères énergétiques

Les premières études effectuées par Feltner et Morrow [35] ou Halford [40] sur les critères énergétiques remontent aux années 60. Ils rappellent que la rupture d'une structure nécessite une conversion d'énergie. Il paraît donc cohérent de s'intéresser à des quantités énergétiques pour caractériser l'endommagement d'un matériau. Ainsi, les nombreuses études réalisées dans ce domaine supposent, qu'à chaque cycle, le matériau dissipe une certaine quantité d'énergie qui l'endommage. Le cumul de cette énergie jusqu'à une énergie critique conduit alors à la ruine de la structure.

Skelton [87] utilise l'énergie inélastique dissipée par cycle ΔW_p^d comme mesure de l'endommagement sur deux aciers et un alliage présentant des comportements adoucissants ou durcissants. ΔW_p^d est définie comme l'intégrale de la boucle d'hystérésis au cours du cycle :

$$\Delta W_p^d = \int_{cycle} dw_p^d = \int_{cycle} \sigma : d\varepsilon^p \tag{2.18}$$

Cette quantité présente l'avantage d'être stable tout au long de l'essai malgré le comportement adoucissant ou durcissant des différents alliages. Du point de vue de la simulation, l'énergie plastique dissipée par cycle sera également moins sensible aux erreurs de modélisation du comportement. Cependant, Skelton rappelle que cette énergie n'est qu'un indicateur de l'endommagement sous-jacent puisque la majeure partie de cette énergie est dissipée en chaleur. Charkaluk [23, 22] détermine une relation de type puissance entre l'énergie dissipée et le nombre de cycles à rupture pour la fonte Simo. Ce critère donne une estimation correcte de la durée de vie aussi bien pour des essais isothermes sur une large gamme de températures ($200°C$ à $700°C$) que pour des essais de fatigue thermique réalisés sur des éprouvettes de laboratoire. De plus, son applicabilité dans un cadre industriel est mise en avant par Constantinescu *et al.* [28] qui localisent la zone préférentielle d'amorçage et donnent une estimation correcte de la durée de vie d'un collecteur d'échappement. Dans le cadre des chargements multi-axiaux, Garud [37] montre qu'en utilisant une loi d'écrouissage de type Mroz, l'énergie plastique dissipée permet de corréler les résultats d'essais de traction pure, torsion pure et traction-torsion alternée (en phase et déphasée).

Amiable [4] propose d'inclure la pression hydrostatique dans le critère afin de prendre en compte l'effet de la contrainte moyenne :

$$f = \Delta W_p^d + \alpha \; p_{max}$$

où

$$p_{max} = \max_{cycle} \left(\frac{1}{3} tr \; \sigma \right)$$

est la pression hydrostatique maximale au cours du cycle et α une constante ajustable pour corréler au mieux les résultats expérimentaux. Appliqué à un acier 304L, il permet de prédire correctement la durée de vie d'essais de fatigue uniaxiaux isothermes ainsi que multi-axiaux anisothermes. Cependant, ce critère fait appel à des variables de nature différente : l'énergie inélastique et la pression hydrostatique.

Certains auteurs définissent une énergie élastique d'ouverture ΔW_e^{op}, correspondant à une propagation de fissure en mode I :

$$\Delta W_e^{op} = \frac{1}{3} \int_{cycle} \langle tr \; \sigma \rangle \, \langle tr \; d\varepsilon^e \rangle \tag{2.19}$$

Le symbole $< >$ désigne la partie positive, définie par $< u >= 0$ si $u < 0$ et $< u >= u$ si $u \geq 0$. L'énergie élastique d'ouverture ainsi définie permet de prendre en compte l'influence de la contrainte moyenne sur la durée de vie du matériau. De plus, dans le cas d'un chargement uniaxial isotherme l'énergie d'ouverture peut s'exprimer en fonction du maximum de la pression hydrostatique de la manière suivante :

$$\Delta W_e^{op} = \frac{1}{2}\frac{1}{3}\sigma_{max}\frac{(1-2\nu)\,\sigma_{max}}{E} = \frac{3}{2}p_{max}^2\frac{1-2\nu}{E}$$

Ellyin *et al.* [30] utilisent la somme de l'énergie dissipée plastique et de l'énergie élastique d'ouverture, $\Delta W^T = \Delta W_e^{op} + \Delta W_p^d$, pour estimer la durée de vie d'essais multi-axiaux réalisés sur un acier ASTM A-516 Gr. 70. Ils déterminent une relation entre ΔW^T et le nombre de cycle à rupture de la forme suivante :

$$\Delta W^T = \kappa N_f^a + C$$

où κ est fonction de la triaxialité des contraintes et C est une constante du matériau associée à une énergie élastique non endommageante correspondant à la limite d'endurance du matériau. Cette relation permet de prédire correctement la durée de vie de l'acier ASTM A-516 Gr.70 sous différents types de chargements : uniaxiaux, multi-axiaux en phase, et multi-axiaux déphasés. Jahed *et al.* [45] utilisent également l'énergie dissipée totale ΔW^T comme critère de fatigue, en traitant séparément les énergies dissipées en traction et en torsion. Le critère permet de corréler de nombreux résultats d'essais multi-axiaux réalisés sur divers matériaux, y compris dans le cas de chargements non proportionnels.

2.3.2 Variable d'endommagement

L'endommagement caractérise la détérioration progressive de la matière qui précède l'apparition d'une fissure macroscopique ; il induit à la fois une perte de résistance à la déformation et une diminution sévère de la durée de vie résiduelle [14]. Cet endommagement représente des discontinuités surfaciques pour les micro-fissures, ou volumiques pour les cavités, qui se créent de manière irréversible au cours du chargement [55]. La première variable continue d'endommagement est introduite par Kachanov en 1958, dans le cadre restreint de la rupture par fluage des métaux sous sollicitation uniaxiale. Il utilise le concept de contrainte effective pour décrire l'effet de l'endommagement, D, sur le comportement en déformation. Selon cette théorie, un volume de matériau endommagé soumis à une contrainte $\boldsymbol{\sigma}$ présente un comportement identique en déformation que ce même volume, non endommagé, soumis à la contrainte effective $\tilde{\boldsymbol{\sigma}}$:

$$\tilde{\boldsymbol{\sigma}} = \frac{\boldsymbol{\sigma}}{1-D} \tag{2.20}$$

La variable d'endommagement D est nulle pour un matériau non endommagé et est égale à 1 lors de l'apparition d'une fissure macroscopique.

2.3.2.1 Endommagement de fatigue et de fluage

Différentes lois d'évolution de la variable d'endommagement D sont proposées pour prendre en compte les multiples mécanismes mis en jeu : fatigue, fluage, oxydation. Chaque loi est pilotée par la variable caractéristique du mécanisme étudié, comme le temps et la contrainte pour le fluage. Elles peuvent également faire intervenir des paramètres de couplage représentant l'interaction entre les différents types d'endommagement.

L'endommagement de fluage D_c est caractérisé par l'apparition de défauts intercristallins et évolue en fonction du temps passé sous contrainte. La loi d'évolution de ce dommage est donc pilotée par le temps t et le niveau de contrainte appliqué. La forme généralement utilisée est issue des travaux de Kachanov et a été modifiée par Lemaitre et Chaboche pour prendre en compte l'influence du chargement sur l'exposant k. Dans le cas uni-dimendionnel, elle s'écrit de la manière suivante :

$$dD_c = \left(\frac{|\sigma|}{A}\right)^r (1 - D_c)^{-k(\sigma)}\, dt$$

où A et r sont des coefficients caractéristiques de l'endommagement de fluage pour chaque matériau. La constante $k(\sigma)$ permet d'obtenir une évolution du dommage différente selon le niveau de contrainte appliqué. L'intégration de cette loi d'endommagement pour un niveau de charge constant donne le temps à rupture t_c lors d'un essai de fluage en traction :

$$t_c = \frac{1}{k(\sigma) + 1}\left(\frac{|\sigma|}{A}\right)^{-r}$$

L'endommagement en fatigue D_F est caractérisé par des défauts qui s'amorcent généralement en surface et qui progressent de façon transcristalline. Dans des conditions de fatigue pure, l'évolution de cet endommagement dépend uniquement du nombre de cycles et du paramètre de chargement choisi (amplitude de contrainte ou de déformation). Pour des essais à haute température, la fréquence doit être suffisamment élevée pour que l'évolution du dommage soit indépendante de la vitesse de déformation.

Si l'on considère que l'amplitude des déformations viscoplastiques gouverne l'endommagement, une loi puissance peut être utilisée pour décrire son évolution :

$$dD_F = \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{C_1}\right)^{\gamma_1}$$

D_F est égal à 0 pour un matériau vierge de tout endommagement (soit $N = 0$) et est égal à 1 lors de l'apparition d'une fissure macroscopique (soit $N = N_f$). L'intégration de cette loi dans le cas d'un chargement périodique où le cycle est stabilisé donne la loi de Manson-Coffin :

$$N_f = \left(\frac{\Delta\varepsilon_p}{C_1}\right)^{-\gamma 1}$$

Ce modèle d'endommagement est souvent utilisé pour des essais pilotés en déformation.

Lemaitre et Chaboche [55] proposent une loi d'évolution de l'endommagement basée sur la contrainte. A l'aide du concept de contrainte effective, ce modèle rend compte de l'évolution de la déformation au cours des cycles pour des essais pilotés en charge :

$$dD_F = D_F^{\alpha(\sigma_{max},\bar{\sigma})}\left[\frac{\sigma_{max} - \bar{\sigma}}{M(\bar{\sigma})}\right]^{\beta} dN$$

avec $M(\bar{\sigma}) = M_0(1 - b\bar{\sigma})$, M_0, b et β sont des coefficients dépendant du matériau. La dépendance du paramètre α vis à vis du chargement permet un cumul non linéaire de l'endommagement et ainsi de décrire correctement l'endommagement produit par des programmes de chargement par blocs. De nombreuses formes sont données au paramètre α selon l'approche adoptée : séparation entre amorçage

et propagation de fissures, localisation du coude des courbes S-N, utilisation de la limite d'endurance. Chaboche et Lesne [16] exposent certaines d'entre elles et choisissent la forme suivante :

$$\alpha = 1 - a \left\langle \frac{\sigma_{max} - \sigma_l(\bar{\sigma})}{\sigma_u - \sigma_{max}} \right\rangle$$

avec $\sigma_l(\bar{\sigma}) = \bar{\sigma} + \sigma_{l0}(1 - b\bar{\sigma})$, où σ_{l0} est la limite d'endurance sous chargement symétrique, σ_u la contrainte à rupture en traction simple et $< >$, la partie positive. $\sigma_l(\bar{\sigma})$ est la limite d'endurance avec une contrainte moyenne non nulle.

2.3.2.2 Cumul du dommage

La règle de cumul linéaire développée par Robinson puis Taira considère qu'il n'y a aucune interaction entre les processus d'endommagement. Elle consiste à additionner les dommages de fluage et de fatigue pure, définis par des relations linéaires. On obtient donc :

$$dD = dD_c + dD_F$$

avec

$$dD_c = f_c(\sigma, D_c, T)\, dt \text{ et } dD_F = f_F(\phi, D_F, T)\, dN$$

La variable ϕ est égale à $\Delta\varepsilon_p$ dans le cas d'un dommage défini en déformation plastique ou au couple $(\sigma_{max}, \bar{\sigma})$ dans le cas d'une définition en contrainte.

De manière générale, les mécanismes de fatigue et de fluage se produisent simultanément et interagissent entre eux, notamment lors d'essais de durée de vie à haute température ou lors d'essais avec temps de maintien. En effet, les cavités créées aux joints de grains par fluage accélèrent l'amorçage et la propagation de micro-fissures par fatigue et en parallèle, les micro-fissures transgranulaires créées par fatigue entraînent des concentrations de contraintes qui favorisent la croissance de cavités. L'utilisation de lois d'évolution basées sur la contrainte effective en fluage et en fatigue permet de faire interagir ces endommagements de manière additive :

$$dD_c = f_c(\sigma, D_c + D_F, T)\, dt \text{ et } dD_F = f_F(\sigma_{max}, \bar{\sigma}, D_c + D_F, T)\, dN$$

La loi d'évolution de l'endommagement en fatigue-fluage $D = D_c + D_F$ devient alors :

$$dD = f_c(\sigma, D, T)\, dt + f_F(\sigma_{max}, \bar{\sigma}, D, T)\, dN$$

où f_c et f_F sont les lois d'évolution mises au point pour des conditions de fluage et de fatigue pure respectivement. Chaboche montre que cette règle de cumul donne de meilleurs résultats que le cumul linéaire de l'endommagement sur des essais de durée de vie sur IN 100, notamment lorsque l'endommagement de fluage et de fatigue agissent simultanément (essais cycliques à basse fréquence, fluage cyclique ou essais de durée de vie pilotés en déformation avec temps de maintien).

2.3.2.3 Effets d'environnement

Enfin, dans certains cas, les effets d'environnement ne sont pas négligeables et doivent être considérés dans le modèle d'endommagement. Chaboche et Gallerneau [19] proposent de prendre en compte l'endommagement dû à l'oxydation, D_{ox}, au cours de la phase d'amorçage en surface de micro-fissures

(de taille inférieure à 100 μm). D_{ox} fait intervenir les conditions de chargement à l'aide d'une contrainte différée χ^{ox}. Il obéit à une loi d'Arrhenius où Q est l'énergie d'activation pour l'oxydation et R la constante de Boltzman :

$$dD_{ox} = \frac{1}{2} D_{ox}^{-1} k_0 \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) \left[1 + \frac{\langle \chi^{ox} - \sigma_{l_{ox}} \rangle}{B}\right]^{2m} dt$$

où $\sigma_{l_{ox}}$ est la contrainte à partir de laquelle la cinétique d'oxydation est accélérée ($\sigma_{l_{ox}}$ dépend de la pression hydrostatique) ; B, k_0 et m sont des constantes du matériau. Cet endommagement dû à l'oxydation favorise l'amorçage des micro-fissures. Il n'intervient pas dans la seconde phase de propagation de fissure ni dans le cas d'endommagement par fluage.

D'autre part, Rezai-Aria et Rémy [84] ainsi que Köster [53] proposent de modéliser la fragilisation due à l'oxydation par l'intermédiaire d'une diminution de la contrainte à rupture dans la zone oxydée en pointe de fissure. Ce modèle est appliqué à différents superalliages. Dans une zone non oxydée, à une distance λ de la pointe de fissure, l'endommagement dû à une fissuration monotone suit la loi d'évolution suivante :

$$dD_{ox} = \left(\frac{\Delta\sigma_{eq}}{2S_0}\right)^M \left(\frac{S_0}{(1-R)\,(\sigma_{eq} - \sigma_{yy})}\right)^\alpha$$

avec

$$R = 1 - \frac{\Delta\sigma_{yy}}{\sigma_{yy}}$$

pour $\Delta\sigma_{yy} \leq \sigma_{yy}$ et

$$R = 0$$

pour $\Delta\sigma_{yy} > \sigma_{yy}$, S_0, M, σ_c et α sont des constantes du matériau, σ_{yy} est la valeur maximale en tension de la contrainte normale à une distance λ de la pointe de fissure. L'oxydation est introduite à l'aide de la contrainte à rupture du matériau fragilisé σ_c de la manière suivante :

$$dD_{ox} = \left(\frac{\Delta\sigma_{eq}}{2S_0}\right)^M \left(\frac{S_0}{(1-R)\,(\sigma_c^* - \sigma_{yy})}\right)^\alpha$$

où $\sigma_c^* = \min(\sigma_f, \sigma_c(t,T))$. σ_f est la contrainte critique de fissuration du matériau initial et σ_c celle du matériau fragilisé, qui est définie de la manière suivante :

$$\sigma_c(t,T) = \sigma_{co}(T)\,[1 - u(T) + u(T)\exp(\,\frac{m\lambda}{l_{ox}}\,)] \tag{2.21}$$

L'équation 2.21 fait intervenir la profondeur d'oxydation l_{ox} - interdendritique pour le MAR-M509 [84] ou intergranulaire pour le Superwaspaloy [53] - dont la cinétique évolue en $t^{\frac{1}{4}}$ d'après des mesures métallographiques :

$$\frac{d(l_{ox}^4)}{dt} = \alpha_c^4(T)$$

L'application de ce modèle à des cas de chargements anisothermes est complexe mais réalisable. Rezai-Aria et Rémy montrent que ce modèle permet une prédiction correcte de la durée de vie d'essais de fatigue isotherme et de fatigue thermique sur le superalliage MAR-M509.

2.3.3 Propagation de fissure

La durée de vie de structures dans le régime oligocyclique correspond essentiellement à la propagation de micro-fissures au sein du matériau jusqu'à l'obtention d'une fissure macroscopique de taille critique, dégradant significativement le fonctionnement de la pièce. De nombreuses études ont été menées grâce aux observations de stries de fatigue sur les faciès de rupture, en supposant que chaque strie sur le faciès correspond à la distance franchie par la fissure au cours d'un cycle. L'utilisation d'une loi de propagation qui décrit l'évolution de la vitesse de propagation en fonction de la profondeur de fissure permet de mieux prendre en compte les phénomènes physiques mis en jeu en pointe de fissure. L'intégration de cette loi de propagation entre une taille de défaut initial et la taille de fissure critique permet d'évaluer le nombre de cycles à rupture de la structure. Cependant, ce type de calcul induit généralement une forte dépendance de la durée de vie estimée par rapport aux bornes d'intégration, en particulier par rapport à la taille de défaut initial considérée.

Une revue des différentes lois de propagation utilisées dans le cadre de la fatigue à faible nombre de cycles est réalisée par Rémy *et al.* dans [81].

La loi de propagation, classiquement utilisée pour la fatigue à grand nombre de cycle, est la loi de Paris, basée sur une caractérisation de l'endommagement à partir des contraintes :

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \tag{2.22}$$

où ΔK est l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes, C et m des constantes du matériau.

Pour les essais de fatigue oligocyclique, la variable de chargement considérée est généralement la déformation. Le modèle de Tomkins [99] suppose que la vitesse de propagation est proportionnelle à la longueur de fissure :

$$\frac{da}{dN} = Ba \tag{2.23}$$

avec

$$B = \Delta\varepsilon_p . \left[\frac{1}{\cos\left(\frac{\pi}{2}\frac{\sigma_{max}}{2\sigma_u}\right)} - 1 \right]$$

où a est la profondeur de fissure, σ_{max} la contrainte maximale en traction et σ_u la contrainte à rupture en traction. Des études réalisées sur l'acier 316L [102] ainsi que sur des alliages Co-Ni [20] montrent une bonne corrélation entre le modèle de Tomkins et la mesure des espacement de stries.

2.3.3.1 Influence de la fréquence

Pour les essais réalisés à une température élevée, à basse fréquence ou avec des temps de maintien, l'endommagement ne dépend pas uniquement du cyclage mais également du temps pendant lequel le matériau est soumis à des contraintes positives. Pour prendre en compte les mécanismes de fluage, Taira propose d'utiliser les intégrales de contour en pointe de fissure et notamment l'intégrale de fluage $\dot{J}$ [97]. Cette intégrale est la dérivée de l'intégrale de Rice (ou intégrale J) par rapport au temps. Pour une fissure se propageant dans la direction 1, l'intégrale de Rice est définie sur un contour ouvert Γ, de normale $\boldsymbol{n}$ par :

$$J = \int_\Gamma \left(w_e n_1 - \sigma_{ij} n_j \frac{\partial u_i}{\partial x_1} \right) ds$$

où w_e est l'énergie de déformation élastique et u_i le déplacement dans la direction i. Cette intégrale est indépendante du contour. A partir d'une base expérimentale sur l'acier 316L, Taira montre qu'une loi puissance décrit de manière satisfaisante la corrélation entre l'intégrale de fluage $\dot{J}$ et la vitesse de propagation pour des essais dépendant du temps effectués à différentes températures. Pour les essais dépendant du cyclage, la vitesse de propagation est corrélée à l'intégrale de J cyclique $J_{cyclique} = \int_{cycle} \frac{dJ}{dt} dt$ par une loi puissance également.

2.3.3.2 Influence de la contrainte

La loi de Paris peut être facilement modifiée pour prendre en compte le fait que la propagation de fissure est favorisée par l'application d'une contrainte moyenne positive.

$$\frac{da}{dN} = C\left(K_{max} f(R)\right)^m$$

avec $R = \frac{K_{min}}{K_{max}}$. Différentes expressions peuvent être choisies pour f, cependant cette loi ne rend pas compte de l'existence de deux asymptotes qui représentent la rupture par instabilité lorsque le chargement est trop élevé et l'existence d'un seuil de contrainte en dessous duquel la croissance des fissures est quasi-nulle. De nombreux modèles avec seuils ont été mis au point pour représenter ces phénomènes.

Maurel *et al.* [65] préfèrent utiliser différentes quantités énergétiques pour décrire la propagation de fissure. Ils supposent que l'énergie dissipée plastique définie par l'équation (2.18) rend compte de l'endommagement plastique au niveau de la pointe de fissure. L'énergie d'ouverture élastique définie par l'équation (2.19) permet de considérer les effets de contrainte moyenne et les phénomènes d'ouverture de fissure. L'évolution de la vitesse de propagation est alors décrite par l'expression suivante :

$$\frac{1}{\lambda}\frac{da}{dN} = \left(\beta_e \frac{\Delta W_e^{op}}{\gamma_e} a\right)^{m_e} + \left(\beta_p \frac{\Delta W_p^{d}}{\gamma_p} a\right)^{m_p} \tag{2.24}$$

où γ_i et m_i sont respectivement des énergies de surface et des exposants choisis de manière à décrire une propagation de fissure non linéaire. Les constantes β_i rendent compte de la géométrie de la fissure et permettent d'obtenir des expressions identiques à celles obtenues par la mécanique de la rupture dans le cas des fissures longues. Ce modèle donne des résultats très satisfaisants pour des essais de propagation de fissure réalisés sur une éprouvette en acier ferritique F18TNb à 300°C. Après intégration, il permet également une bonne estimation de la durée de vie d'éprouvettes cylindriques sollicitées dans le régime oligocyclique à 300°C.

2.3.3.3 Effets d'environnement

Lorsque le modèle de propagation est basé sur la contrainte, les effets d'environnement peuvent être pris en compte par l'intermédiaire d'une diminution de la contrainte à rupture dans la zone oxydée en pointe de fissure, comme dans le cas des modèles d'endommagement.

Reuchet et Rémy [83] proposent un lien direct entre la vitesse de propagation de fissure et la cinétique d'oxydation. Ainsi, pour chaque cycle, l'incrément de fissure engendré par les mécanismes d'oxydation est égal à l'épaisseur d'oxyde créée au cours du cycle. Après avoir étudié la cinétique d'oxydation de la matrice et des carbures au sein d'un superalliage base Cobalt, Reuchet et Rémy

déterminent une loi de propagation dépendant du chargement et des constantes d'oxydation. L'intégration de cette loi de propagation donne une estimation satisfaisante de la durée de vie pour des essais réalisés sous différentes conditions d'environnement.

2.3.4 Conclusion

Le dimensionnement de structures soumises à des chargements thermomécaniques est un enjeu majeur, notamment dans l'industrie automobile [22, 86], aéronautique [81] ou nucléaire [4]. Selon les conditions de chargement et d'environnement, différents mécanismes peuvent conduire à la ruine des structures : fatigue, fluage ou oxydation. Pour prendre en compte ces phénomènes, plusieurs approches, décrites dans ce chapitre peuvent être employées. Le choix de la méthode appropriée est effectué après l'identification des mécanismes d'endommagement prépondérants, des domaines de sollicitations et des contraintes de temps imposées par le contexte industriel. Dans l'industrie automobile, l'utilisation d'un critère de fatigue est généralement privilégiée car elle permet une bonne estimation de la durée de vie de la structure en des temps de calculs raisonnables.

Chapitre 3

Caractérisation et durée de vie isotherme

3.1 Introduction

Ce chapitre est consacré à la caractérisation isotherme de la soudure. Le matériau de l'étude, l'acier inoxydable F18TNb, ainsi que le type de soudure choisi pour réaliser l'analyse expérimentale sont présentés. Différents essais sont ensuite réalisés sur des éprouvettes en tôle, en tôle soudée et en tôle soudée arasée :

- **Des essais de chargement-déchargement en traction uniaxiale** afin d'étudier l'allure des déformées et d'observer la localisation de la déformation dans des zones préférentielles.

- **Des essais de durée de vie isothermes** qui permettent de comparer la durée de vie et le mode de fissuration des différents types d'éprouvette.

Enfin, deux modélisations de la soudure sont comparées entre elles et sont confrontées aux résultats expérimentaux dans la dernière section.

3.2 Matériau

3.2.1 Tôle

Le matériau étudié est l'acier ferritique inoxydable F18TNb (correspondant aux nuances AISI 441 ou EN 1.4509). Cet acier est choisi pour fabriquer certains collecteurs d'échappement notamment en raison de ses propriétés mécaniques à température élevée et de son coût raisonnable (voir la section 1.1.3). L'acier F18TNb a été étudié par L. Bucher [12], sa composition chimique est détaillée dans le Tableau 1.2. Les prototypes de collecteur testés par PSA Peugeot Citroën sont formés de 2 coquilles soudées de 2 ou 3 mm d'épaisseur. Les éprouvettes sont usinées dans une tôle de 2 mm d'épaisseur, fournie par Aperam dans le cadre d'un accord avec PSA Peugeot Citroën.

3.2.2 Tôle soudée

Aperam fournit également la tôle soudée dans laquelle sont prélevées les éprouvettes. Plusieurs types de soudures peuvent être réalisés, notamment des soudures à clin ou bout à bout qui présentent des géométries différentes. Pour déterminer le type de soudure approprié à la problématique, il est nécessaire de tenir compte de sa représentativité par rapport aux soudures observées sur le collecteur d'échappement et des contraintes expérimentales.

Sur un collecteur d'échappement, il existe différents types de soudures présentés sur la Figure 3.1 :

- Type I : soudure à clin avec recouvrement réalisée entre les deux coquilles.
- Type II et type IV : soudures perpendiculaire entre les coquilles et la bride d'entrée.
- Type III : soudure perpendiculaire entre la coquille et la bride de sortie.

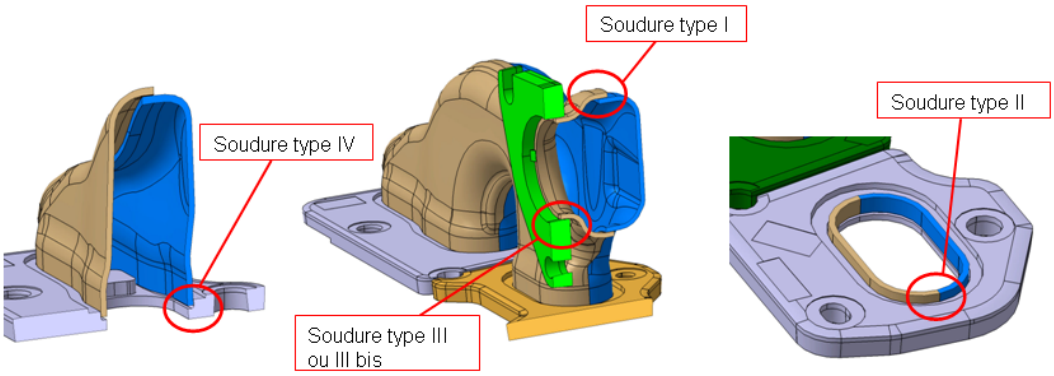
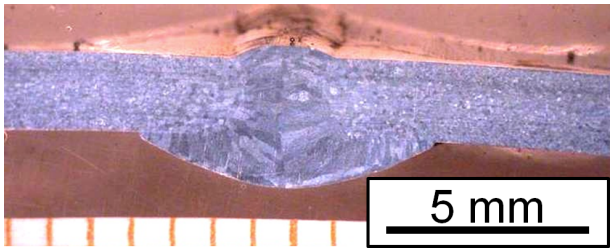


FIGURE 3.1 – Différents types de soudures observés sur collecteur d'échappement

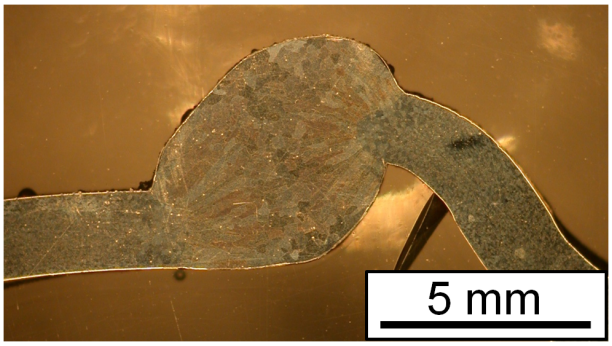
La soudure de type I, entre les deux coquilles, présente un plus grand risque de rupture en fatigue notamment au niveau des arches ou dans les zones de forte courbure du collecteur d'échappement. En regard de l'application industrielle, l'étude des soudures à clin est donc à privilégier. Cependant, sur le plan expérimental, la caractérisation des soudures en fatigue implique la réalisation d'essais cycliques alternant les phases de traction et de compression. La superposition des tôles dans le cas d'une soudure à clin crée une dissymétrie importante dans l'éprouvette, incompatible avec ce type d'essais. Pour limiter cette dissymétrie, nous avons choisi d'étudier des soudures de type bout à bout. Lors du soudage, l'apport de matière est effectué d'un seul côté, ce qui introduit une perte de symétrie plus faible que dans le cas d'une soudure à clin avec recouvrement des tôles.

La soudure est réalisée à l'aide d'un procédé de soudage à l'arc classique, sur deux tôles mises bout à bout. La direction de soudage est parallèle à la direction de laminage (RD) de la tôle. Le procédé de soudage, à une passe, entraîne la formation d'une soudure dissymétrique, avec un "petit" et un "gros" bourrelet de part et d'autre de la tôle. La microstructure, révélée par trempage dans une solution d'eau régale (85 $\%H_2O$, 10 $\%HNO_3$, et 5 $\%HCl$), est présentée sur la Figure 3.2a.

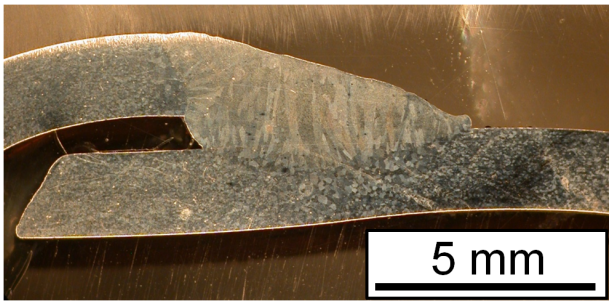
La microstructure de la soudure de l'éprouvette est proche de celle des soudures observées sur le collecteur, au niveau des arches sur la Figure 3.2b ou de la soudure longitudinale, sur la Figure 3.2c. Les grains au niveau de la soudure sont allongés dans le sens du gradient thermique créé au cours du procédé de soudage. Les grains de la Zone Affectée Thermiquement (ZAT) sont équiaxes comme ceux de la tôle, mais présentent une taille plus importante.



(a) Eprouvette



(b) Arche du collecteur



(c) Soudure longitudinale du collecteur

FIGURE 3.2 – Microstructure au niveau des soudures sur éprouvette et sur collecteur

Trois types d'éprouvettes sont utilisées pour les essais isothermes : des éprouvettes en tôle, en tôle soudée et en tôle soudée arasée. Sur les éprouvettes en tôle soudée, le cordon de soudure est situé au centre de l'éprouvette. Les éprouvettes en tôle soudée arasée sont obtenues à partir des éprouvettes en tôle soudée après fraisage du cordon de soudure puis polissage de la zone utile à la pâte diamantée jusqu'à 3 μm.

Une cartographie EBSD (Electron BackScattered Diffraction) est réalisée sur une éprouvette en tôle soudée arasée, sur la face correspondant au gros bourrelet de la soudure, elle est présentée sur la Figure 3.3.

Nous observons de nouveau le grossissement des grains dans la ZAT ainsi que leur allongement dans la zone fondue le long d'une direction privilégiée (ici la direction transverse). Le logiciel OIM Analysis 6.1 permet d'obtenir une estimation de la taille des grains par la méthode des segments interceptés. Dans la zone fondue et la ZAT, la taille moyenne des grains, mesurée le long de la direction transverse, est de 184 μm. Elle est deux fois plus élevée que celle mesurée le long de la direction de laminage (RD), à savoir 96 μm. Certains grains de la zone fondue atteignent une taille de l'ordre de 500 μm dans la direction transverse. Dans la tôle, la taille moyenne des grains, mesurée dans le sens transverse, est de 49 μm et, dans la direction de laminage, de 43 μm. Ainsi les grains de la tôle sont équiaxiaux. La ZAT a une épaisseur trop faible pour permettre le calcul de la taille de grains avec cette méthode. L'orientation préférentielle des grains a également été étudiée selon la direction de laminage (RD), la direction transverse (TD) et la direction normale à la tôle (ND). La figure de pôle inverse (en densité) permet d'observer l'orientation des grains dans le repère de la tôle décrit par les axes RD, TD et ND. Ainsi, la figure de pôle inverse de la tôle, présentée sur la Figure 3.4 montre une orientation privilégiée des grains : le plan de la tôle est parallèle aux plans 100 et les directions de laminage et transverse

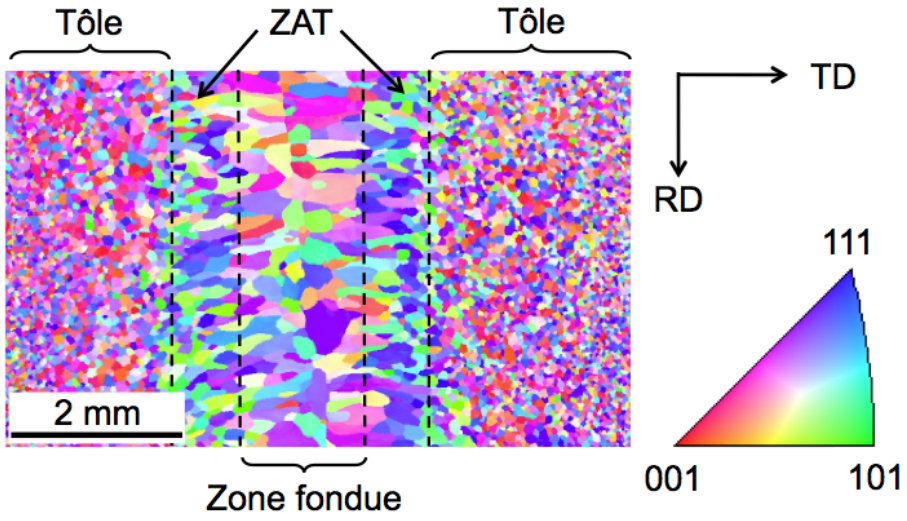


FIGURE 3.3 – Cartographie EBSD de la soudure réalisée sur une éprouvette en tôle soudée arasée du côté du gros bourrelet

correspondent aux directions <110> des grains. L'effet de texture est prononcé pour la tôle.

La figure de pôle inverse, réalisée pour la zone fondue et la ZAT, est présentée sur la Figure 3.5. L'effet de texture est également visible et est significativement différent de celui observé sur la tôle. Les plans 110 des grains semblent parallèles au plan de la tôle et la direction de laminage semble correspondre aux directions <100> des grains. Néanmoins ce résultat est à nuancer car nous disposons de peu de grains dans la soudure pour réaliser ces figures de pôle inverses.

Enfin, des mesures de micro-dureté permettent également de caractériser la tôle, la ZAT et la zone fondue. La Figure 3.6 présente une cartographie de ces mesures réalisées à l'aide d'un micro-duromètre muni d'une pointe Vickers et d'une masse de $200g$.

Les différentes zones ont une dureté comparable de l'ordre de 169 Hv 0,2.

3.3 Méthodologie et moyens expérimentaux

3.3.1 Géométrie des éprouvettes

Généralement, les essais de fatigue à faible nombre de cycles sont réalisés sur des éprouvettes tubulaires ou cylindriques [94]. Pour des éprouvettes plates de faible épaisseur, des raidisseurs sont utilisés pour empêcher le flambement à température ambiante [71]. Cependant, à plus haute température, le frottement n'est plus négligeable et difficilement mesurable. Une étude numérique a été menée pour déterminer une géométrie d'éprouvette et des conditions de chargement permettant de limiter le flambement de l'éprouvette tout en couvrant les domaines de traction et de compression, cette étude est présentée dans l'annexe A. La géométrie de l'éprouvette est présentée sur la Figure 3.7.

Pour les éprouvettes en tôle soudée et en tôle soudée arasée, le cordon de soudure est situé au centre de l'éprouvette. La longueur de l'éprouvette correspond à la direction transverse de la tôle. Le cordon de soudure est réalisé le long de la direction de laminage des tôles. Les éprouvettes sont donc sollicitées dans le plan de la tôle, perpendiculairement au cordon de soudure.

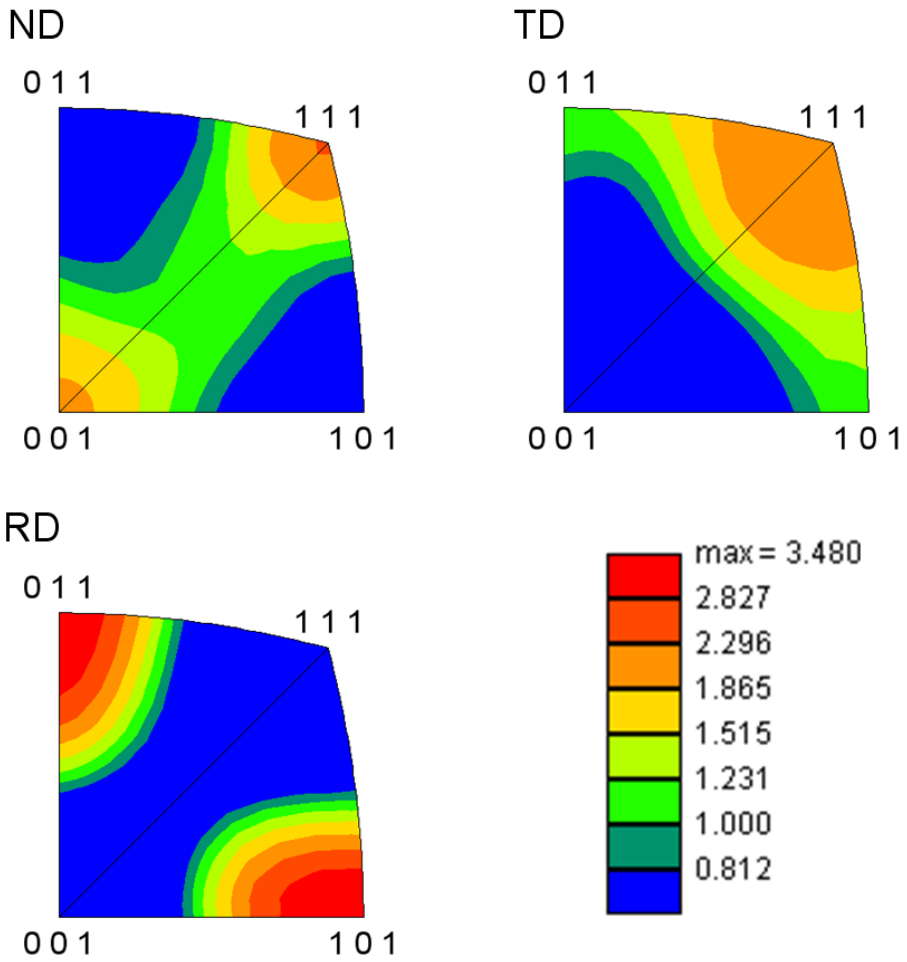


FIGURE 3.4 – Figure de pôle inverse de la tôle

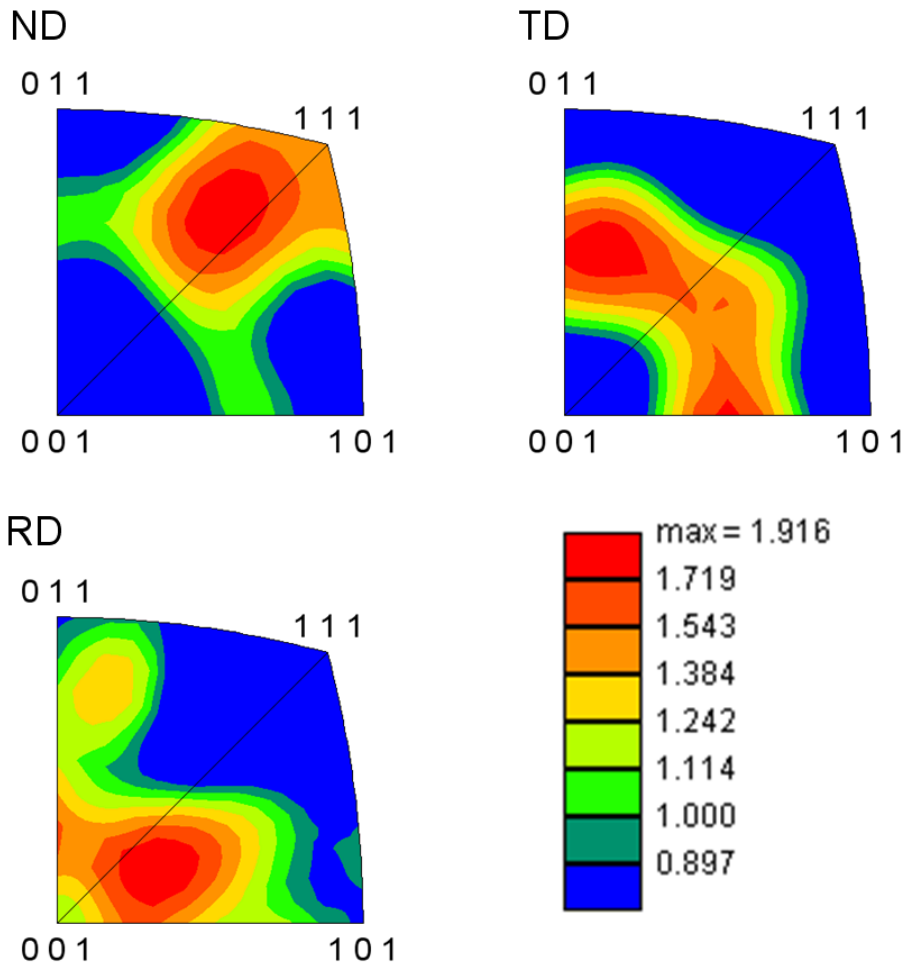


FIGURE 3.5 – Figure de pôle inverse de la soudure

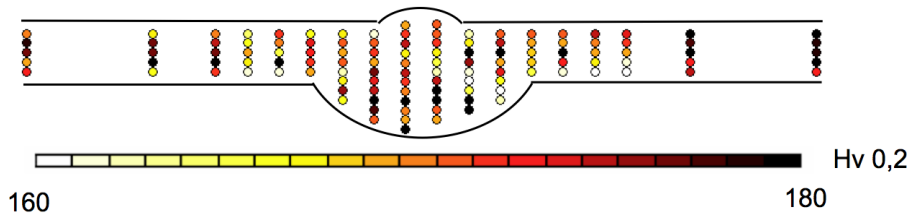


FIGURE 3.6 – Mesures de micro-dureté réalisées sur tôle soudée

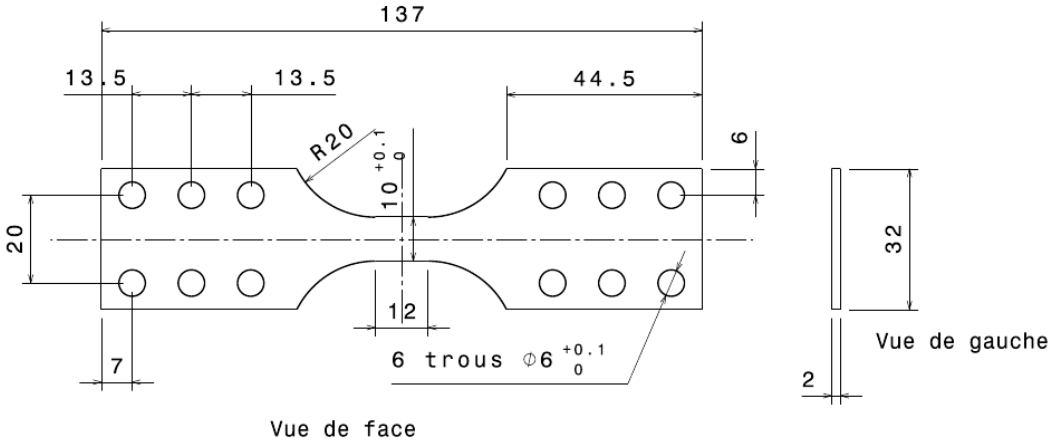


FIGURE 3.7 – Plan de l'éprouvette utilisée pour les essais de caractérisation

3.3.2 Définition de la section nominale

Les éprouvettes en tôle, en tôle soudée et en tôle soudée arasée présentent des géométries différentes en raison de la présence éventuelle du cordon de soudure. La section nominale utilisée pour le calcul de la contrainte nominale est définie de manière identique pour les trois types d'éprouvette. Il s'agit de la section la plus faible de l'éprouvette dans la zone utile. Ainsi, pour l'ensemble des éprouvettes (y compris les éprouvettes en tôle soudée), la section nominale est mesurée au niveau de la tôle seule, sans prendre en compte l'épaisseur du cordon de soudure (Figure 3.8). La section nominale est de l'ordre de 20 mm^2.

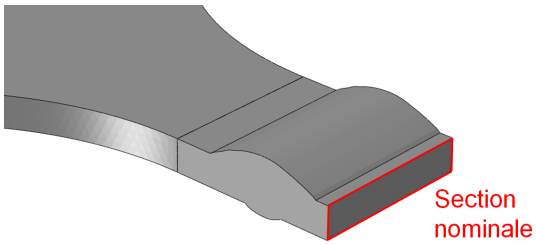


FIGURE 3.8 – Section nominale d'une éprouvette en tôle soudée soumise à un essai isotherme

3.3.3 Essais de traction

Dans un premier temps, des essais de chargement-déchargement en traction ont été réalisés à la température ambiante sur des éprouvettes en tôle soudée et en tôle soudée arasée. L'objectif de ces essais est d'observer les zones de plastification et de localisation des déformations au niveau de la zone soudée. Un mouchetis est appliqué sur une face et sur une tranche des éprouvettes ; un éclairage LED et deux caméras CCD (10 et 12 bits) ont permis de suivre le comportement de la zone utile tout au long de l'essai.

3.3.4 Essais de durée de vie isothermes

Dans un second temps, des essais de durée de vie isothermes sont réalisés sur des éprouvettes en tôle, en tôle soudée et en tôle soudée arasée. Ces trois types d'éprouvettes présentent des états de surface différents :

- **Tôle :** Les faces et les tranches des éprouvettes en tôle sont polies mécaniquement à l'aide de papiers abrasifs puis de pâtes diamantées pour obtenir un état de surface lisse et reproductible. Le polissage des tranches permet de limiter les risques d'amorçage de fissure sur un coin de l'éprouvette situé en dehors de la zone utile.

- **Tôle soudée arasée :** Seules les faces des éprouvettes en tôle soudée arasée sont polies aux pâtes diamantées, car l'hétérogénité de microstructure au niveau de la zone soudée favorise l'amorçage de fissure dans la zone utile de l'éprouvette. Les tranches sont polies au papier abrasif à grain 600 pour éliminer les traces d'usinage.

- **Tôle soudée :** Les faces des éprouvettes en tôle soudée ne subissent aucun traitement de surface afin de conserver la géométrie du cordon de soudure intacte. Les tranches sont polies au papier abrasif à grain 600 pour éliminer les traces d'usinage.

Les essais de durée de vie sont réalisés à $300°C$, température la plus faible observée au niveau des soudures du collecteur d'échappement lors d'un essai de choc thermique effectué sur banc moteur. L'éprouvette est mise à température à l'aide d'un four à lampes, muni de 4 ampoules de 1500 W. Au cours de l'essai, la température est contrôlée à l'aide d'un thermocouple soudé par décharge capacitive sur l'éprouvette. Sa position dépend du type d'éprouvette considéré :

- Pour les éprouvettes en tôle soudée, le thermocouple est soudé au centre du gros bourrelet du cordon de soudure, qui subit peu de déformation au cours de l'essai.
- Pour les éprouvettes en tôle et en tôle soudée arasée, le thermocouple est placé à l'extrémité de la zone utile, 6 mm sous le centre de l'éprouvette, pour limiter les risques d'amorçage de fissure au niveau du thermocouple. Un essai d'étalonnage est réalisé sur une éprouvette en tôle pour déterminer la température à imposer au niveau de ce thermocouple pour obtenir une température de $300°C$ au centre de l'éprouvette. Un écart de $10°C$ est observé : en utilisant un thermocouple soudé à l'extrémité de la zone utile, on impose une température constante égale à $290°C$, pour obtenir une température de $300°C$ au centre de l'éprouvette.

La déformation longitudinale est mesurée à l'aide d'un extensomètre capable de mesurer un déplacement inférieur à 1 μm pour une longueur de référence de l'ordre de 10 mm. Ces essais, pilotés en déformation, sont réalisés à une fréquence de 0.05 Hz entre les niveaux de déformation $\varepsilon_{min} = 0$ et $\varepsilon_{max} = \Delta\varepsilon$. L'endommagement progressif des éprouvettes est observé en mesurant la différence de potentiel (ddp) entre deux points fixes de l'éprouvette (situés de part et d'autre de la zone utile) tandis qu'un courant continu parcourt l'éprouvette. L'amorçage et la propagation d'une fissure dans la zone utile entraînera une augmentation significative de cette différence de potentiel. Cette méthode est plus sensible que la chute de l'effort maximal. Néanmoins, la rupture de l'éprouvette est détectée conventionnellement par une chute de 10% de l'effort maximal en fin d'essai (voir Figure 3.9) ou par

rupture de l'éprouvette si cette chute de charge n'est pas observée. Enfin, un mouchetis est appliqué sur une tranche de l'éprouvette. Des photos sont prises tous les 500 cycles au cours de l'essai, lorsque la déformation nominale atteint son maximum, $\Delta\varepsilon$. Pour certains essais, une deuxième photo est prise au cours du même cycle lorsque la déformation imposée est minimale, égale à 0.

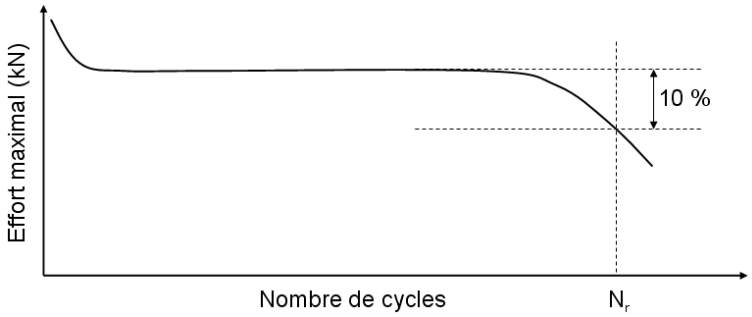
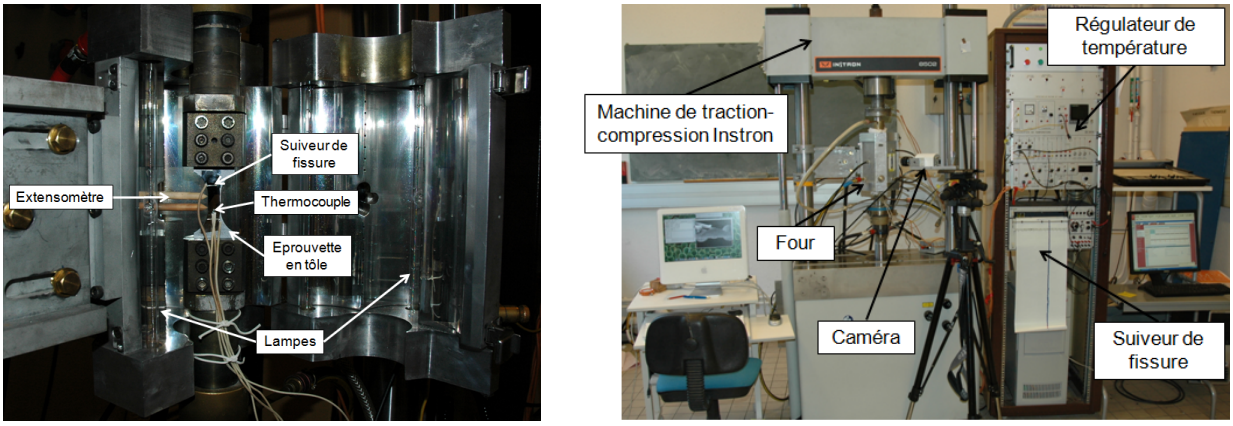


FIGURE 3.9 – Evolution cyclique de l'effort maximal en fonction du nombre de cycles pour un essai de durée de vie

Le montage expérimental est présenté sur la Figure 3.10.



(a) Four ouvert (b) Four fermé

FIGURE 3.10 – Montage expérimental pour un essai de durée de vie isotherme sur une éprouvette en tôle

3.4 Comportement à température ambiante

3.4.1 Comparaison des courbes d'écrouissage

La Figure 3.11 présente les résultats d'un essai de traction-relaxation sur une éprouvette en tôle en comparaison avec les essais de chargement-déchargement en traction réalisés sur une éprouvette en tôle soudée et sur une éprouvette en tôle soudée arasée. La contrainte nominale représente la charge divisée par la section nominale définie à la section 3.3.2.

Les éprouvettes en tôle et en tôle soudée arasée présentent des comportements différents. Bien que la contrainte maximale atteinte soit comparable, l'allure de la courbe d'écrouissage pour atteindre ce

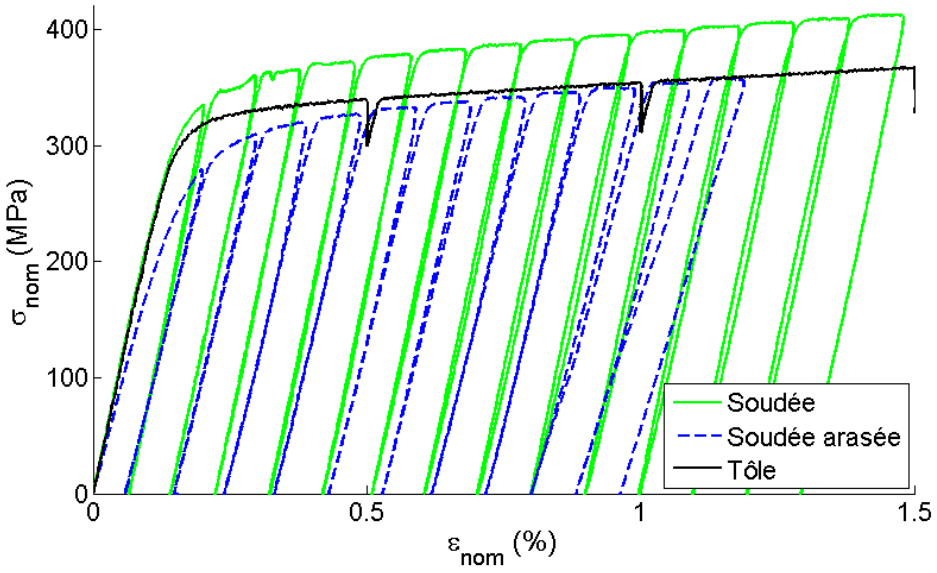


FIGURE 3.11 – Essai de traction sur des éprouvettes en tôle, en tôle soudée et en tôle soudée arasée à $20°C$

plateau plastique est différente. De plus, lors de la 2ème et de la 3ème phase de traction, la tôle soudée arasée présente un module de Young inférieur de 13% à celui de la tôle. Lors de la première mise en charge, le module de Young de l'éprouvette en tôle soudée arasée est encore plus faible. Ceci peut s'expliquer par un phénomène de redressement de l'éprouvette en début d'essai. En effet, le polissage des deux faces de l'éprouvette ne permet pas d'éliminer la courbure introduite lors du procédé de soudage. La première mise en charge permet donc de corriger cette courbure résiduelle. En ce qui concerne l'éprouvette en tôle soudée, la contrainte maximale atteinte est plus élevée et le module de Young semble comparable à celui de la tôle. La matière contenue dans le cordon de soudure apporte une rigidité supplémentaire par rapport à l'éprouvette en tôle soudée arasée. Cependant, la section suivante montre que ces deux éprouvettes ne peuvent pas être considérées comme des éléments de volume. La géométrie et la microstructure de ces éprouvettes n'étant pas uniformes, les conditions de chargement au niveau de la soudure sont très éloignées de la traction uniaxiale, comme le montrent les champs de déplacements mesurés par corrélation d'images.

3.4.2 Tôle soudée

La corrélation d'images permet de mesurer les champs de déplacement et d'en déduire les champs de déformation sur la face (Figure 3.12) et sur la tranche (Figure 3.13) de l'éprouvette en tôle soudée. La face d'observation choisie est celle du gros bourrelet du cordon. La déformation est mesurée entre l'état de référence, à déformation nulle, et l'état de chargement maximal où $\varepsilon_{nominal} = 1,5\%$. L'éprouvette se met en flexion pour compenser la dissymétrie due au cordon de soudure, le sommet du gros bourrelet étant en compression (Figure 3.13a). Les déformations se concentrent au niveau du pied de cordon. Il s'agit d'une zone privilégiée d'amorçage de fissures, où la forte concentration des contraintes est due, en partie, à l'effet d'entaille introduit par le cordon de soudure.

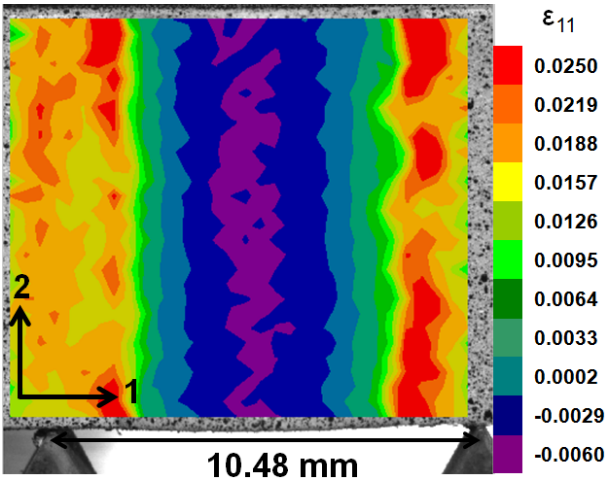
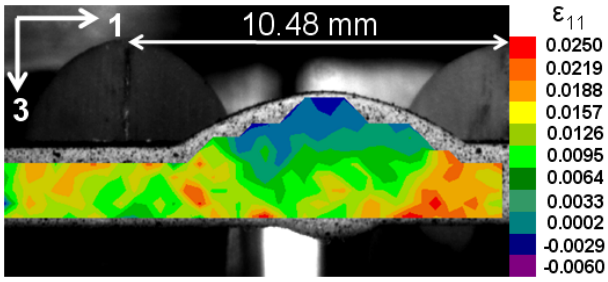


FIGURE 3.12 – Champ de déformation selon la direction de traction mesuré sur la face de l'éprouvette en tôle soudée



(a) Champ de déformation selon la direction de traction mesuré sur la tranche de l'éprouvette en tôle soudée au maximum de traction

(b) Déformée de l'éprouvette en tôle soudée x 25

FIGURE 3.13 – Corrélation d'images sur la tranche de l'éprouvette en tôle soudée au maximum de traction

3.4.3 Tôle soudée arasée

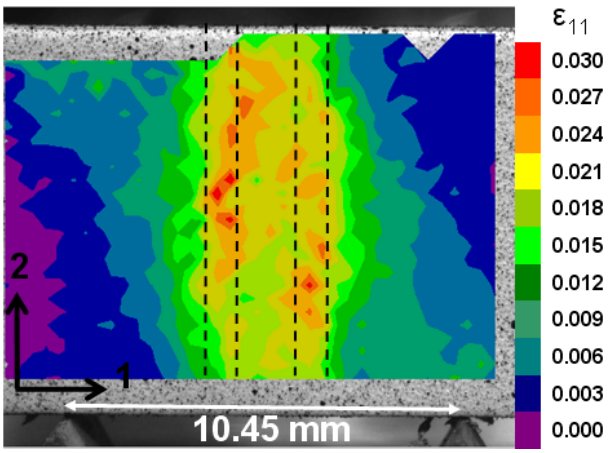
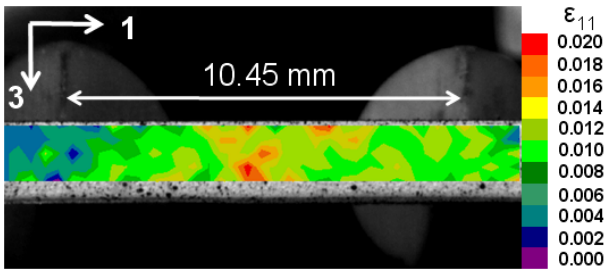
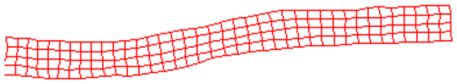


FIGURE 3.14 – Champ de déformation selon la direction de traction mesuré sur la face de l'éprouvette en tôle soudée arasée



(a) Champ de déformation selon la direction de traction mesuré sur la tranche de l'éprouvette en tôle soudée arasée au maximum de traction



(b) Déformée de l'éprouvette en tôle soudée arasée x 25

FIGURE 3.15 – Corrélation d'images sur la tranche de l'éprouvette en tôle soudée arasée au maximum de traction

La corrélation d'images permet d'observer le champ de déformation sur la face (Figure 3.14) et sur la tranche (Figure 3.15) de l'éprouvette en tôle soudée arasée. La face d'observation est celle qui présentait le gros bourrelet du cordon de soudure avant abrasion. Le champ de déformation est mesuré entre l'état de référence, à charge nulle, et l'état de chargement maximal où $\varepsilon_{nominal} = 1,1\%$. La déformée montre qu'il ne s'agit pas d'une traction pure. En effet, l'éprouvette en tôle soudée arasée présente une courbure résiduelle du procédé de soudage et la mise en traction entraîne un réalignement de l'éprouvette. De plus, la déformation maximale n'est pas atteinte au centre de l'éprouvette mais dans la Zone Affectée Thermiquement (ZAT) que l'on peut observer sur la cartographie EBSD présentée sur la Figure 3.3. Dans ce cas, le phénomène de concentration de contraintes n'est pas dû à un effet géométrique puisque le cordon de soudure a été arasé mais à la microstructure qui évolue entre la tôle et la zone fondue. Ainsi, la microstructure et la géométrie du cordon de soudure ont un effet sur la localisation de la déformation lors d'un essai de traction classique.

3.5 Caractérisation et durée de vie à 300°C

3.5.1 Bilan des essais de durée de vie

Les essais de durée de vie sont effectués à 300°C sur des éprouvettes en tôle (T), en tôle soudée (TS) et en tôle soudée arasée (TSA). Des essais de durée de vie à 300°C ont également été effectués sur des éprouvettes cylindriques (C) en F18TNB de diamètre 6 mm et de longueur utile 12 mm chez Aperam [78]. Au cours de sa thèse [32], R. Faria a réalisé des essais sur des éprouvettes cylindriques de même géométrie, à une fréquence de 0.05 Hz. Les caractéristiques de ces essais sont récapitulées en annexe dans le Tableau D.1. Elles sont mesurées à mi-durée de vie ($N = \frac{N_f}{2}$) pour les éprouvettes en tôle, en tôle soudée et en tôle soudée arasée. Pour les éprouvettes cylindriques, ces caractéristiques sont mesurées au cycle 100.

Ces essais sont présentés en fonction du niveau de déformation appliqué sur la Figure 3.16.

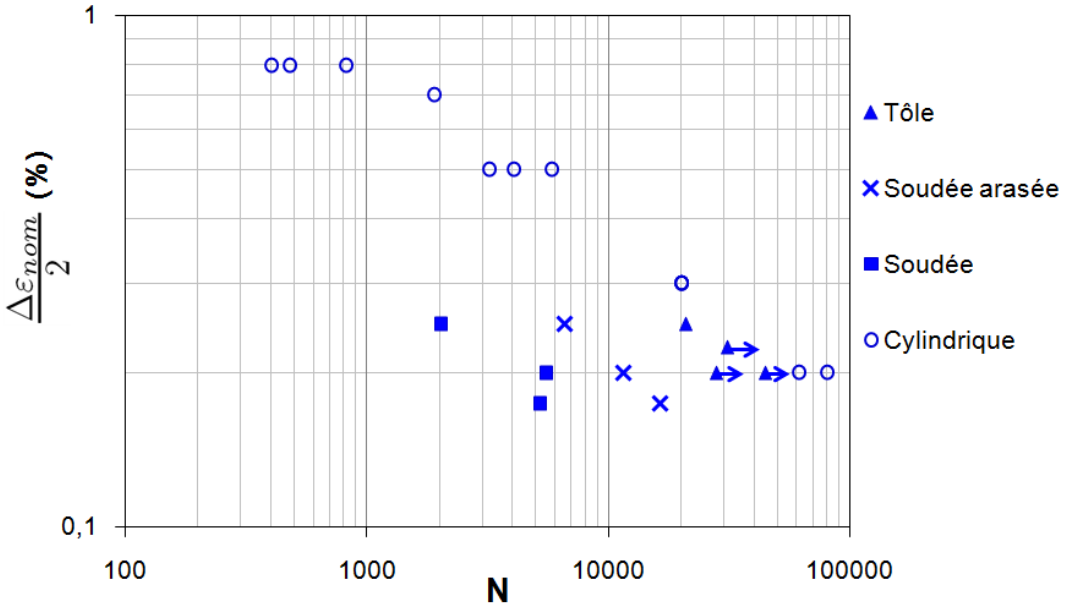


FIGURE 3.16 – Durée de vie à 300°C des éprouvettes en tôle, tôle soudée et tôle soudée arasée

La durée de vie des éprouvettes en tôle est proche de celle des éprouvettes cylindriques usinées dans le même acier. Un abattement de la durée de vie est observé pour les éprouvettes en tôle soudée arasée. Ainsi le changement de microstructure au niveau de la zone soudée a une influence négative sur la durée de vie de ces éprouvettes.

Un abattement plus important est observé pour les éprouvettes en tôle soudée. L'effet géométrique du cordon s'ajoute à l'effet de microstructure et diminue la durée de vie de ces éprouvettes.

Les caractéristiques du chargement peuvent également être mesurées au cours du 20ème cycle pour les trois types d'éprouvette. En effet, ce cycle est classiquement utilisé pour caractériser le comportement de l'acier F18TNb car nous considérons que ce matériau a atteint un état stabilisé après 19 cycles de chargement. Les caractéristiques mesurées au cours du 20ème cycle sont présentées en annexe dans le Tableau D.2. Pour les éprouvettes en tôle soudée et en tôle soudée arasée, de faibles écarts sont observés entre les valeurs d'amplitude de contrainte ou d'énergie dissipée mesurées au cours des

cycles 20 et $\frac{N_f}{2}$. L'écart maximal est atteint pour l'essai réalisé sur l'éprouvette en tôle soudée arasée avec $\Delta\varepsilon = 0.4\%$; l'énergie dissipée à mi-durée de vie représente alors 81% de l'énergie dissipée au 20ème cycle. De plus grands écarts sont observés pour les éprouvettes en tôle : l'écart maximal est atteint pour l'essai le plus long, où $\Delta\varepsilon = 0.4\%$. A mi-durée de vie, l'éprouvette ne dissipe plus qu'un tiers de l'énergie dissipée au 20ème cycle. Ces écarts sont expliqués par une évolution significative du comportement de la tôle au cours des cycles, cette évolution est étudiée à la section 3.5.2.1.

3.5.2 Comportement cyclique des éprouvettes

Cette section présente l'évolution du comportement des éprouvettes au cours des essais de durée de vie réalisés à $300°C$.

3.5.2.1 Durcissement cyclique de la tôle

Les essais de durée de vie réalisés sur les éprouvettes en tôle sont des essais longs, durant plus de 20000 cycles.

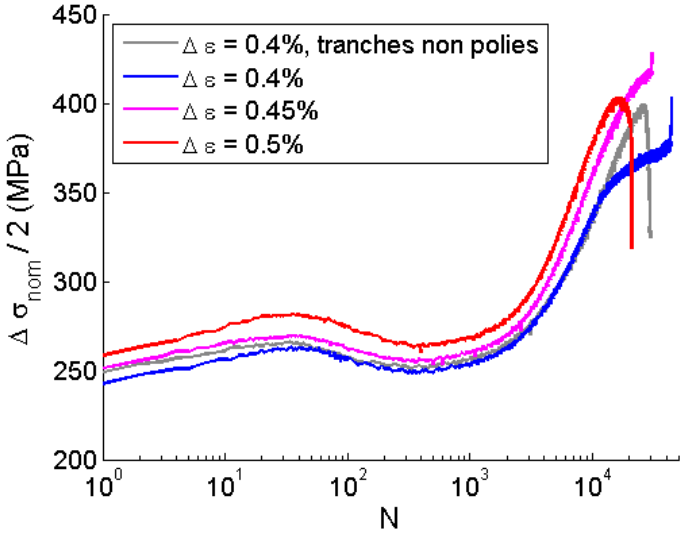
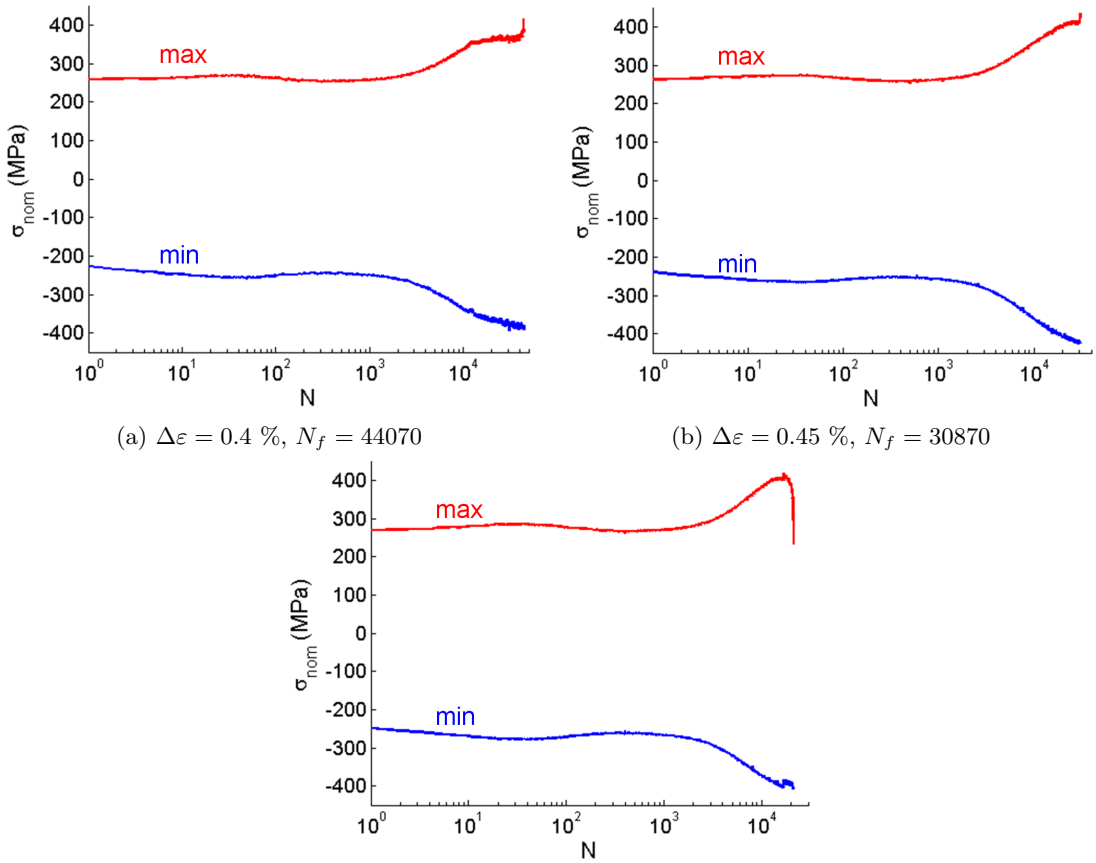


FIGURE 3.17 – Evolution de l'amplitude de contrainte au cours des cycles pour les essais de durée de vie réalisés sur les éprouvettes en tôle à $300°C$

La Figure 3.17 présente l'évolution de l'amplitude de contrainte au cours des essais de durée de vie pour l'ensemble des niveaux de déformation testés. La première éprouvette présente un état de surface différent : les faces de cette éprouvette sont polies à la pâte diamantée tandis que les tranches sont uniquement polies au papier à grains 600 pour effacer les traces d'usinage. Son comportement est très proche de celui de l'éprouvette sollicitée au même niveau de déformation, avec l'état de surface classique (tranches et faces polies à la pâte diamantée), excepté à la fin de l'essai. En effet, une fissure s'est amorcée prématurément au niveau du rayon de raccordement sur l'éprouvette présentant un état de surface dégradé, diminuant ainsi sa durée de vie. Les tranches des autres éprouvettes ont été polies à la pâte diamantée pour limiter ce phénomène.

Au cours de ces essais, un durcissement initial est observé au cours des 10 premiers cycles, suivi d'une phase d'adoucissement puis d'un durcissement secondaire à partir du 300ème cycle. L'amplitude de contrainte évolue de manière similaire pour tous les niveaux de déformation testés, le niveau de contrainte augmente avec le niveau de déformation appliqué. Pour chaque niveau de déformation,



(a) $\Delta\varepsilon = 0.4$ %, $N_f = 44070$

(b) $\Delta\varepsilon = 0.45$ %, $N_f = 30870$

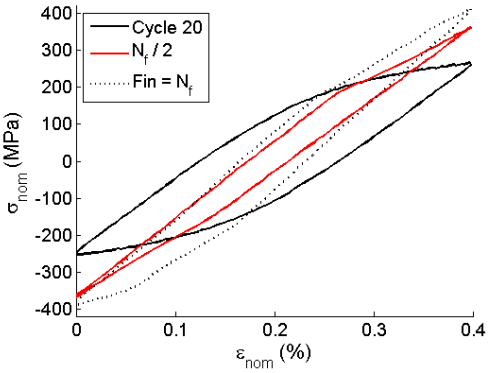
(c) $\Delta\varepsilon = 0.5$ %, $N_f = 20590$

FIGURE 3.18 – Evolution du minimum et du maximum de la contrainte nominale au cours des cycles pour les essais de durée de vie réalisés sur les éprouvettes en tôle à 300°C

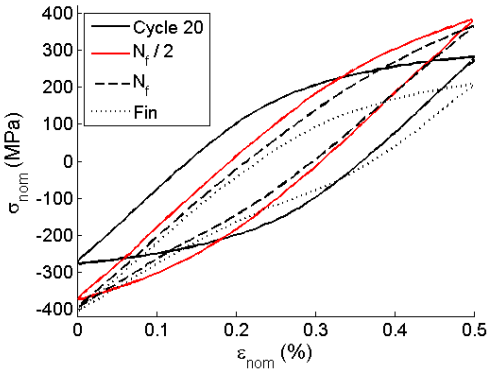
l'évolution des contraintes minimales et maximales au cours des cycles est présentée sur la Figure 3.18, l'éprouvette avec l'état de surface dégradé n'est pas représentée. Le phénomène de durcissement secondaire observé est symétrique.

L'évolution de l'allure des cycles est présentée sur la Figure 3.19 pour les 3 niveaux de chargement imposés. Le 20ème cycle et le cycle $\frac{N_f}{2}$ montrent des différences significatives.

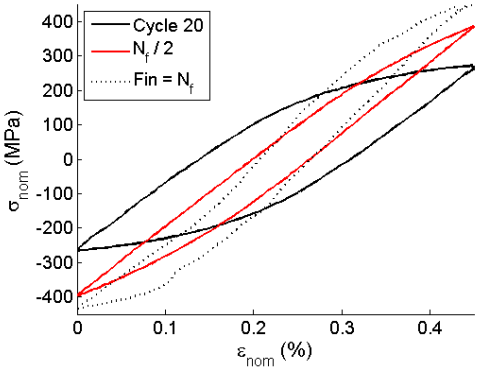
Le 20ème cycle est généralement considéré comme le cycle de référence pour le comportement du matériau. En effet, au cours des premiers cycles, la boucle contrainte - déformation se stabilise rapidement et nous supposons que le comportement du matériau est stabilisé au cours du 20ème cycle. Les paramètres de la loi de comportement sont alors identifiés sur ce cycle. Dans cette section, le 20ème cycle est utilisé comme repère pour décrire l'évolution du comportement de la tôle. Pour le niveau de déformation le plus élevé $\Delta\varepsilon = 0.5\%$ (Figure 3.18c), la contrainte maximale atteinte au cycle 15000 est égale à 1.4 σ_{20} où σ_{20} est la contrainte maximale atteinte au 20ème cycle. Après le cycle 15000, la contrainte maximale décroît en raison de l'apparition d'une fissure macroscopique. De plus, l'allure



(a) $\Delta\varepsilon = 0.4$ %, $N_f = 44070$



(b) $\Delta\varepsilon = 0.45$ %, $N_f = 30870$



(c) $\Delta\varepsilon = 0.5$ %, $N_f = 20590$

FIGURE 3.19 – Evolution de l'allure des cycles au cours des essais de durée de vie réalisés sur les éprouvettes en tôle à $300°C$

des cycles 20 et $\frac{N_f}{2}$ est significativement différente. Ceci se traduit par une énergie dissipée au cycle $\frac{N_f}{2}$ égale à $\frac{2}{3}$ de l'énergie dissipée au 20ème cycle.

Pour le niveau de déformation imposé $\Delta\varepsilon = 0.4\%$ (Figure 3.19a), la contrainte maximale atteinte au cycle 12500 est égale à 1.3 σ_{20}. La contrainte maximale se stabilise à ce niveau jusqu'à la fin de l'essai. La Figure 3.19a, et en particulier l'allure des cycles 20 et $N_f/2$, montre une forte réduction de l'énergie dissipée par cycle entre ces deux instants.

Ce durcissement secondaire prononcé est lié au vieillissement dynamique observé sur le F18TNb [32] ainsi que sur d'autres nuances d'acier ferritique [9, 98] pour des gammes de températures et de vitesses de chargement limitées. Sous certaines conditions, les atomes en solution solide peuvent diffuser vers les dislocations et entraîner leur ancrage. Le déplacement de ces dislocations ou la génération de nouvelles dislocations nécessitent alors l'application d'une contrainte plus élevée. Ce phénomène se traduit pour un essai de traction, par des oscillations sur la courbe d'écrouissage (effet Portevin-Le Chatelier) ainsi que, pour des essais cycliques, par une sensibilité inverse de la contrainte maximale en traction par rapport à la vitesse de déformation et par un accroissement inhabituel de l'écrouissage cyclique. Pour un alliage donné, le vieillissement dynamique est observé sur une gamme de températures restreinte. Dans le cas du F18TNb à 300°C, le durcissement secondaire ne devient significatif qu'à partir du 1000ème cycle et pour l'ensemble des niveaux de déformation appliqués, l'écart de contrainte maximale entre le 20ème et le 2500ème cycle (durée de vie souhaitée pour le collecteur d'échappement) est inférieur à 2% (Figure 3.18). Pour l'application industrielle visée, ce phénomène n'est pas pris en compte. En effet, lorsque la structure atteint des températures de l'ordre de 800°C, le matériau se restaure et le phénomène de durcissement secondaire lié à un chargement cyclique à basse température n'est plus observé.

3.5.2.2 Comportement cyclique de la tôle soudée arasée

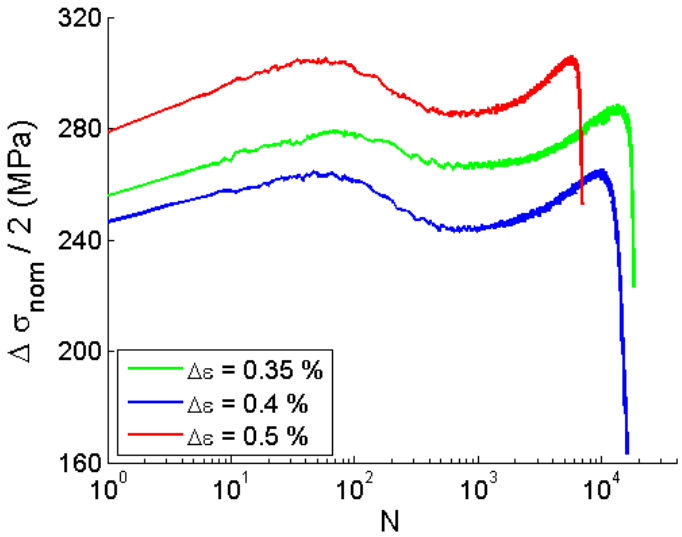
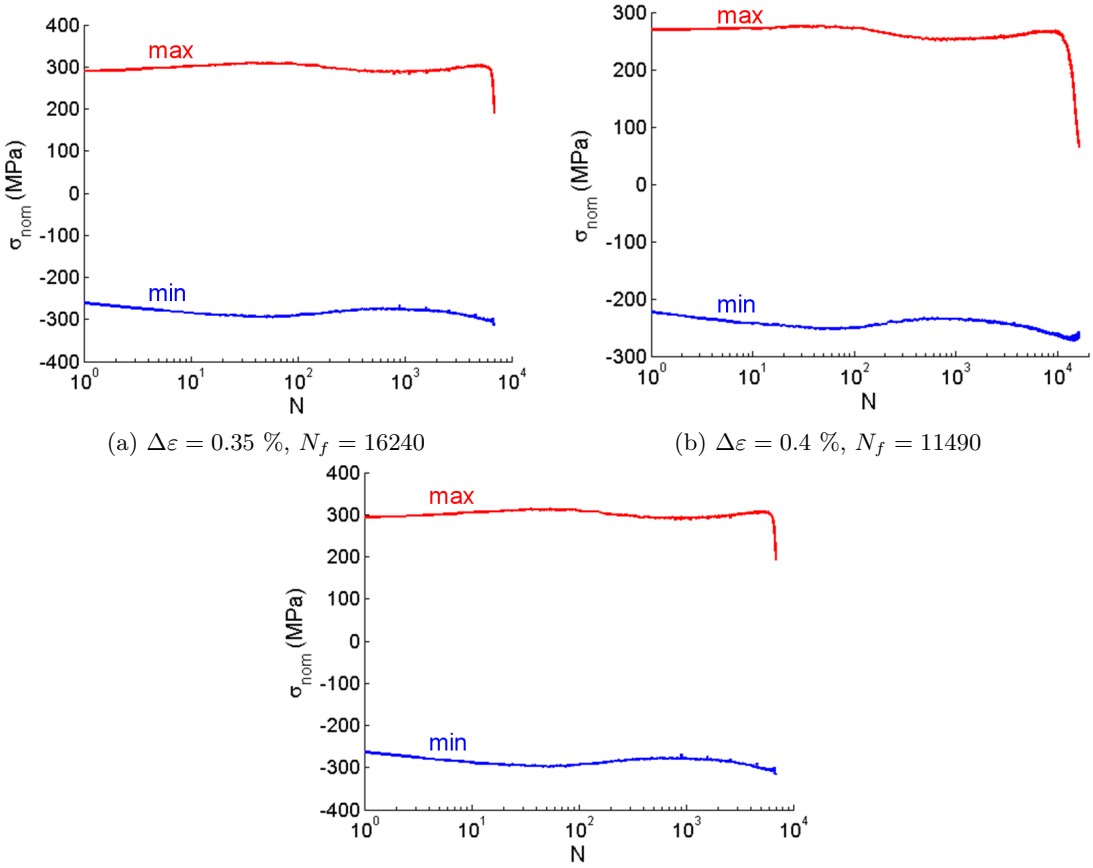


FIGURE 3.20 – Evolution de l'amplitude de contrainte au cours des cycles pour les essais de durée de vie réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée arasée à 300°C



(a) $\Delta\varepsilon = 0.35$ %, $N_f = 16240$

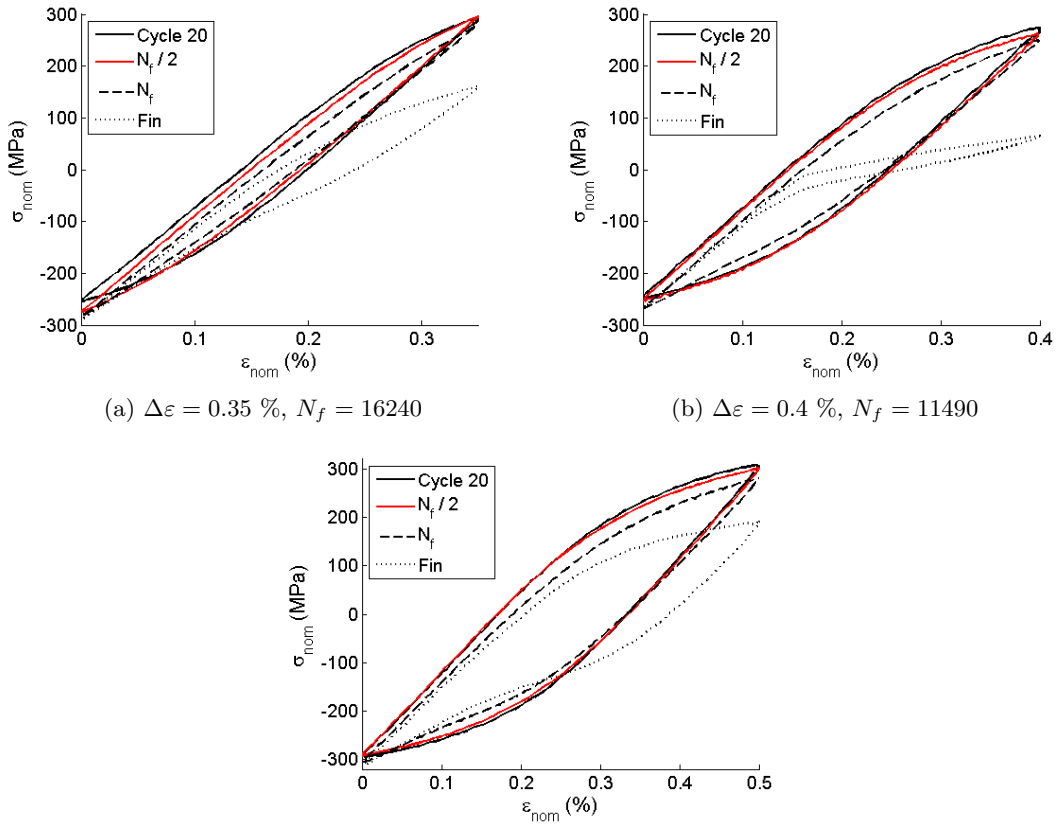
(b) $\Delta\varepsilon = 0.4$ %, $N_f = 11490$

(c) $\Delta\varepsilon = 0.5$ %, $N_f = 6520$

FIGURE 3.21 – Evolution du minimum et du maximum de la contrainte nominale au cours des cycles pour les essais de durée de vie réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée arasée à $300°C$

L'évolution de l'amplitude de contrainte est présentée sur la Figure 3.20 pour les trois niveaux de déformations imposés tandis que l'évolution des contraintes minimales et maximales est présentée sur la Figure 3.21. Après une première phase de durcissement cyclique au cours des 70 premiers cycles, les éprouvettes en tôle soudée arasée présentent un léger adoucissement cyclique suivi d'une dernière phase de faible durcissement cyclique. Ainsi l'amplitude de contrainte varie peu entre les cycles 20 et $\frac{N_f}{2}$, l'écart d'amplitude entre ces deux cycles est inférieur à 3.5 % pour l'ensemble des niveaux de déformation appliqués. De plus, le maximum (atteint autour du 50ème cycle) et le minimum (atteint autour du 700ème cycle) de l'amplitude de contrainte sont proches, leur différence est inférieure à 9 % pour l'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée arasée. Ces variations sont négligeables par rapport au durcissement cyclique observé sur la tôle.

Sur les éprouvettes en tôle soudée arasée, le niveau de contrainte atteint ne semble pas corrélé avec le niveau de déformation imposé : le niveau de contrainte observé pour le niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4$ % est plus faible que pour les autres niveaux de chargement ($\Delta\varepsilon = 0.35$ % et $\Delta\varepsilon = 0.5$ %). Nous pouvons supposer que ceci est dû aux irrégularités du cordon de soudure dont l'épaisseur et la forme peuvent varier selon l'éprouvette considérée.



(a) $\Delta\varepsilon = 0.35$ %, $N_f = 16240$

(b) $\Delta\varepsilon = 0.4$ %, $N_f = 11490$

(c) $\Delta\varepsilon = 0.5$ %, $N_f = 6520$

FIGURE 3.22 – Evolution de l'allure des cycles au cours des essais de durée de vie réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée arasée à 300°C

La Figure 3.22 présente l'évolution de l'allure des cycles contrainte nominale - déformation nominale pour les trois niveaux de déformation imposés. Les cycles 20 et $\frac{N_f}{2}$ sont quasiment identiques, la

différence d'énergie dissipée est négligeable (inférieure à 3 %) pour les niveaux de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4$ % et $\Delta\varepsilon = 0.5$ %. Pour le niveau de chargement le plus faible, $\Delta\varepsilon = 0.35$ %, cet écart est de l'ordre de 25 %.

3.5.2.3 Comportement cyclique de la tôle soudée

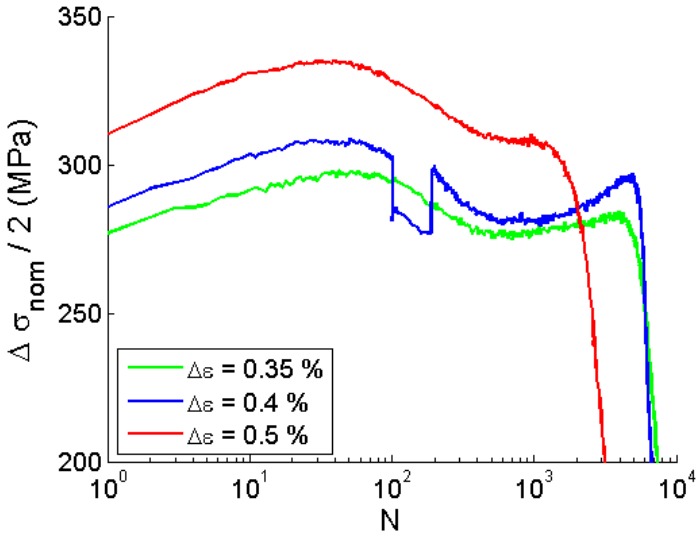
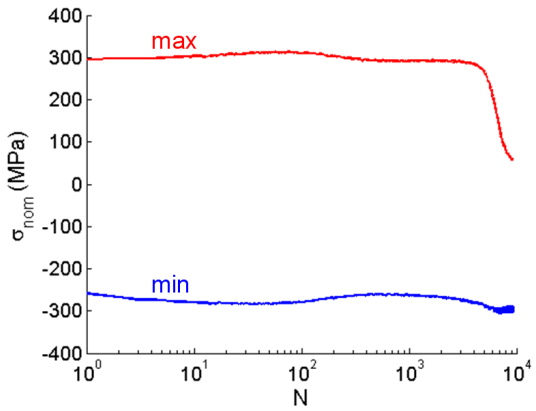


FIGURE 3.23 – Evolution de l'amplitude de contrainte au cours des cycles pour les essais de durée de vie réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée à 300°C

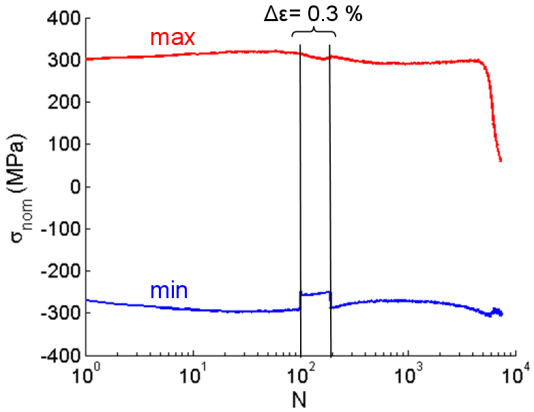
L'évolution de l'amplitude de contrainte au cours des cycles est présentée sur la Figure 3.23 pour les trois niveaux de déformation imposés tandis que l'évolution des contraintes minimales et maximales est présentée sur la Figure 3.24. Après une première phase de durcissement cyclique au cours des 50 premiers cycles, les éprouvettes en tôle soudée présentent un léger adoucissement cyclique. Cet adoucissement est d'autant plus prononcé que le niveau de chargement est élevé. Ainsi, pour le niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.35$ %, l'écart d'amplitude de contrainte entre le 20ème cycle et le cycle $\frac{N_f}{2}$ est de 3.9 % tandis que pour $\Delta\varepsilon = 0.5$ %, cet écart de contrainte atteint 7.5 %. Néanmoins, l'écart de contrainte est négligeable par rapport au durcissement cyclique observé sur la tôle. Pour les deux essais les plus longs, une augmentation de l'amplitude de contrainte est observée en fin d'essai avant la chute brutale de la contrainte maximale. Cet accroissement est essentiellement dû à l'évolution de la contrainte minimale, qui augmente en valeur absolue en fin d'essai.

Pour le niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4\%$, on observe un saut de la contrainte minimale (et donc de l'amplitude de contrainte) entre les cycles 100 et 190. Ceci correspond à une erreur expérimentale : au cours de ces 90 cycles, la déformation imposée varie entre $\varepsilon_{min} = 0.1\%$ et $\varepsilon_{max} = 0.4\%$. A partir du cycle 190, on applique de nouveau les paramètres standards de l'essai et l'amplitude de contrainte retrouve son niveau précédent avec prise en compte de l'adoucissement cyclique.

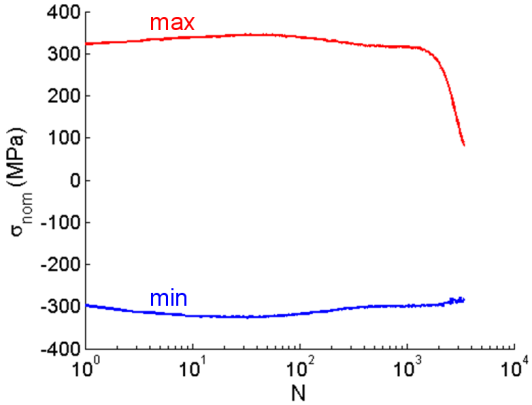
La Figure 3.25 présente l'évolution de l'allure des cycles contrainte nominale - déformation nominale pour l'ensemble des niveaux de déformation imposés. Les cycles 20 et $\frac{N_f}{2}$ sont quasiment superposés, la différence d'énergie dissipée est négligeable (inférieure à 3 %) pour les niveaux de chargement



(a) $\Delta\varepsilon = 0.35$ %, $N_f = 5179$

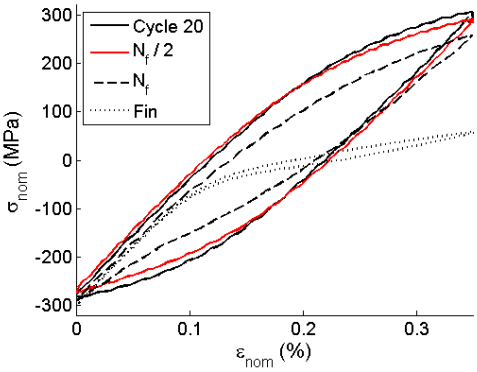


(b) $\Delta\varepsilon = 0.4$ %, $N_f = 5468$

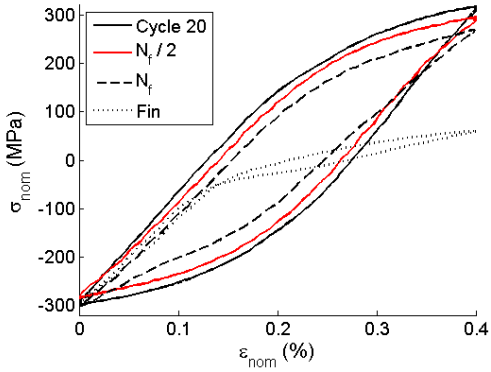


(c) $\Delta\varepsilon = 0.5$ %, $N_f = 2021$

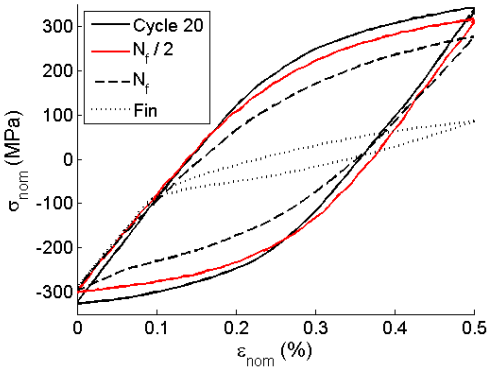
FIGURE 3.24 – Evolution du minimum et du maximum de la contrainte nominale au cours des cycles pour les essais de durée de vie réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée à 300°C



(a) $\Delta\varepsilon = 0.35$ %, $N_f = 5179$



(b) $\Delta\varepsilon = 0.4$ %, $N_f = 5468$



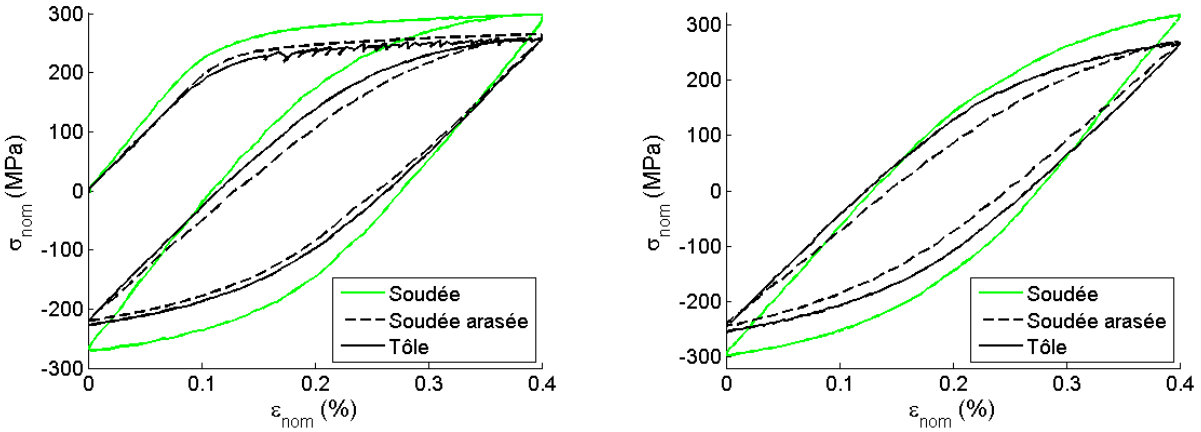
(c) $\Delta\varepsilon = 0.5$ %, $N_f = 2021$

FIGURE 3.25 – Evolution de l'allure des cycles au cours des essais de durée de vie réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée à $300°C$

$\Delta\varepsilon = 0.35$ % et $\Delta\varepsilon = 0.5$ %. Cet écart reste inférieur à 20 % pour le niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4$ %.

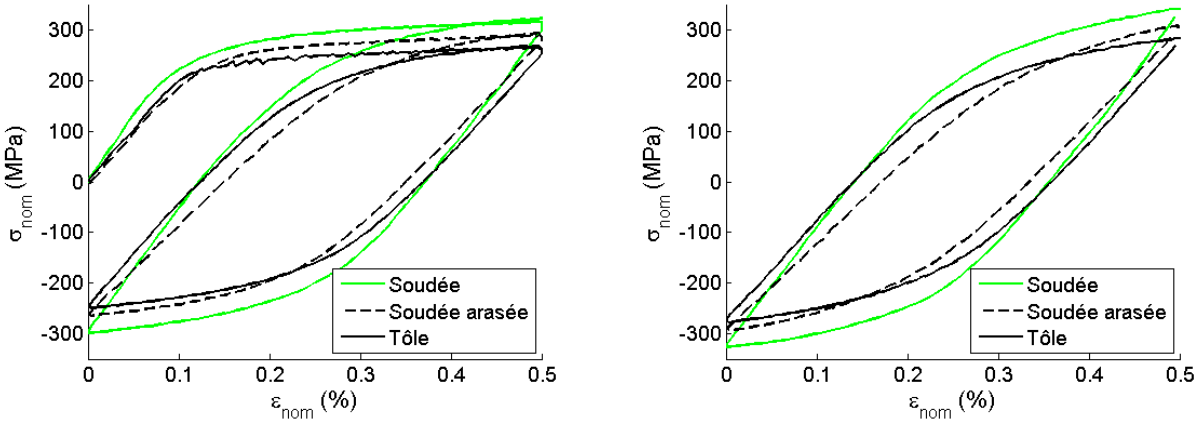
Cependant, il s'agit d'éprouvettes en tôle soudée qui ne peuvent pas être assimilées à des éléments de volumes. L'allure des boucles contrainte nominale - déformation nominale ne permet pas une caractérisation immédiate du comportement du matériau constituant l'éprouvette. En effet, la section 3.4.2 a montré que ces éprouvettes se déformaient en flexion et il est nécessaire de les modéliser finement afin d'analyser les sollicitations de la zone soudée et en particulier au niveau du pied de cordon.

3.5.2.4 Comparaison des trois éprouvettes



(a) Cycle 1 (b) Cycle 20

FIGURE 3.26 – Comparaison de l'allure des cycles selon le type d'éprouvette considéré - $\Delta\varepsilon = 0.4\%$



(a) Cycle 1 (b) Cycle 20

FIGURE 3.27 – Comparaison de l'allure des cycles selon le type d'éprouvette considéré - $\Delta\varepsilon = 0.5\%$

Les Figures 3.26 et 3.27 présentent l'allure du premier et du 20e cycle pour chaque type d'éprouvette, pour les niveaux de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4\%$ et $\Delta\varepsilon = 0.5\%$ respectivement. Les courbes contrainte nominale - déformation nominale des éprouvettes en tôle et en tôle soudée présentent des différences

significatives. Les niveaux de contrainte atteints sont comparables mais la forme des boucles est nettement différente. L'évolution de la microstructure au niveau de la zone soudée a une influence non négligeable sur le comportement du matériau. Les éprouvettes en tôle soudée arasée peuvent être considérées comme des éprouvettes multi-matériaux, où la tôle, la ZAT et la zone fondue sont constituées de matériaux différents. L'éprouvette en tôle soudée présente, quant à elle, des contraintes extrêmes beaucoup plus élevées que les éprouvettes en tôle soudée arasée et en tôle. Ceci s'explique par la présence du cordon de soudure qui apporte une rigidité supplémentaire à cette zone. De plus, la dissymétrie du cordon génère une composante de flexion non négligeable au niveau de la zone soudée. Ainsi, la contrainte nominale ne rend compte que d'une raideur globale mesurée aux extrêmités de l'éprouvette soudée.

3.5.3 Amorçage et propagation de fissures

Le site préférentiel d'amorçage de fissure varie selon le type d'éprouvette considéré :

- Pour les éprouvettes en tôle, la fissure s'amorce au centre de l'éprouvette, sur la tranche opposée à l'extensomètre.

- Pour les éprouvettes en tôle soudée, la fissure s'amorce au niveau du pied du petit bourrelet. Ceci est dû au mode de déformation de l'éprouvette qui subit une flexion en raison de la dissymétrie de l'éprouvette.

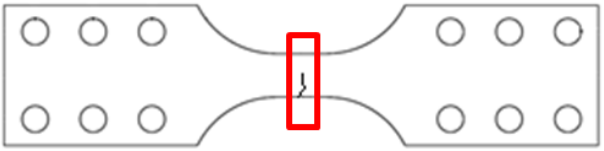
- Pour les éprouvettes en tôle soudée arasée, la fissure s'amorce dans la zone centrale de l'éprouvette. Pour le niveau de déformation le plus faible, la fissure principale se propage dans la ZAT tandis que pour les autres niveaux de déformation, la fissure principale se propage dans la zone fondue (voir Figure 3.28).

Au cours de l'essai, la tranche de l'éprouvette sur laquelle est appliqué le mouchetis est opposée à l'extensomètre. Des photos sont prises tous les 500 cycles, pour observer l'évolution du champ de déformation sur cette tranche. Pour les éprouvettes en tôle soudée et en tôle soudée arasée, la fissure se propage essentiellement dans l'épaisseur de la tôle. Pour certains essais, il a été possible de suivre la propagation de la fissure en corrélant la mesure de potentiel du suiveur de fissure avec la longueur de fissure mesurée sur les clichés. Trois essais ont fait l'objet d'une telle analyse :

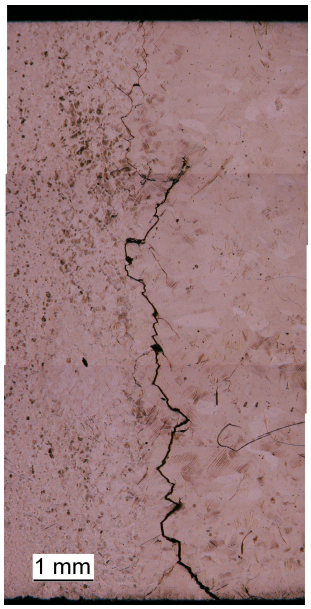
- L'éprouvette en tôle soudée soumise au niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.5\%$. Au cours de cet essai, la propagation de la fissure est rapide et l'évolution de la longueur de fissure a été mesurée sur 4 clichés uniquement.

- L'éprouvette en tôle soudée soumise au niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4\%$. 9 photos permettent de suivre l'évolution de la longueur de fissure.

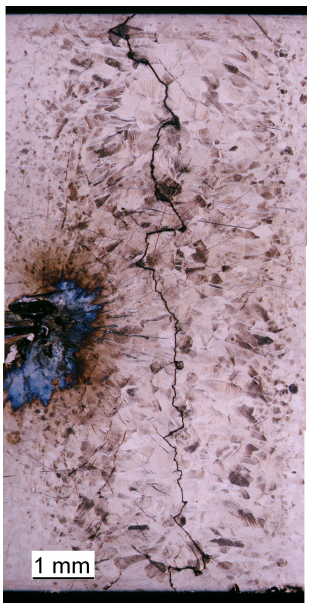
- L'éprouvette en tôle soudée arasée soumise au niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4\%$. L'évolution de la longueur de fissure à été mesurée sur 7 photos.



(a) Zone d'observation de la fissure principale



(b) $\Delta\varepsilon = 0.35\%$



(c) $\Delta\varepsilon = 0.4\%$

(d) $\Delta\varepsilon = 0.5\%$

FIGURE 3.28 – Micrographies de la fissure principale sur les éprouvettes en tôle soudée arasée

Ce suivi est possible uniquement pour les fissures se propageant dans l'épaisseur de l'éprouvette, cela n'a donc pas été réalisé pour les éprouvettes en tôle dont la fissure se propage dans la largeur de l'éprouvette. Cette section analyse la propagation de fissures pour les éprouvettes en tôle soudée et en tôle soudée arasée soumises au niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4\%$. L'éprouvette en tôle soudée soumise au niveau de déformation le plus élevé ($\Delta\varepsilon = 0.5\%$) est étudiée de manière identique dans l'annexe B.

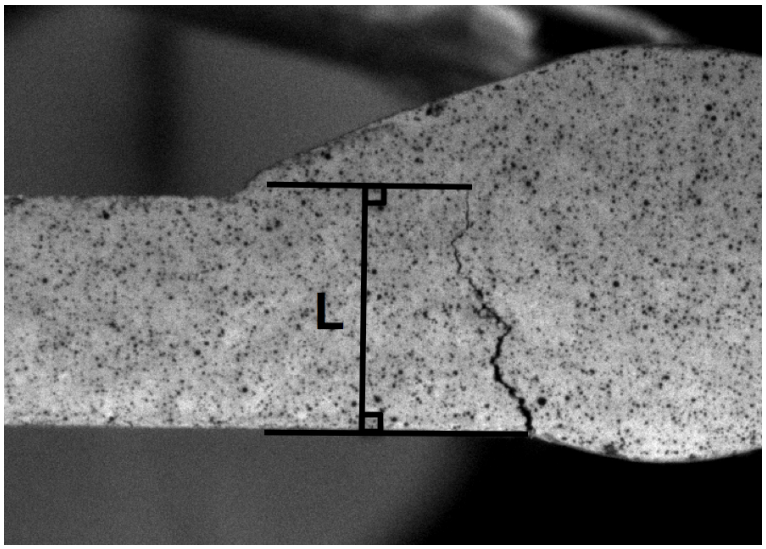
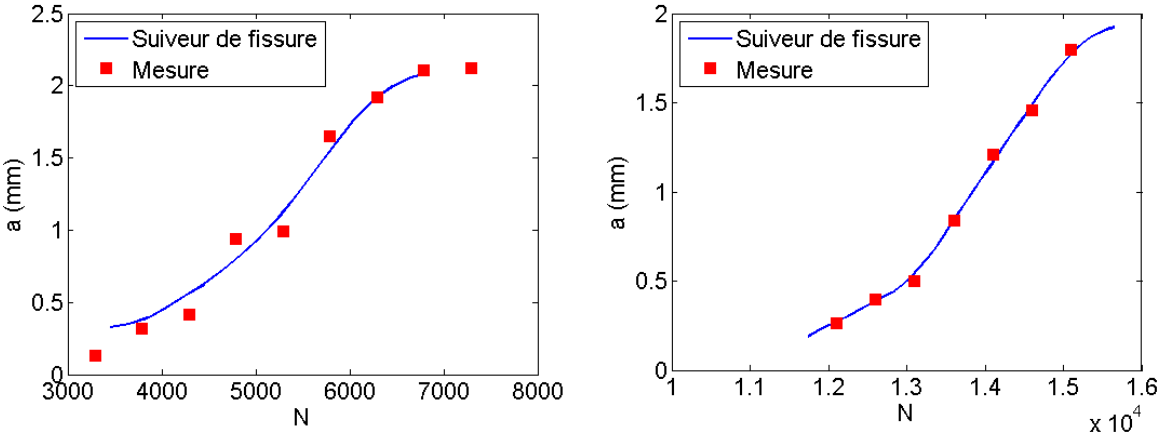


FIGURE 3.29 – Mesure de la longueur de fissure

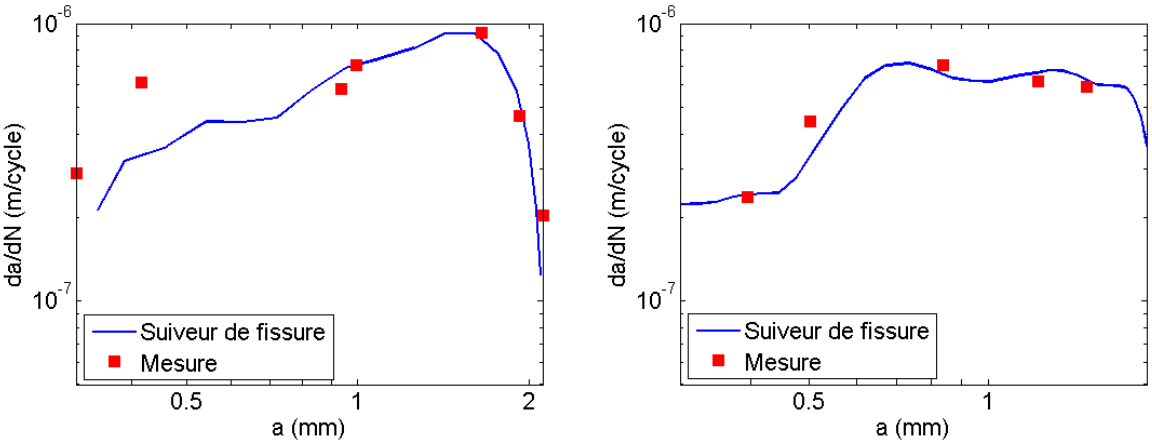
La profondeur de fissure est mesurée dans l'épaisseur de l'éprouvette, perpendiculairement à la direction de laminage comme le montre la Figure 3.29.



(a) Eprouvette soudée (b) Eprouvette soudée arasée

FIGURE 3.30 – Evolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles pour $\Delta\varepsilon = 0.4\%$

Pour l'amplitude de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4\%$, l'évolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycles est présentée sur la Figure 3.30 tandis que l'évolution de la vitesse de propagation en fonction de la longueur de fissure est présentée sur la Figure 3.31. La vitesse de propagation

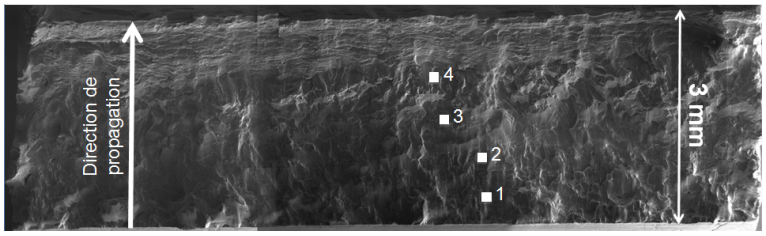


(a) Eprouvette soudée (b) Eprouvette soudée arasée

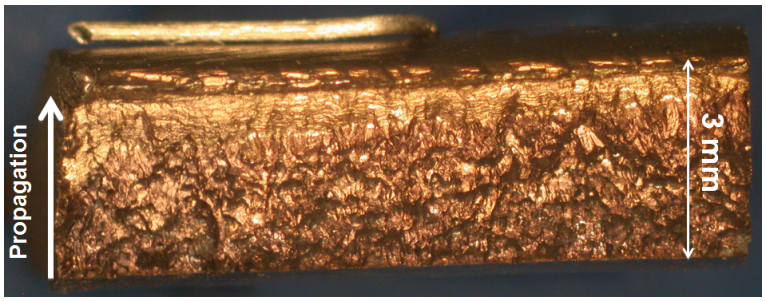
FIGURE 3.31 – Vitesse de propagation en fonction de la longueur de fissure pour $\Delta\varepsilon = 0.4\%$

mesurée sur l'éprouvette en tôle soudée et sur l'éprouvette en tôle soudée arasée est comprise entre 2 et 9 $10^{-7} m/cycle$. La vitesse de propagation augmente sensiblement jusqu'à ce que la fissure atteigne une taille d'environ 1 mm pour l'éprouvette en tôle soudée arasée et d'environ 1.5 mm pour l'éprouvette en tôle soudée. En fin d'essai, la vitesse de propagation diminue significativement, notamment pour l'éprouvette en tôle soudée (voir Figure 3.31).

Le faciès de rupture de l'éprouvette en tôle soudée est observé au microscope électronique à balayage (Figure 3.32a) et au microscope binoculaire (Figure 3.32b).



(a) Microscope électronique à balayage



(b) Microscope binoculaire

FIGURE 3.32 – Faciès de rupture de l'éprouvette en tôle soudée soumise au niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4\%$

Grâce au microscope binoculaire, nous pouvons distinguer deux zones sur le faciès de rupture : une zone foncée, qui a subi une oxydation prolongée et une seconde zone moins oxydée. La zone la plus oxydée correspond à la propagation de la fissure par fatigue. L'étude du chemin de fissuration sur les éprouvettes en tôle soudée arasée montre que le mode de propagation est à la fois trangranulaire et intergranulaire (Figure 3.33).

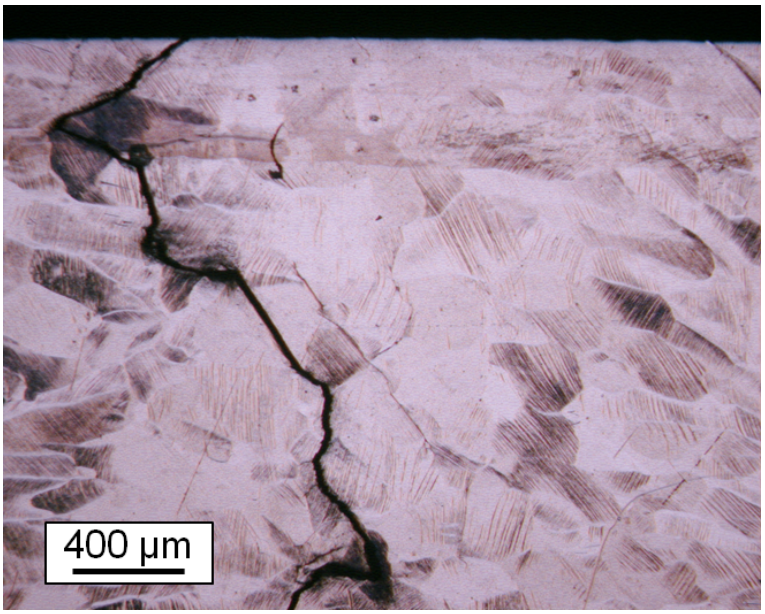


FIGURE 3.33 – Micrographie de l'éprouvette en tôle soudée arasée le long de la fissure principale, $\Delta\varepsilon = 0.4$ %

La seconde zone du faciès de rupture, peu oxydée, correspond à la rupture finale de l'éprouvette. De grandes "marches" sont visibles à l'oeil nu et la rupture ductile finale est attestée par la présence de cupules sur le bord du faciès (Figure 3.34). Cette dernière phase est brêve, ce qui explique la faible oxydation observée sur cette bande du faciès de rupture (Figure 3.32b).

Dans la zone de propagation par fatigue, nous pouvons observer des stries de fatigue, présentées sur la Figure 3.35. L'écart entre stries est en moyenne de 0.7 μm sur la zone A et de 0.8 μm sur la zone B, ce qui est cohérent avec les vitesses de propagation mesurées. Cependant la position de ces deux zones n'a pas été repérée sur le faciès de rupture. L'espace inter-stries est mesuré pour différentes profondeurs de fissure, dans les zones indiquées sur la Figure 3.32. Ces mesures, reportées en fonction de la profondeur de fissure dans le Tableau 3.1, confirment la tendance observée pour l'évolution de la vitesse de propagation sur l'éprouvette en tôle soudée (Figure 3.31). Les clichés MEB utilisés pour ces mesures sont les Figures C.1 à C.4 présentées dans l'annexe C.

L'évolution de l'allure des cycles contrainte nominale - déformation nominale présentée sur la Figure 3.36 donne des informations supplémentaires sur le comportement de ces deux éprouvettes. La contrainte nominale est la charge divisée par la section minimale définie à la section 3.3.2. Le dernier cycle présente deux pentes distinctes pour chaque éprouvette, ce qui traduit l'existence d'un phénomène d'ouverture-fermeture de fissure déjà présent au cycle N_f où un changement de pente significatif est observé lors de la mise en compression. De plus, l'énergie dissipée par cycle diminue sensiblement au cours de l'essai. A la fin de l'essai, l'énergie dissipée est faible, ce qui ralentit la

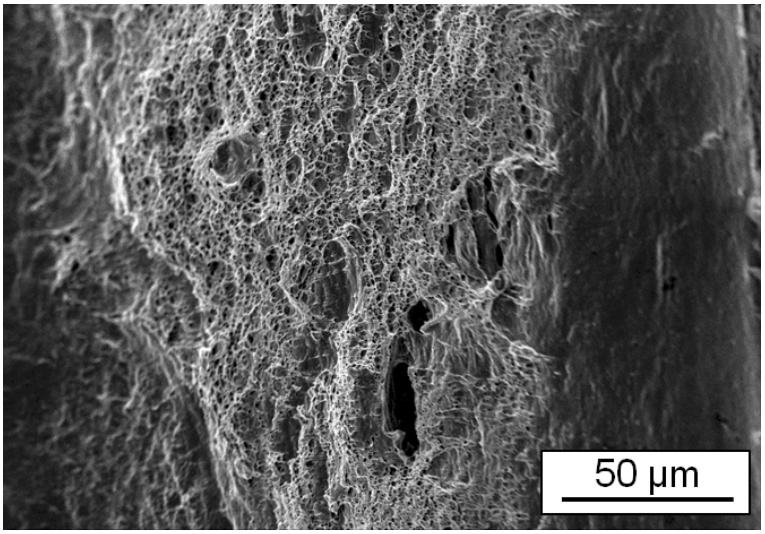
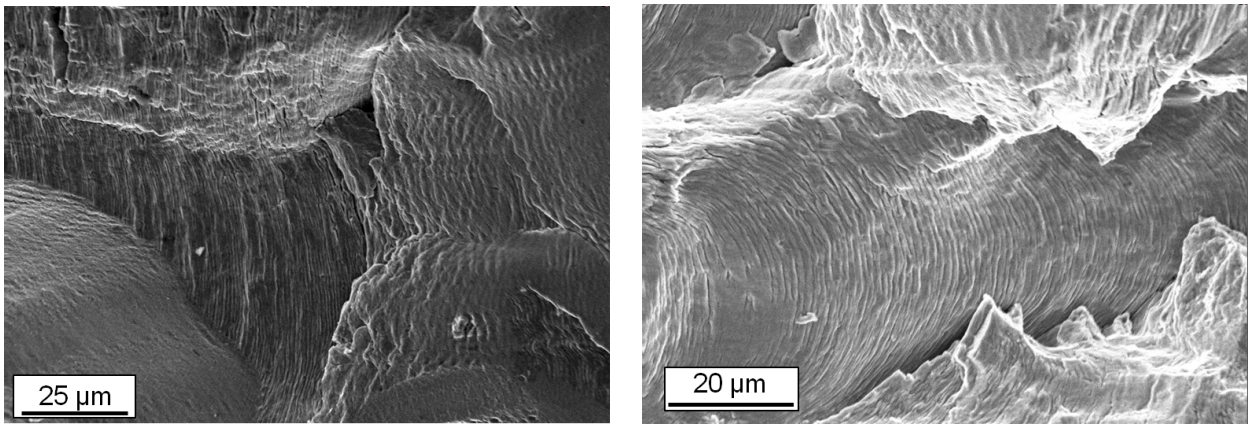


FIGURE 3.34 – Cupules observées sur le bord de l'éprouvette en tôle soudée, $\Delta\varepsilon = 0.4$ %



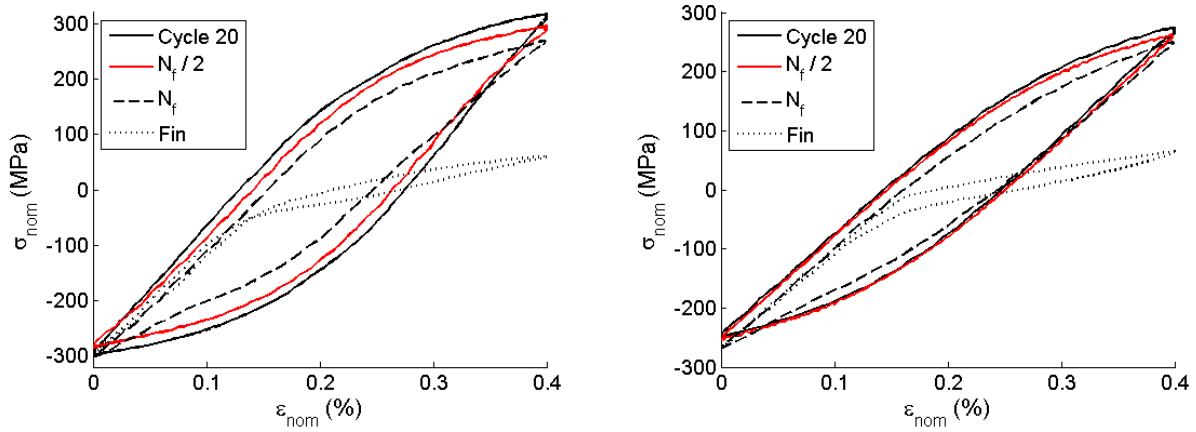
(a) Zone A (b) Zone B

FIGURE 3.35 – Zones de stries observées sur le faciès de rupture de l'éprouvette en tôle soudée - $\Delta\varepsilon = 0.4\%$

TABLE 3.1 – Espace inter-stries mesuré sur le faciès de rupture de l'éprouvette en tôle soudée soumise au chargement $\Delta\varepsilon = 0.4\%$

Zone	Profondeur de fissure [mm]	Espace inter-stries [μm]	Angle [degrés]
1	0.44	0.48	0
2	0.97	0.55	7
3	1.48	1.60	20
3	1.52	1.27	20
4	2.5	1.03	0

propagation de la fissure avant la rupture finale de l'éprouvette.

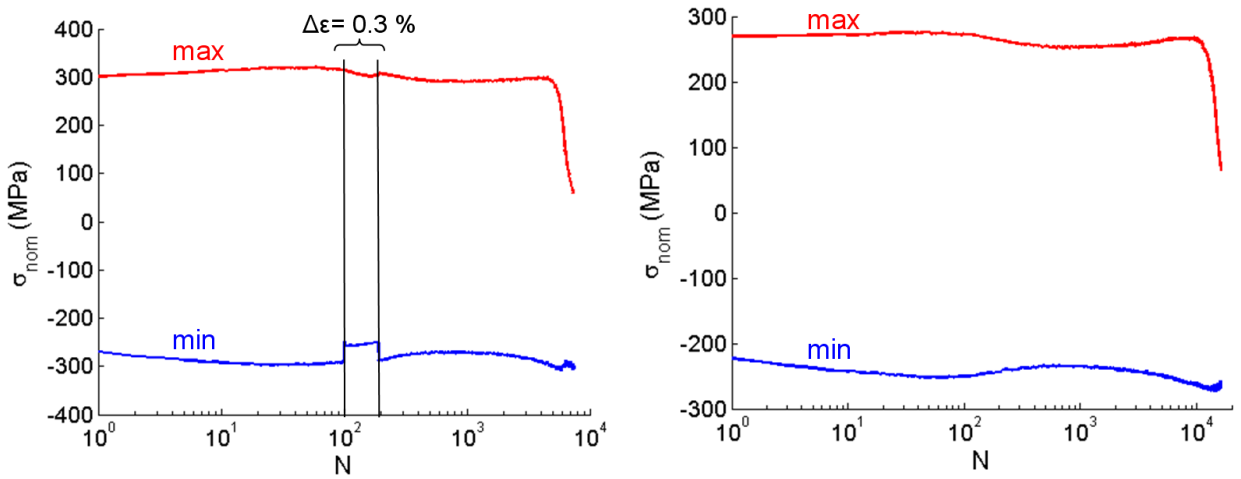


(a) Eprouvette soudée (b) Eprouvette soudée arasée

FIGURE 3.36 – Evolution de l'allure des cycles pour le niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4\%$

Cependant, la fissure évolue en réalité dans les trois directions de l'espace tandis que la mesure de la longueur est effectuée en 2D, sur une tranche de l'éprouvette. Nous n'observons donc qu'une projection de l'évolution de la fissure.

La Figure 3.37 présente l'évolution des contraintes maximales et minimales au cours des cycles pour les éprouvettes en tôle soudée et en tôle soudée arasée soumises au niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4\%$. Sur l'éprouvette en tôle soudée, le saut observé sur la contrainte minimale entre le cycle 100 et le



(a) Eprouvette soudée (b) Eprouvette soudée arasée

FIGURE 3.37 – Evolution de la contrainte pour le niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4\%$

cycle 190 correspond à l'erreur expérimentale décrite à la section 3.5.2.3. Au cours de ces 90 cycles, la déformation imposée varie entre $\varepsilon_{min} = 0.1\%$ et $\varepsilon_{max} = 0.4\%$. Ce chargement est moins endommageant que le chargement standard, et il est appliqué sur un nombre de cycles négligeable devant la durée de vie de l'éprouvette ($N_f = 5468$). Nous considérons donc que le dommage généré par ces cycles est

identique à celui généré par 90 cycles standards.

Au cours de l'essai effectué sur l'éprouvette en tôle soudée, la fissure est observée pour la première fois au cours du cycle 3290, elle mesure alors 0.128 mm. La durée de vie de l'éprouvette détectée par une chute de la charge maximale de 10%, $N_f = 5468$, correspond à une longueur de fissure de l'ordre de 1 mm. Pour l'éprouvette en tôle soudée arasée, la fissure est observée pour la première fois au cours du cycle 12100, et présente une profondeur de 0.266 mm. La fin de l'essai est détectée par chute de charge pour $N_f = 11490$, avant la première observation de fissure sur la tranche de l'éprouvette.

FIGURE 3.38 – Faciès de rupture de l'éprouvette en tôle soudée arasée, $\Delta\varepsilon = 0.4$ %

Sur le faciès de rupture de cette éprouvette présenté sur la Figure 3.38, nous constatons que le front de fissure n'est pas droit. De plus, certaines zones éloignées des tranches de l'éprouvette paraissent plus oxydées. Nous pouvons supposer que la fissure s'est d'abord amorcée à partir de ces zones, avant de se propager sur la tranche de l'éprouvette observée au cours de l'essai.

3.5.4 Bilan des essais isothermes en énergie dissipée

L'énergie dissipée au cours du cycle stabilisé est classiquement utilisé chez PSA Peugeot Citroën pour caractériser l'endommagement. Le cycle stabilisé d'un essai de fatigue est généralement choisi égal à la moitié de la durée de vie de l'éprouvette. La densité d'énergie dissipée dans la zone utile de l'éprouvette peut être estimée en intégrant la contrainte nominale en fonction de la déformation nominale :

$$\Delta W_{p\ ZU}^{d} = \int_{cycle} \sigma_{nom} d\varepsilon_{nom}$$

Il s'agit de l'aire de la boucle contrainte nominale - déformation nominale, représentative du comportement global de la zone utile. Pour les éprouvettes cylindriques, l'énergie dissipée est estimée par le calcul. 20 cycles de chargement sont simulés sur un élément de volume et l'énergie dissipée est évaluée sur le dernier cycle simulé. La Figure 3.39 présente la densité d'énergie dissipée dans la zone utile des éprouvettes au cours du cycle $\frac{N_f}{2}$ en fonction de la durée de vie des éprouvettes. Pour une même densité d'énergie dissipée, la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée est plus faible que celle des éprouvettes en tôle soudée arasée qui ont à leur tour une durée de vie plus faible que les éprouvettes en tôle.

Cependant, le cycle de référence pour l'identification du comportement est le cycle 20. La Figure 3.40 présente la durée de vie en fonction de l'énergie dissipée au 20ème cycle. Les tendances sont identiques à celles observées sur la Figure 3.39 où l'énergie dissipée est mesurée au cours du cycle $\frac{N_f}{2}$. Seules les éprouvettes en tôle présentent des résultats sensiblement différents en raison du fort durcissement cyclique du matériau. La durée de vie des éprouvettes en tôle est plus proche de celle des éprouvettes cylindriques lorsque l'énergie dissipée est mesurée au 20ème cycle. Ce résultat est cohérent

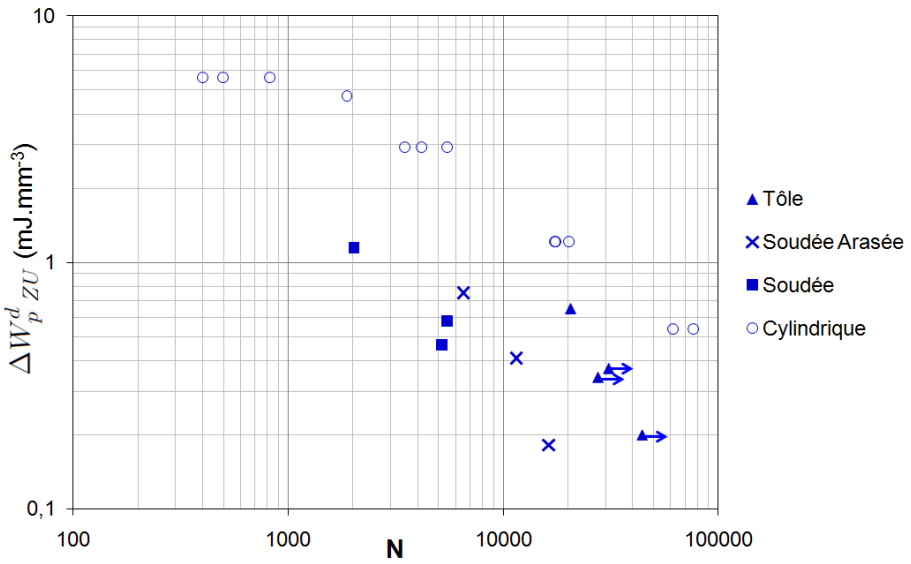


FIGURE 3.39 – Durée de vie à $300°C$ en fonction de l'énergie dissipée au cours du cycle $\frac{N_f}{2}$ dans la zone utile

puisque l'énergie dissipée par les éprouvettes cylindriques est estimée à partir de la simulation de 20 cycles de chargement.

Néanmoins, en évaluant l'énergie dissipée sur l'ensemble de la zone utile, les effets de concentration de contrainte dus à la géométrie du cordon de soudure ou à la microstructure sont estompés. La simulation des essais à l'aide de la méthode des éléments finis permettra d'estimer l'énergie dissipée dans des zones plus locales, situées au niveau des sites préférentiels d'amorçage de fissure comme les pieds de cordon.

3.6 Modélisation du comportement de la tôle soudée à $300°C$

Les éprouvettes sont modélisées finement et les essais réalisés sont simulés à l'aide du code de calcul par éléments finis Abaqus afin d'obtenir des informations plus locales sur le comportement du matériau. Une étude menée chez PSA Peugeot Citroën a montré la nécessité d'utiliser des éléments volumiques pour reproduire correctement le comportement du collecteur d'échappement en raison des rayons de courbure faibles observés sur cette pièce. L'éprouvette est donc modélisée à l'aide d'éléments volumiques : des briques C3D8I pour la zone utile de l'éprouvette et des tétraèdres C3D10M pour le reste de l'éprouvette. La taille de maille est de 0.25 mm dans la zone utile de l'éprouvette. La transition entre les deux types d'éléments est réalisée à l'aide d'un contact « tied »entre les différentes parties de l'éprouvette (voir Figure 3.41). Une extrémité de l'éprouvette est encastrée tandis que la face opposée est soumise à un déplacement imposé. Au cours de l'essai, le déplacement du piston est piloté en fonction de la déformation mesurée aux bornes de l'extensomètre. L'utilisation d'une sous-routine de type UAMP sous Abaqus permet de reproduire ce mode de contrôle, en imposant un déplacement à l'extrémité de l'éprouvette en fonction de l'écart de déplacement mesuré entre deux noeuds distants de 10 mm, longueur de référence de l'extensomètre.

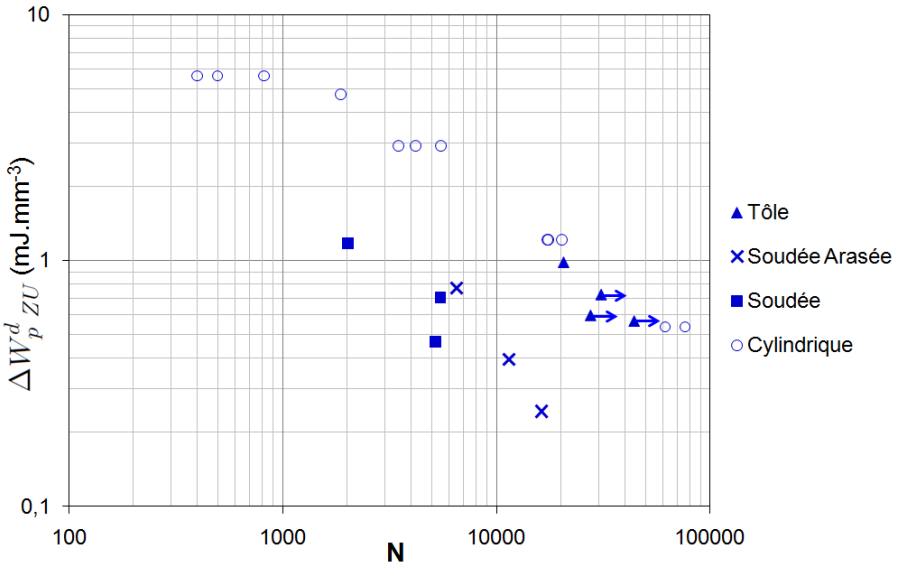


FIGURE 3.40 – Durée de vie à 300°C en fonction de l'énergie dissipée au cours du 20ème cycle dans la zone utile

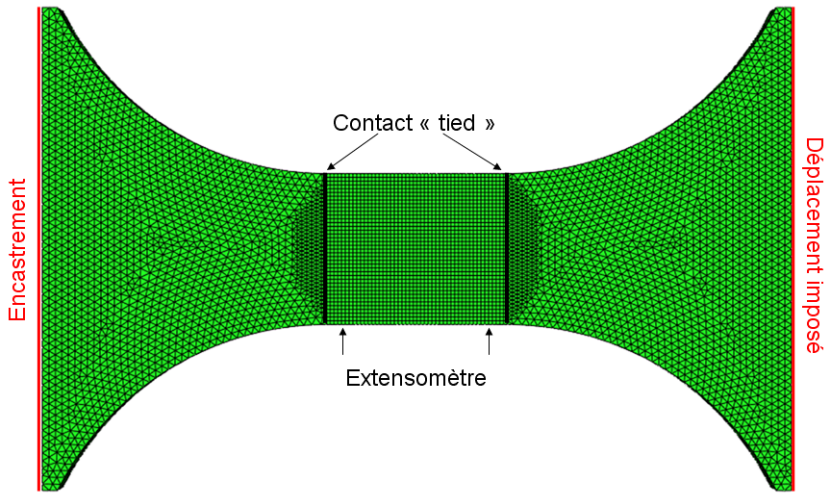


FIGURE 3.41 – Maillage de l'éprouvette en tôle

3.6.1 Comportement de la tôle

La loi de comportement utilisée est une loi élasto-visco-plastique mise au point au cours de la thèse de F. Szmytka [94, 95]. Les effets visqueux et plastiques sont pris en compte par l'intermédiaire d'un tenseur unique $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$. Certains travaux [36] tendent à montrer que cette modélisation viscoplastique unifiée serait plus conforme aux observations expérimentales. La déformation se décompose en parties thermique, élastique et viscoplastique :

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^{th} + \boldsymbol{\varepsilon}^{e} + \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$$

où la déformation thermique est classiquement obtenue grâce au coefficient de dilatation thermique α_T :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{th} = \alpha_T\left(T\right)\ \Delta T\ \boldsymbol{I}$$

et où la déformation élastique est reliée à la contrainte par la loi de Hooke généralisée, à l'aide du module de Young, E et du coefficient de Poisson, ν :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{e} = \frac{1+\nu}{E}\boldsymbol{\sigma} - \frac{\nu}{E}\ tr\ \boldsymbol{\sigma}\ \boldsymbol{I}$$

Le domaine d'élasticité est défini dans l'espace des contraintes et des variables d'écrouissage à l'aide d'une fonction seuil $f(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{X}, R, T)$ caractérisant sa frontière. Le critère de von Mises [101], couramment utilisé pour les matériaux isotropes [55], est choisi comme fonction seuil :

$$f = J_2\left(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{X}\right) - R = 0$$

où J_2 est le second invariant, $J_2\left(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{X}\right) = \sqrt{(\boldsymbol{s} - \boldsymbol{X}) : (\boldsymbol{s} - \boldsymbol{X})}$. $\boldsymbol{s}$ est le déviateur des contraintes et R le rayon viscoplastique. L'écrouissage est décrit à l'aide de deux variables :

- La variable d'écrouissage cinématique $\boldsymbol{X}$, décrit le déplacement du centre du domaine d'élasticité dans l'espace des contraintes. L'écrouissage cinématique est choisi non linéaire :

  $$\boldsymbol{X} = \frac{2}{3}C\boldsymbol{\alpha}$$

  avec

  $$\dot{\boldsymbol{\alpha}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} - \frac{3D}{2C}\boldsymbol{X}\dot{p}$$

- La variable d'écrouissage isotrope R, décrit l'évolution du rayon viscoplastique et l'agrandissement du domaine d'élasticité dans l'espace des contraintes. L'écrouissage isotrope est supposé non linéaire, défini par :

  $$R = R_0 + Q\left(1 - e^{-bp}\right)$$

  où R_0 est la limite d'élasticité du matériau au sens d'Orowan, b et Q des paramètres d'écrouissage.

Enfin, l'écoulement visqueux est inspiré des travaux de Poirier [77] qui relient la déformation viscoplastique au déplacement des dislocations.

$$\dot{p} = \dot{\varepsilon}_0\ \left(1 + \left(\frac{J_2\left(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{X}\right) - R}{H}\right)^2\right)\ \ sinh\left\langle\frac{J_2\left(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{X}\right) - R}{K}\right\rangle$$

où $\dot{\varepsilon}_0$, H et K sont des paramètres dépendant de la température et $\langle\ \rangle$ représente la partie positive.

TABLE 3.2 – Paramètres de la loi Szmytka identifiés pour la tôle à 300°C

E [MPa]	C [MPa]	D [MPa]	R_0 [MPa]	Q [MPa]	b	$\dot{\varepsilon}_0$ [s^{-1}]	K [MPa]	H [MPa]
192830	100000	1500	80	120	500	1.8 10^{-8}	7.05	3.79

Les paramètres de viscosité (K, H et $\dot{\varepsilon}_0$) ont été identifiés chez PSA Peugeot Citroën à partir d'essais réalisés sur des éprouvettes cylindriques, dans une stratégie d'identification anisotherme. Les autres paramètres sont ajustés à partir de trois essais réalisés sur des éprouvettes en tôle :

- Un essai d'écrouissage cyclique qui permet d'étudier le comportement du matériau pour différents niveaux de déformation moyenne :
  - Un chargement en traction jusqu'à un premier niveau de déformation ε_1
  - 15 cycles de chargement entre ε_1 et $\varepsilon_1 - \Delta\varepsilon$
  - Un chargement en traction jusqu'à un second niveau de déformation $\varepsilon_2 > \varepsilon_1$
  - 15 cycles de chargement entre ε_2 et $\varepsilon_2 - \Delta\varepsilon$
  - Etc. jusqu'à un niveau de déformation maximal ε_m égal à 1.5%

- Un essai de relaxation qui permet de recaler la partie viscoplastique du comportement du matériau. 2 niveaux de déformation sont étudiés : 0.5% et 1%.

- Des essais de durée de vie isothermes réalisés à 300°C. L'éprouvette est soumise à un chargement cyclique en déformation, de fréquence $0.05Hz$, entre un niveau minimum égal à 0 et un niveau maximum $\Delta\varepsilon$. Le cycle stabilisé utilisé pour l'identification correspond au 20e cycle.

Ces essais sont réalisés sur des éprouvettes en tôle sans raidisseur. L'identification est effectuée à l'aide du code de calcul par éléments finis Zébulon, en appliquant le chargement imposé au cours des 3 essais sur un élément de volume. Les paramètres de la loi sont présentés dans le Tableau 3.2.

La Figure 3.42 montre que le comportement en traction de la tôle est correctement reproduit.

La saturation prématurée de l'écrouissage isotrope ne permet pas de reproduire la pente observée expérimentalement pour les niveaux de déformation élevés. Cependant, ceci permet d'obtenir des resultats satisfaisants pour l'essai de traction-relaxation (Figure 3.43).

Enfin la Figure 3.44 montre que l'essai de durée de vie effectué à un niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.5$ % est reproduit de manière satisfaisante avec une stabilisation rapide du comportement.

3.6.2 Comportement de la tôle soudée

En ce qui concerne les éprouvettes en tôle soudée, deux types de modélisation sont adoptés pour représenter le cordon de soudure dans le code de calcul par éléments finis Abaqus, classiquement utilisé chez PSA Peugeot Citroën :

- Le modèle volumique (V) présenté sur la Figure 3.45a qui reproduit fidèlement la géométrie

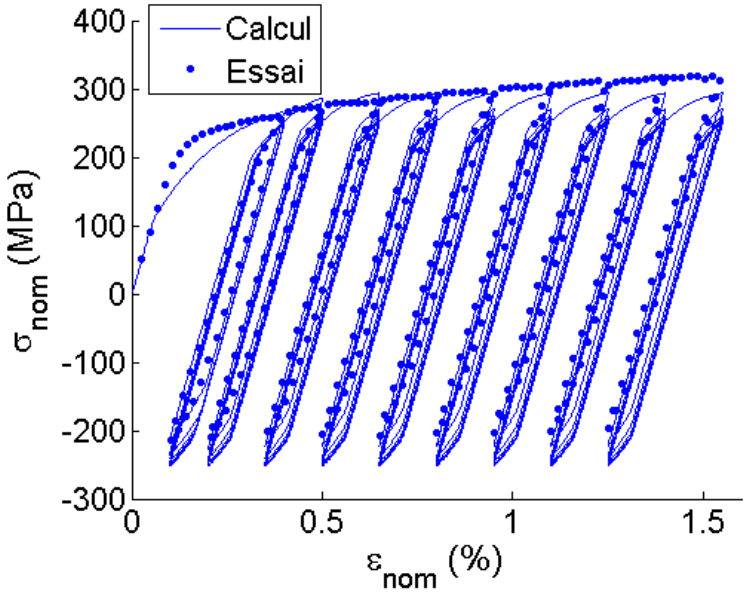
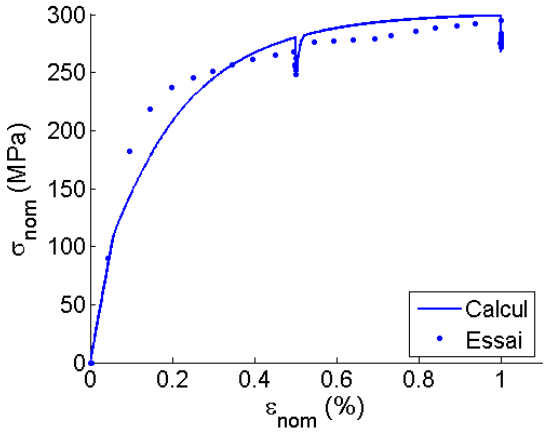
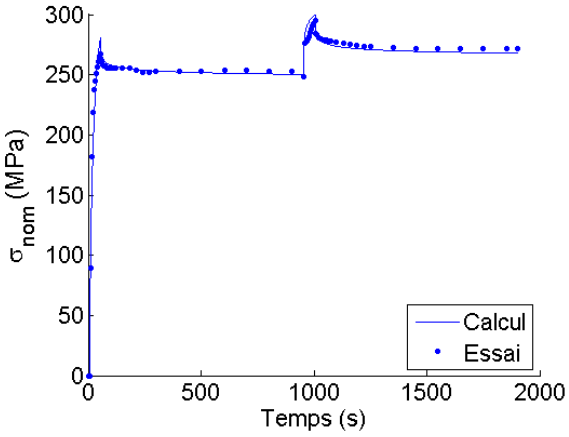


FIGURE 3.42 – Essai de traction réalisé sur tôle à 300°C



(a) Contrainte-Déformation



(b) Contrainte - Temps

FIGURE 3.43 – Essai de traction relaxation réalisé sur tôle à 300°C

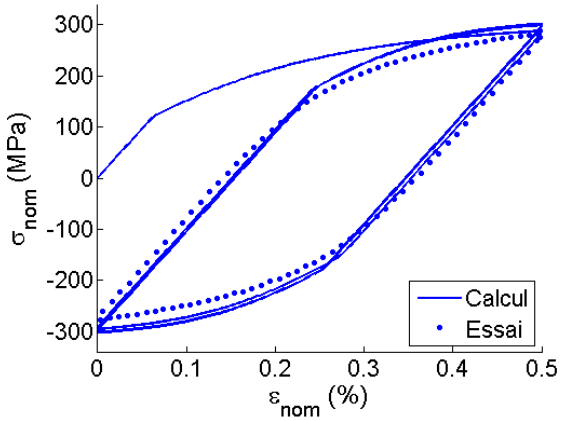
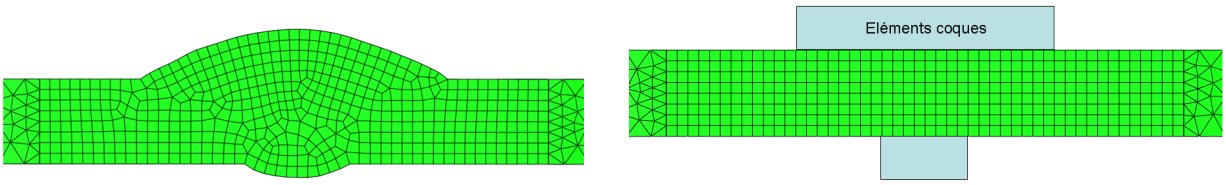


FIGURE 3.44 – Essai de durée de vie réalisé sur tôle à 300°C - $\Delta\varepsilon = 0.05$ %

du cordon de soudure. Une loi de comportement identique est utilisée pour la tôle et pour les éléments du cordon. Les éléments utilisés sont des briques C3D8I dans la zone utile et des tétraèdres C3D10 au delà. La taille de maille est de l'ordre de 0.25 mm dans la zone utile de l'éprouvette.

– Le modèle coque (C) présenté sur la Figure 3.45b qui utilise des éléments coques de type S4 dans Abaqus pour modéliser l'apport de matière au niveau du cordon. L'épaisseur des éléments coques est égale à la demi-épaisseur de la tôle, soit 1 mm et la taille de maille est de l'ordre de 0.25 mm dans la zone utile. La loi de comportement des éléments coques est identique à celle de la tôle. Cette modélisation, inspirée de la méthodologie développée par J.L. Fayard [34], a été testée sur deux géométries de cordon observées sur le collecteur d'échappement. Cette étude présentée à la section 5.5.2.2 montre qu'un volume de post-traitement de 1 mm de côté permet d'obtenir des résultats comparables en termes de contrainte sur les modèles volumique et coque.



(a) Modèle V (b) Modèle C

FIGURE 3.45 – Modélisation de l'éprouvette en tôle soudée

La Figure 3.46 présente les courbes contrainte nominale - déformation nominale pour les deux modèles de soudure, lors du 1er cycle de chargement. Avec la loi de comportement choisie, le comportement est stabilisé dès le premier cycle, les cycles suivants se superposent donc au cycle présenté

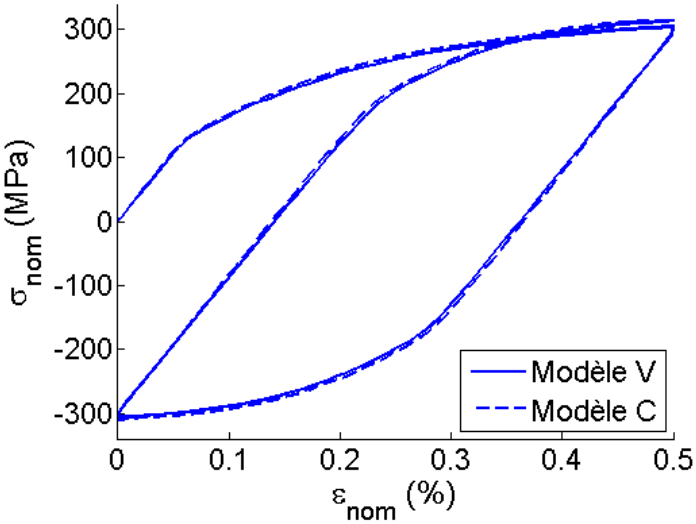


FIGURE 3.46 – Comparaison des deux modèles de soudure pour l'éprouvette en tôle soudée soumise à un essai de durée de vie isotherme - $\Delta\varepsilon = 0.5$ %

sur la Figure 3.46. Les deux modèles montrent un comportement nominal identique, en particulier l'amplitude de contrainte présente un écart inférieur à 1% entre les deux modèles.

Cependant, la Figure 3.47 montre que ce comportement nominal présente des différences significatives par rapport au comportement nominal mesuré expérimentalement, notamment lors de la première phase de traction.

Au cours de cet essai, la tranche de l'éprouvette est photographiée au début de l'essai, pour $\varepsilon = 0$ % puis à la fin de la première phase de traction, pour $\varepsilon = 0.5$ %. Le champ de déplacement entre ces deux instants est déterminé par corrélation d'images et peut être comparé aux résultats issus de la simulation numérique. Les champs de déplacement déterminés expérimentalement et simulés sont présentés, selon la direction de traction (U1) sur la Figure 3.48a et selon la direction orthogonale (U2) sur la Figure 3.48b.

Le champ de déplacement selon la direction de traction est correctement reproduit par le calcul dans la zone utile grâce à l'utilisation de la sous-routine de type UAMP qui permet de contrôler l'écart de déplacement entre les deux noeuds de l'extensomètre. En revanche, selon la direction orthogonale, les champs de déplacement présentent des différences significatives malgré une reproduction fidèle de la géométrie du cordon de soudure. Le calcul sous-estime la déformation de la zone fondue et de la ZAT. L'utilisation d'une loi de comportement unique pour la tôle, la zone fondue et la ZAT ne permet donc pas de reproduire la déformée mesurée expérimentalement. En effet, la microstructure est fortement modifiée dans ces deux zones (voir la section 3.2.2) et influence donc leur comportement.

Les mesures de dureté sont généralement utilisées pour estimer les différences de propriété mécanique entre la tôle, la ZAT et la zone fondue. En effet, la dureté dépend à l'ordre 1 de la limite d'élasticité [7]. Cependant, les mesures présentées sur la Figure 3.6 ne présentent pas de différences significatives dans ces trois zones. Selon la loi de Hall-Petch, la limite d'élasticité dans les matériaux présentant de gros grains est plus faible que celle des matériaux à grains fins. Dans le cas de la tôle soudée, la limite d'élasticité de la zone fondue ou de la ZAT serait alors plus faible que celle de la

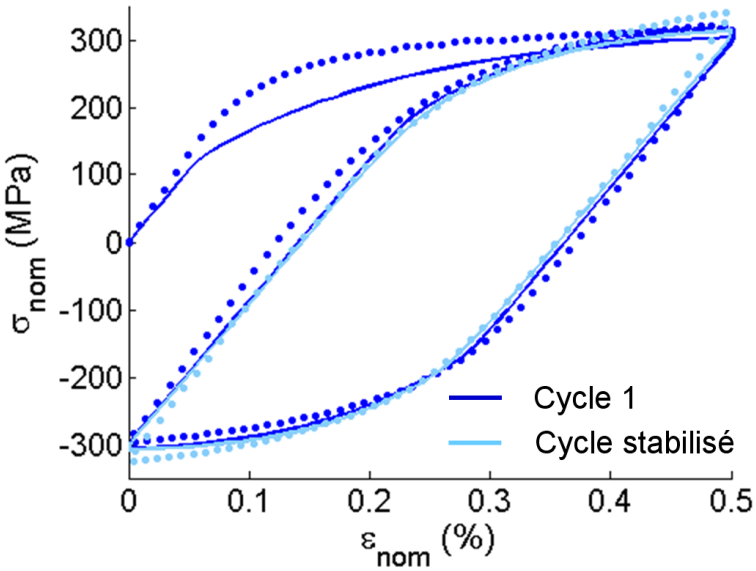
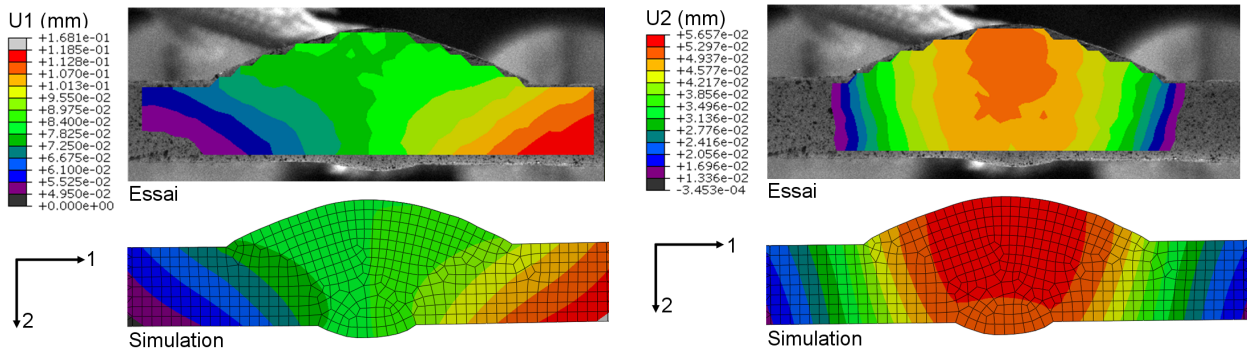


FIGURE 3.47 – Essai de durée de vie sur une éprouvette en tôle soudée soumise au niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.5$ % : Comparaison du comportement nominal expérimental et simulé à l'aide du modèle V



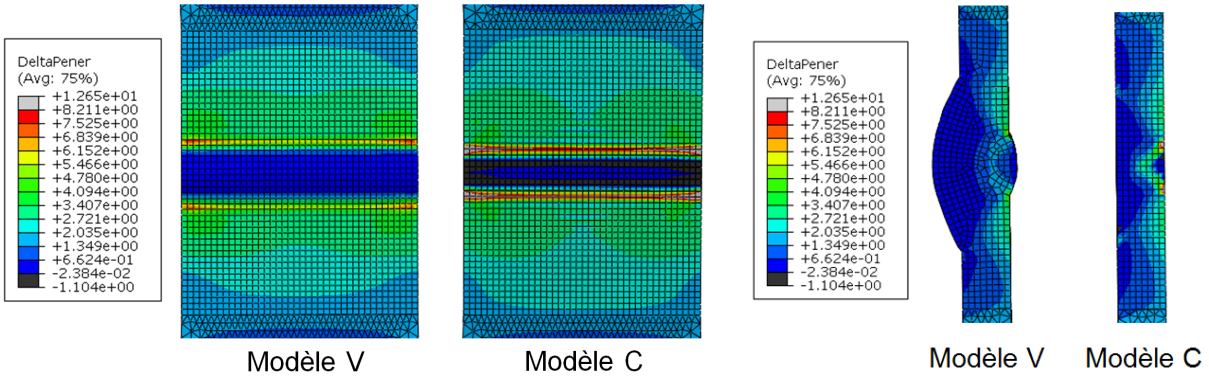
(a) Direction de traction (b) Direction orthogonale

FIGURE 3.48 – Champs de déplacement expérimentaux et simulés au maximum de traction ($\varepsilon_{nom} = 0.5$ %)

tôle. Cependant l'apport de métal et les conditions thermiques du soudage peuvent également avoir une influence de nature différente sur les propriétés mécaniques de la soudure.

Des tests numériques ont été effectués pour prendre en compte ce changement de microstructure par une augmentation ou une diminution de la limite d'élasticité dans la zone fondue et la zone affectée thermiquement, notamment pour reproduire le comportement de l'éprouvette en tôle soudée arasée. Cependant, lorsque la limite d'élasticité est modifiée de 20% dans ces deux zones, l'amplitude de contrainte nominale ne présente pas d'augmentation significative par rapport à une loi de comportement unique pour la tôle et la zone soudée. De plus, la Figure 3.27 semble indiquer que l'éprouvette en tôle soudée arasée présente un écrouissage cinématique différent de l'éprouvette en tôle. Ainsi, la microstructure a une influence prépondérante sur les termes cinématiques de l'écrouissage, qui ne présentent pas de relation évidente avec les paramètres microstructuraux tels que la taille de grains.

Bien que la déformée de l'éprouvette en tôle soudée ne soit pas reproduit de manière exacte par l'intermédiaire des modèles V et C, l'écart entre les contraintes nominales maximales expérimentale et simulée est inférieur à 9%, ce qui est satisfaisant. Ces deux modèles présentent l'avantage de mettre en évidence la concentration de contrainte en pied de cordon, due au défaut géométrique apporté par ce dernier. Cette concentration de contrainte se traduit par un gradient d'énergie dissipée au niveau du pied de cordon. Ce gradient est visible sur la face (Figure 3.49a) ainsi que sur la tranche de l'éprouvette (Figure 3.49b).



(a) Face (b) Tranche

FIGURE 3.49 – Comparaison de l'énergie dissipée pour les modèles V et C, au cours du dernier cycle de chargement de l'essai de durée de vie réalisé sur une éprouvette soudée à $300°C$ avec $\Delta\varepsilon = 0.5$ %

L'élément dissipant le plus d'énergie au cours du dernier cycle simulé est considéré comme l'élément le plus endommagé dans lequel une fissure peut s'amorcer. Pour les deux modèles de soudure, cet élément est situé au pied du petit bourrelet de la soudure, ce qui correspond au site d'amorçage de fissures observé expérimentalement. Les deux modèles de soudure localisent donc de manière satisfaisante les sites d'amorçage de fissures. De plus, les gradients d'énergie présentent des allures similaires pour les deux modèles de soudure bien que le maximum d'énergie dissipée soit plus important pour le modèle C que pour le modèle V.

Le Tableau 3.3 présente les niveaux d'énergies maximaux et minimaux atteints dans l'élément le plus dissipatif le long du petit cordon. Les arêtes de l'élément mesurent 0.25 mm pour les deux modèles. Les maxima d'énergie sont plus élevés pour le modèle C que pour le modèle V tandis que le

TABLE 3.3 – Densité d'énergie dissipée dans l'élément le plus dissipatif - Valeurs minimales et maximales relevées aux points d'intégration (PI)

	Modèle V	Modèle C
PI min $[mJ.mm^{-3}]$	3.0315	3.3580
PI max $[mJ.mm^{-3}]$	6.9219	12.6225

gradient d'énergie dans l'élément est plus important pour le modèle C. Ceci s'explique par le fait que la transition entre les éléments coques et les éléments volumiques représente un défaut géométrique plus grand que la représentation fidèle de la géométrie du cordon, où l'angle d'attaque est supérieur à 90°. Dans les éléments adjacents à l'élément le plus dissipatif, les niveaux d'énergie sont comparables pour les deux modèles de soudure.

L'étude menée à la section 5.5.2.2 préconise l'utilisation d'un volume de post-traitement de 1 mm de côté pour obtenir des niveaux de contrainte identiques entre les deux modèles. De plus, la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée soumises à un chargement isotherme correspond également à une profondeur de fissure de l'ordre de 1 mm. Il paraît donc cohérent d'étudier l'endommagement dans une zone de 1 mm de côté. Le Tableau 3.4 présente, pour chaque essai, la densité d'énergie dissipée moyenne dans un volume de post-traitement de 1 mm^3, centré sur le pied du petit cordon pour les modèles V et C. Les écarts sont faibles, inférieurs à 25%.

TABLE 3.4 – Densité d'énergie dissipée dans un volume de 1 mm^3 centré sur le pied du petit cordon pour les modèles V et C, pour chaque essai de durée de vie

$\Delta\varepsilon$ (%)	Modèle V	Modèle C	Ecart (%)
0.35	0.674	0.521	23
0.4	0.897	0.774	14
0.5	1.453	1.484	2

Ainsi, bien que le modèle C génère une concentration de contrainte plus importante localement, au pied des éléments coques représentatifs du cordon de soudure, il présente néanmoins une distribution de l'énergie dissipée similaire à celle du modèle V lorsque l'on s'éloigne des éléments coques. De plus, ce modèle reproduit de manière identique le comportement nominal des éprouvettes et l'utilisation d'un volume de post-traitement de 1 mm^3 permet d'obtenir des niveaux d'énergie dissipée comparables à ceux obtenus avec le modèle V. Le modèle de soudure de type C associé à un volume de post-traitement de 1 mm^3 est donc satisfaisant pour modéliser les éprouvettes soudées soumises à un chargement isotherme.

3.7 Conclusion

Ce chapitre a permis de caractériser le comportement des éprouvettes soumises à un chargement isotherme. Lors d'un essai de traction uniaxial, la présence du cordon de soudure génère une composante de flexion qui modifie la déformée des éprouvettes de manière significative. L'étude des éprouvettes en tôle soudée arasée montre que la différence de microstructure au niveau de la zone soudée a également un impact non négligeable sur son comportement, notamment sur le terme cinématique de l'écrouissage. Ainsi, lors d'un essai de traction uniaxial conduit sur une éprouvette en tôle soudée la déformation se concentre au niveau du pied de cordon, en raison de la géométrie du cordon de soudure et de la microstructure qui évolue dans la ZAT et dans la zone fondue.

En ce qui concerne l'étude en fatigue, les essais menés sur les éprouvettes en tôle soudée arasée montrent que le changement de microstructure a une influence sur la localisation de la fissure et sur la durée de vie des éprouvettes. La présence du cordon de soudure sur les éprouvettes en tôle soudée diminue davantage leur durée de vie en raison de l'effet d'entaille au niveau du pied de cordon. La propagation des fissures est à la fois de type transgranulaire et intergranulaire. L'évolution de la vitesse de propagation au cours de l'essai montre un ralentissement en fin d'essai qui peut s'expliquer par l'apparition d'un phénomène d'ouverture-fermeture de fissure qui réduit l'énergie dissipée par cycle en fin d'essai.

Deux modèles de soudure sont proposés : le modèle V qui reproduit fidèlement la géométrie du cordon de soudure et le modèle C qui utilise des éléments coques pour représenter l'apport de matière au niveau du cordon de soudure. Les comportements de la tôle et de la zone soudée sont modélisés à l'aide d'une loi unique. Le modèle C est moins coûteux numériquement et facile à mettre en oeuvre parmi les outils numériques actuellement utilisés chez PSA Peugeot Citroën. Ces deux modèles sont équivalents pour prédire le comportement nominal des éprouvettes et leur endommagement lorsque le post-traitement est réalisé sur une zone de 1 mm^3 . Le comportement nominal des éprouvettes est reproduit de manière satisfaisante bien que les déformations au niveau de la zone soudée soient sous-estimées par le calcul. Les deux modèles localisent correctement l'amorçage de la fissure au pied du petit bourrelet du cordon de soudure. Le modèle C permet donc de modéliser les éprouvettes en tôle soudée soumises à un chargement isotherme de manière satisfaisante. Ce modèle doit maintenant être validé pour des chargements anisothermes représentatifs des sollicitations observées sur le collecteur d'échappement.

Chapitre 4

Caractérisation et durée de vie anisotherme

4.1 Introduction

Le chapitre précédent concerne les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle, en tôle soudée et en tôle soudée arasée. Nous avons vu que la soudure a une influence sur le comportement et sur la durée de vie des éprouvettes en raison de l'évolution de la microstructure et de la géométrie au niveau de la zone soudée. Ces essais ont permis une caractérisation approfondie de la propagation des fissures et une analyse plus locale du comportement grâce, notamment, à l'étude des champs de déformation locaux par corrélation d'images. Nous avons également proposé un modèle de soudure simple de mise en oeuvre (le modèle C), associé à une loi de comportement élasto-visco-plastique unique pour la tôle et la zone fondue, qui reproduit fidèlement le comportement nominal observé expérimentalement et localise correctement les sites préférentiels d'amorçage de fissure.

Cependant, le collecteur d'échappement est soumis à des sollicitations anisothermes avec de grandes variations de température (de $20°C$ à $800°C$ typiquement). Le modèle de soudure mis au point précédemment doit donc être validé pour des chargements plus proches de ceux observés sur la structure réelle.

Ce chapitre expose la stratégie expérimentale et numérique développée pour valider cette modélisation dans le cas de sollicitations anisothermes. Il décrit tout d'abord la méthodologie expérimentale et en particulier le choix des cycles de chargement anisothermes qui seront appliqués sur les éprouvettes en tôle et en tôle soudée. Les résultats des essais de durée de vie sont ensuite exposés pour les deux types d'éprouvette. Enfin, le modèle de soudure mis au point précédemment est adapté aux sollicitations anisothermes, en particulier grâce à l'utilisation d'une loi de comportement identifiée sur une large gamme de températures.

4.2 Méthodologie et moyens expérimentaux

4.2.1 Matériau et géométrie des éprouvettes

Le matériau de l'étude est l'acier ferritique inoxydable F18TNb, décrit à la section 3.2. Les essais anisothermes sont réalisés sur des éprouvettes en tôle et en tôle soudée. Des premiers essais aniso-

thermes ont été réalisés sur des éprouvettes présentant la même géométrie que les éprouvettes utilisées pour les essais isothermes (Figure 3.7). Cependant, la présence d'un gradient thermique, de faible amplitude sur la longueur utile de l'éprouvette, fait apparaître un gonflement ou une striction en dehors de la zone utile. Cette instabilité du matériau a déjà été observée sur des éprouvettes tubulaires par L. Bucher *et al.* [13]. Afin de concentrer la déformation au centre de l'éprouvette, la zone utile est usinée de nouveau pour obtenir un rayon de courbure constant au centre de l'éprouvette, comme le montre la Figure 4.1. Les éprouvettes en tôle sont polies sur les faces et sur les tranches à la pâte diamantée pour limiter l'amorçage de fissure au niveau du rayon de raccordement. Les éprouvettes en tôle soudée sont uniquement toilées sur les tranches afin d'atténuer les traces d'usinage. Les faces ne subissent aucun traitement de surface pour respecter la géométrie du cordon de soudure.

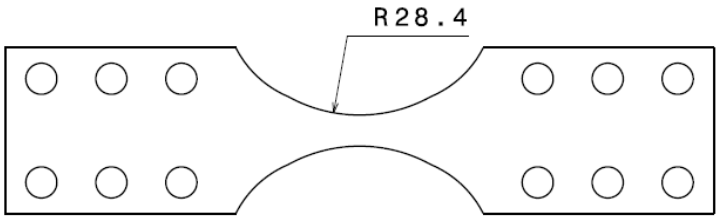


FIGURE 4.1 – Modification de la géométrie des éprouvettes pour les essais anisothermes

4.2.2 Définition de la section nominale de l'éprouvette

En raison de la présence éventuelle du cordon de soudure, les éprouvettes en tôle et en tôle soudée possèdent des géométries différentes. La section nominale S_{nom}, utilisée pour le calcul de la contrainte nominale est néanmoins définie de manière identique pour les deux types d'éprouvette. Il s'agit du produit de la largeur la plus faible L_{nom} par l'épaisseur la plus faible e_{nom} de l'éprouvette dans la zone utile :

$$S_{nom} = L_{nom}\ e_{nom}$$

La Figure 4.2 définit la largeur L_{nom} et l'épaisseur e_{nom} utilisées pour calculer la section nominale d'une éprouvette en tôle soudée. Pour toutes les éprouvettes, L_{nom} est de l'ordre de 6 mm et e_{nom} de l'ordre de 2 mm, la section nominale de l'éprouvette est donc de l'ordre de 12 mm^2.

4.2.3 Chargement observé sur collecteur d'échappement

Pour effectuer des essais représentatifs des chargements subis par le collecteur d'échappement, il est intéressant d'observer les sollicitations au niveau des soudures du collecteur lors d'un essai de choc thermique. Ainsi, 10 cycles de choc thermique sont simulés sur un collecteur d'échappement de type DW12C en tôle ferritique soudée. Le collecteur est modélisé à l'aide d'éléments volumiques, chaque coquille contenant deux éléments dans l'épaisseur. La tôle a une épaisseur de 3 mm, la taille minimale des éléments est de 1.5 mm. La soudure est représentée à l'aide d'éléments coques, positionnés au niveau des cordons de soudure, de comportement identique à celui de la tôle. L'épaisseur des éléments coques est choisie égale à l'épaisseur des coquilles. Ce premier modèle de soudure n'est pas validé mais

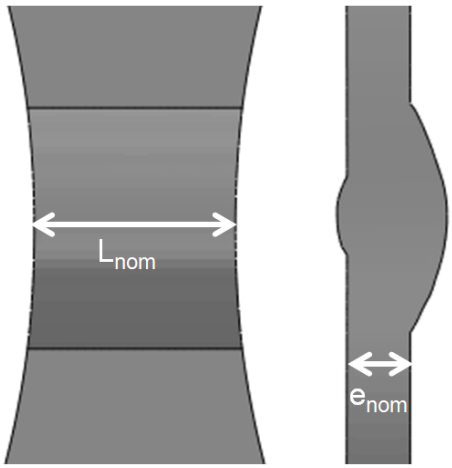


FIGURE 4.2 – Calcul de la section nominale pour une éprouvette en tôle soudée soumise à un essai anisotherme

la rigidité apportée par les éléments coques permet de rendre compte du transfert des contraintes et des déformations au niveau des soudures. La loi de comportement utilisée est de type élasto-visco-plastique. Elle a été mise au point par F. Szmytka au cours de sa thèse [94] et les paramètres ont été identifiés à partir d'essais isothermes réalisés sur des éprouvettes cylindriques en F18TNb, brut de laminage. Ce premier modèle de collecteur soudé permet d'obtenir, de manière relativement aisée, une idée de l'évolution des contraintes et des déformations au niveau des soudures.

Au cours d'un essai de choc thermique mené sur un collecteur de type DW12C, ce dernier présente des fissures au niveau du cordon entre les coquilles et la bride de sortie. Sur le calcul, cette zone apparaît comme fortement sollicitée, il s'agit de celle qui dissipe le plus d'énergie au cours du dernier cycle de chargement. Cette zone a donc fait l'objet d'une étude plus approfondie. Au niveau des zones soudées, les contraintes et les déformations sont analysées dans un élément de volume distant de 1 mm des éléments coques représentatifs du cordon de soudure. Cette zone est suffisamment proche du cordon de soudure pour subir le même type de chargement et la distance de 1 mm permet de limiter les erreurs liées à la modélisation choisie pour la soudure. Les points d'intégration ont été considérés individuellement de manière à distinguer les comportements en peau extérieure (rouge) et en peau intérieure (bleue) du collecteur (voir Figure 4.3).

Les contraintes maximales sont atteintes selon les directions 1 et 2, ce qui correspond, dans le plan de la coquille, à des sollicitations le long du cordon de soudure et perpendiculairement à ce dernier. Les contraintes évoluent de manière similaire dans les deux directions ; seule la direction 2, qui présente la contrainte maximale la plus élevée, sera présentée par la suite.

La Figure 4.4 présente l'évolution de la contrainte selon la direction 2 en fonction du temps et de la température. Au cours de la montée en température (de $240°C$ à $750°C$ sur cet élément), l'intérieur de la coquille est en traction tandis que l'extérieur est en compression. Lors de la descente en température, les rôles sont inversés. La coquille se déforme donc essentiellement en flexion. Les extrema en contrainte ne sont pas atteints à la même température en traction et en compression. Sur l'extérieur de la coquille, le maximum en traction est obtenu pour une température de l'ordre de $450°C$ tandis que le maximum en compression est atteint à $550°C$. Sur l'intérieur de la coquille, le maximum en traction est obtenu

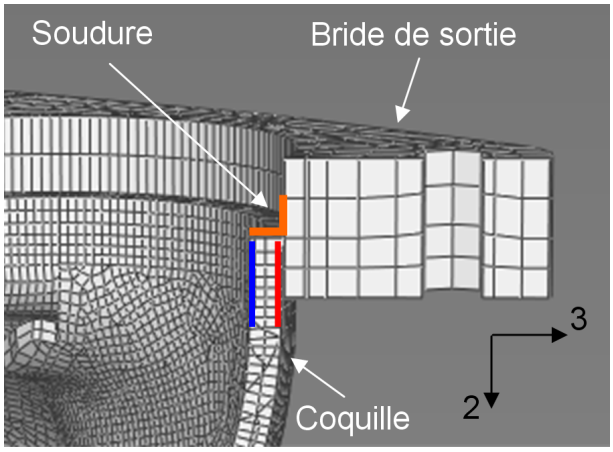
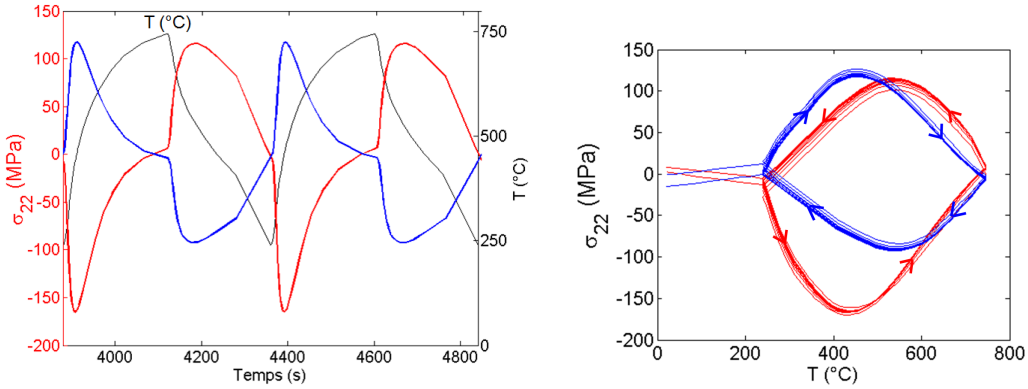


FIGURE 4.3 – Zone de post-traitement au niveau de la bride de sortie du collecteur

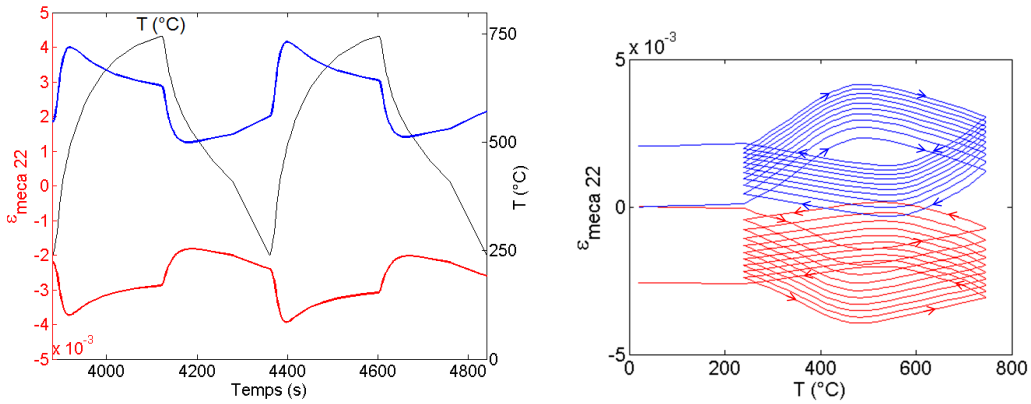


(a) σ_{22} et T au cours du temps - cycles 9 et 10

(b) σ_{22} en fonction de T

FIGURE 4.4 – Evolution de la température (noir), et de la composante 22 de la contrainte en peau extérieure (rouge) et en peau intérieure (bleu) du collecteur

pour une température de l'ordre de 550°C tandis que le maximum en compression est atteint à 450°C.



(a) $\epsilon_{meca\ 22}$ et T au cours du temps - cycles 9 et 10

(b) $\epsilon_{meca\ 22}$ en fonction de T

FIGURE 4.5 – Evolution de la température (noir), et de la composante 22 de la contrainte en peau extérieure (rouge) et en peau intérieure (bleu) du collecteur

La Figure 4.5 présente l'évolution de la déformation mécanique selon la direction 2 en fonction du temps et de la température. Bien que le cycle en contrainte soit stabilisé, la déformation mécanique présente un rochet dont le taux par cycle semble se stabiliser autour de 2.0 10^{-4} sur la partie interne de la coquille et autour de 2.9 10^{-4} sur la partie externe (Figure 4.6). L'amplitude plastique cyclique est égale à 6.7 10^{-3} en peaux interne et externe du collecteur, à partir du 2ème cycle.

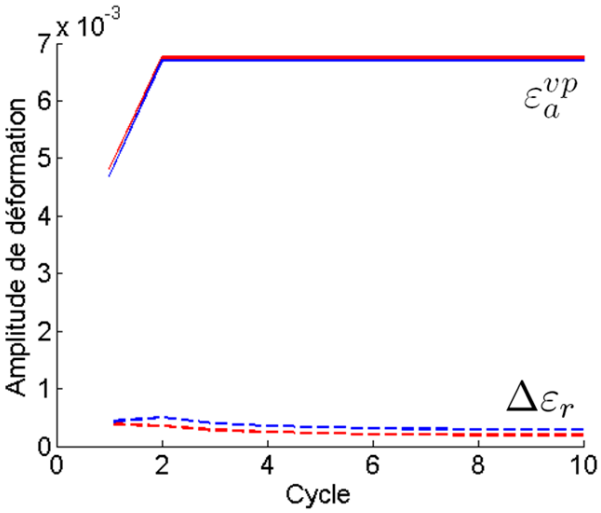


FIGURE 4.6 – Evolution de l'amplitude cyclique plastique ε_a^{vp} et du taux de rochet par cycle $\Delta\varepsilon_r$ en peau externe (rouge) et en peau interne (bleu) du collecteur

Le rochet observé par le calcul présente une amplitude par cycle plus faible que la sollicitation cyclique mais supérieure au seuil de détection ε_{limit}. Le comportement de cette zone n'est pas stabilisé après 10 cycles de calcul et il est nécessaire de simuler des cycles de chargement supplémentaires pour confirmer la tendance observée sur la déformation de rochet. Cependant, l'objectif des essais

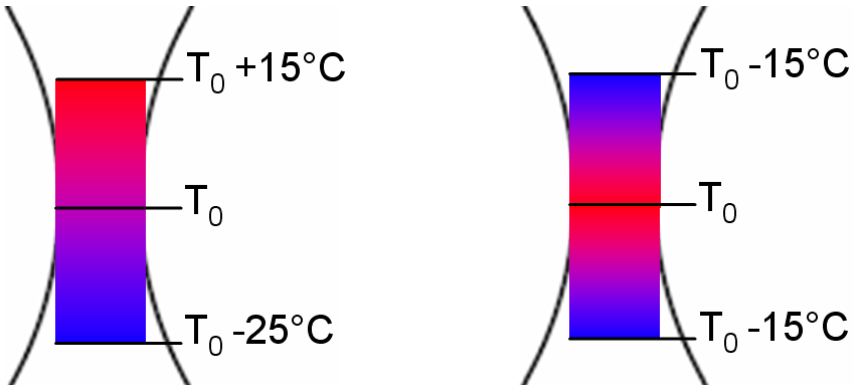
anisothermes est de permettre la mise au point du critère de ruine, à partir de quantités mesurées sur le cycle stabilisé. Nous ne souhaitons donc pas reproduire la dérive de déformation observée par le calcul. Seule la partie cyclique des déformations (stabilisée à partir du 2ème cycle) sera donc prise en compte pour mettre au point les essais anisothermes.

D'autres zones soudées telles que le cordon longitudinal ou les arches du collecteur ont été étudiées. Les amplitudes de déformation et de contrainte sont plus faibles mais l'allure des cycles est comparable. En particulier, une flexion de la coquille est de nouveau observée selon deux directions : l'intérieur de la coquille est en traction tandis que l'extérieur est en compression ou inversement. De plus les maximas en traction et en compression sont atteints pour des températures différentes, l'écart de température variant entre $150°C$ et $250°C$. Enfin, après 10 cycles de chargement, le rochet est négligeable dans ces zones.

4.2.4 Chargement appliqué pour les essais anisothermes

L'éprouvette est mise à température à l'aide d'un four à lampes, muni de 4 ampoules de 1500 W. Le refroidissement est assuré par l'envoi d'air comprimé sur l'éprouvette. Au cours de l'essai, la température est contrôlée sur l'éprouvette en tôle soudée à l'aide d'un thermocouple soudé sur le gros bourrelet de la soudure, qui présente peu d'endommagement au cours des essais. Un fil de nickel gainé est placé sur la pointe du thermocouple pour limiter le chauffage du thermocouple par rayonnement direct. L'écart de température dans la zone utile est alors de ± 15 $°C$ par rapport au thermocouple qui pilote le four. Le gradient de température est symétrique par rapport au centre de l'éprouvette, la température maximale étant atteinte au centre de l'éprouvette.

Sur les éprouvettes en tôle, un fil de nickel gainé est utilisé pour maintenir le thermocouple en contact avec la tôle. Divers tests ont été réalisés pour déterminer l'emplacement optimal du thermocouple. Il est finalement placé au milieu de la face de l'éprouvette car il est alors au plus près du centre de l'éprouvette et son contact avec la tôle est assuré par un fil de nichel gainé. La température dans la zone utile de la tôle varie entre -25 $°C$ et $+15$ $°C$ par rapport au thermocouple pilotant le four. La Figure 4.7 présente l'allure des gradients thermiques mesurés sur les éprouvettes en tôle et en tôle soudée à la température maximale imposée au cours du cycle, T_0.



(a) Tôle (b) Tôle soudée

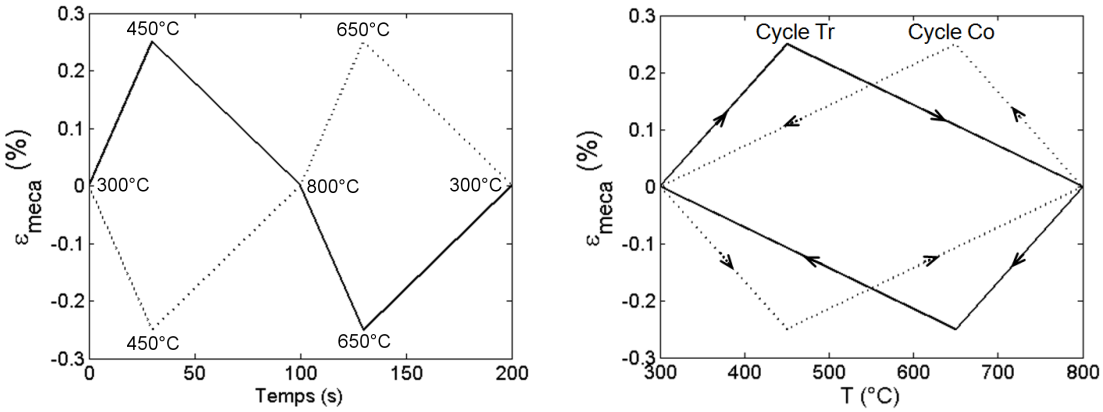
FIGURE 4.7 – Allure du gradient de température dans la zone utile des éprouvettes, à la température maximale du cycle

La déformation longitudinale est mesurée à l'aide d'un extensomètre capable de mesurer un déplacement inférieur à 1 μm pour une longueur de référence de l'ordre de 10 mm. L'essai est piloté en déformation. Il débute par 10 cycles de stabilisation, au cours desquels l'éprouvette subit uniquement le chargement thermique, à contrainte nulle. La déformation thermique est enregistrée sur le dernier cycle de stabilisation, puis l'essai débute en ajoutant la déformation mécanique souhaitée à la déformation thermique enregistrée précédemment.

Le cycle de chargement s'inspire des sollicitations observées dans les zones soudées du collecteur. Les températures extrêmes du cycle ont été choisies égales à 300°C et 800°C, la température maximale observée sur le collecteur de type DW12C étant de 810°C. La vitesse de chauffage et de refroidissement est choisie constante, égale à 5 °$C.s^{-1}$. La durée du cycle et donc de 200 s. Deux types de cycles sont appliqués (Figure 4.8) :

- Cycle Tr (trait plein) : L'éprouvette est en traction lors de la montée en température, puis en compression lors de la descente
- Cycle Co (pointillés) : L'éprouvette est en compression lors de la montée en température, puis en traction lors de la descente

pour respecter les cycles observés sur les peaux interne et externe du collecteur d'échappement.



(a) ε_{meca} en fonction du temps (b) ε_{meca} en fonction de la température

FIGURE 4.8 – Chargement imposé au cours des essais anisothermes

L'amorçage de fissure est observé par suivi électrique, plus sensible que la chute de l'effort maximal. Au cours de ces essais, les contraintes maximales et minimales atteintes ne sont pas symétriques. La rupture de l'éprouvette est détectée conventionnellement par une chute de 10% de la charge maximale en traction pour le cycle Tr (respectivement de la charge maximale en compression pour le cycle Co), en fin d'essai. Lorsque l'on utilise l'amplitude de contrainte au lieu de la contrainte maximale pour détecter la rupture de l'éprouvette, les durées de vie estimées ne présentent pas de différence significative.

4.3 Résultats

4.3.1 Bilan des essais réalisés

Les essais de durée de vie anisothermes sont réalisés sur des éprouvettes en tôle et en tôle soudée. Les caractéristiques des essais sont reportées en annexe, dans le Tableau D.3 pour les mesures effectuées à mi-durée de vie et dans le Tableau D.4 pour les mesures effectuées au 20ème cycle. $\frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2}$ est l'amplitude de déformation appliquée aux bornes de l'extensomètre, $\frac{\Delta\sigma}{2}$ est l'amplitude de contrainte nominale mesurée au cours du cycle considéré, la section nominale des éprouvettes étant définie à la section 4.2.2. Enfin, $\Delta W_{p\ ZU}^{d}$ est l'énergie dissipée dans la zone utile de l'éprouvette, égale à l'aire de la boucle contrainte nominale - déformation nominale.

Les écarts sont faibles entre les caractéristiques mesurées au 20ème cycle et à mi-durée de vie. L'écart en amplitude de contrainte est inférieur à 11 % et l'écart en énergie dissipée est négligeable excepté pour un essai sur une éprouvette en tôle soudée - cycle de type Co et $\frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2} = 0.2$ % - où l'énergie dissipée à mi-durée de vie est supérieure de 22 % à l'énergie dissipée au cours du 20ème cycle.

Sur les éprouvettes en tôle, trois essais de type Tr ont pu être réalisés. En ce qui concerne les éprouvettes en tôle soudée, les deux types de cycles ont été appliqués : 4 essais de type Tr et 3 de type Co. La Figure 4.9 présente un bilan des résultats des essais de durée de vie anisothermes en fonction de l'amplitude de déformation nominale imposée aux bornes de l'extensomètre. Pour un niveau de déformation imposé identique, la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée est plus faible que celle de éprouvettes en tôle. La forme du cycle (Tr ou Co) semble avoir peu d'influence sur la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée. Les résultats des essais de durée de vie sont analysés pour chaque type d'éprouvette dans les paragraphes suivants.

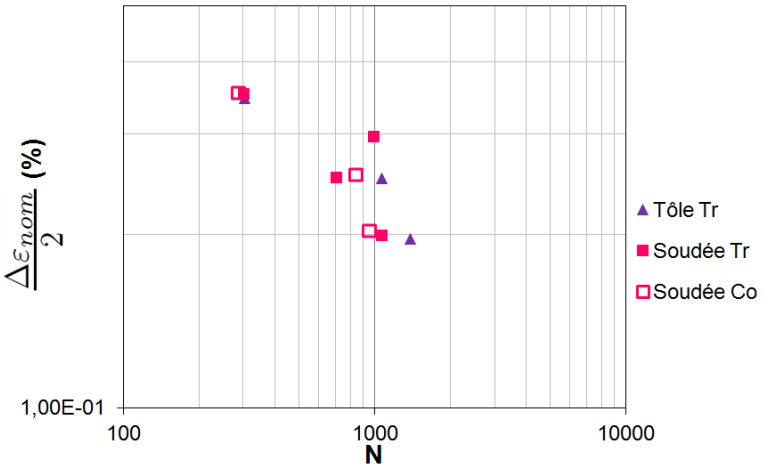
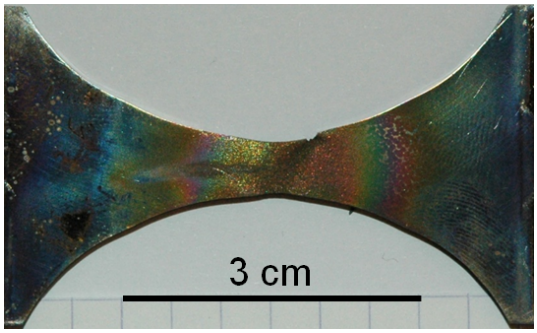


FIGURE 4.9 – Bilan des essais anisothermes réalisés

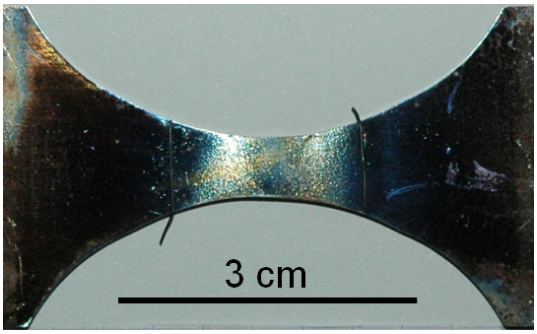
4.3.2 Essais sur éprouvettes en tôle

Les essais anisothermes sur les éprouvettes en tôle sont difficiles à mettre en place en raison du positionnement délicat de l'extensomètre. En effet, ce dernier glisse facilement sur les tranches polies de l'éprouvette ou exerce une pression trop importante, entraînant une localisation de la déformation

au niveau d'une branche de l'extensomètre. Les trois essais présentés sur la Figure 4.9 montrent une forte striction au centre de l'éprouvette et/ou à partir d'une pointe de l'extensomètre et ne présentent pas de fissure dans la zone utile (Figure 4.10).



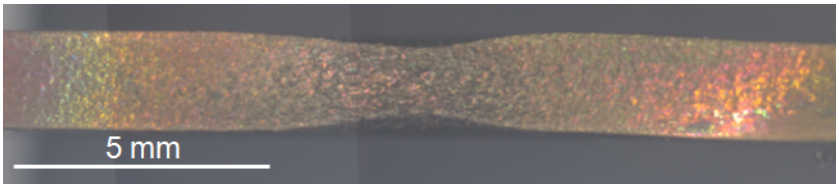
(a) $\Delta\varepsilon/2 = 0.25$ %



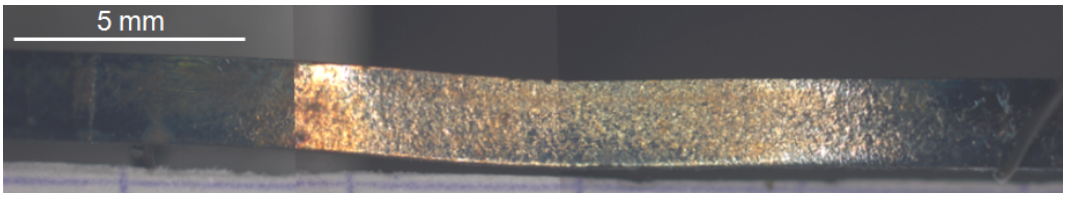
(b) $\Delta\varepsilon/2 = 0.2$ %

FIGURE 4.10 – Localisation de la déformation observée sur la face des éprouvettes en tôle soumises à des sollicitations anisothermes

Ainsi, la chute de charge observée en fin d'essai est liée à cette localisation de la déformation qui entraîne un flambement prématuré de l'éprouvette (Figure 4.11). Bucher *et al.* [13] ont déjà détecté cette instabilité sur des éprouvettes tubulaires en F18TNb qui ne correspond pas à l'endommagement observé sur les éprouvettes en tôle soumises à des essais isothermes ou sur les collecteurs d'échappement testés sur banc moteur. Les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle ne seront donc pas pris en compte pour la mise au point du critère de ruine.



(a) $\Delta\varepsilon/2 = 0.25$ % - Striction



(b) $\Delta\varepsilon/2 = 0.2$ % - Flambement

FIGURE 4.11 – Localisation de la déformation observée sur la tranche des éprouvettes en tôle soumises à des sollicitations anisothermes

La Figure 4.12 montre l'évolution de l'amplitude de contrainte au cours des essais de durée de vie anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle. L'essai réalisé avec un niveau de déformation $\Delta\varepsilon/2 = 0.35$ % a été interrompu deux fois en raison du glissement de l'extensomètre. L'essai a été relancé en tenant compte du niveau de déformation résiduelle mais il présente néanmoins quelques discontinuités.

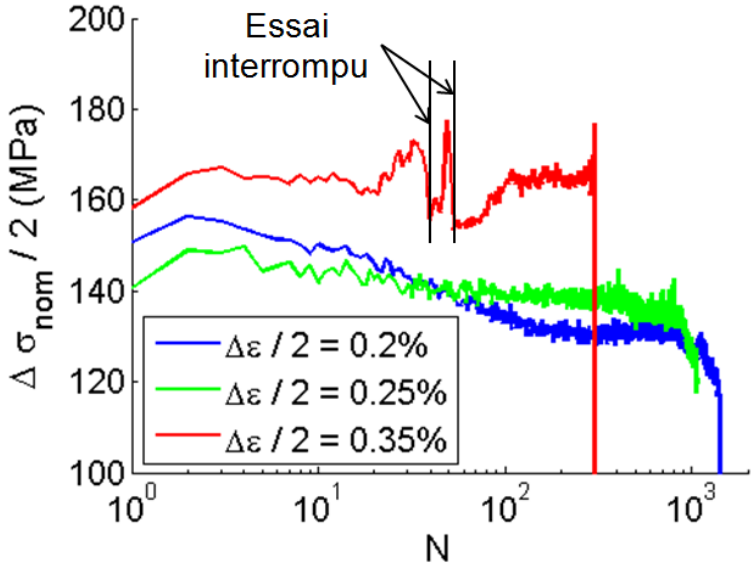


FIGURE 4.12 – Evolution de l'amplitude de contrainte au cours des cycles pour les essais de durée de vie anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle

Contrairement aux essais isothermes, on n'observe pas de durcissement cyclique significatif au cours des essais anisothermes sur tôle. Ceci peut s'expliquer par le fait que le chargement n'est pas symétrique, que la température évolue au cours du cycle ou que la durée des essais est plus courte que celle des essais isothermes. Le matériau atteint notamment une température de $800°C$, ce qui permet de restaurer en partie la structure. Ainsi les conditions de chargement ne font pas apparaître le phénomène de vieillissement dynamique observé au cours des essais isothermes réalisés à $300°C$. La tôle a un comportement légèrement adoucissant lorsqu'elle est soumise à ces chargements anisothermes et l'amplitude de contrainte atteint augmente avec le niveau de déformation imposé.

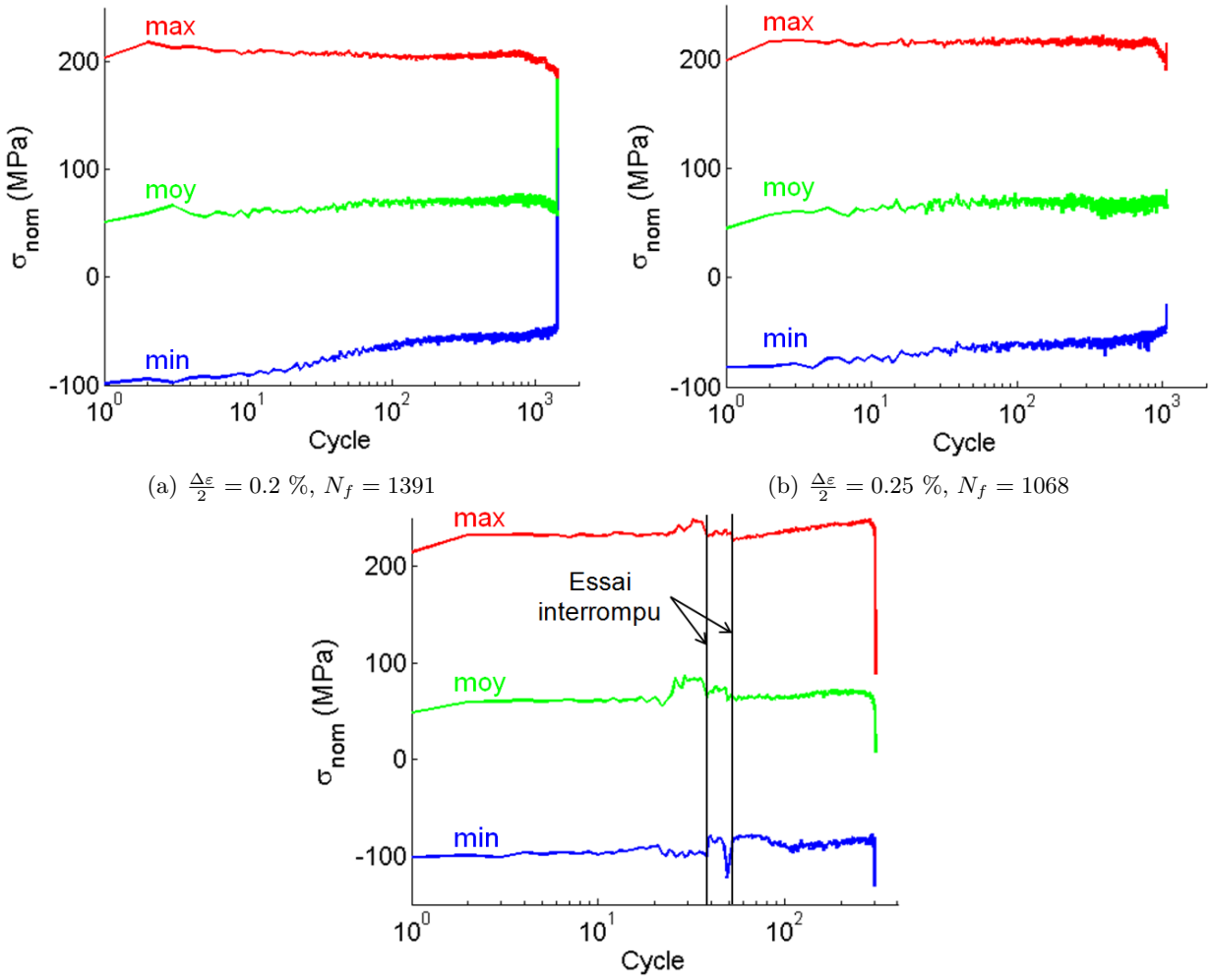
La Figure 4.13 présente l'évolution des contraintes maximale, minimale et moyenne pour chaque niveau de déformation imposé. L'adoucissement observé n'est pas symétrique, il semble essentiellement lié à la diminution de la contrainte maximale en compression observée au cours des trois essais.

La Figure 4.14 présente l'évolution de l'allure des cycles pour chaque niveau de chargement. Les cycles 20 et $\frac{N_f}{2}$ sont quasiment superposés. Le comportement en compression évolue dans un premier temps avec une faible diminution de la contrainte maximale en compression entre les cycles 20 et $\frac{N_f}{2}$. En fin d'essai, la contrainte maximale en traction chute lorsque le phénomène de striction s'accentue.

4.3.3 Essais sur éprouvettes en tôle soudée

Pour les éprouvettes en tôle soudée, le défaut géométrique introduit par le cordon de soudure favorise l'amorçage de la fissure en pied de cordon et le phénomène de striction observé sur les éprouvettes en tôle n'apparaît pas. A la fin de l'essai, les éprouvettes en tôle soudée présentent des fissures au niveau du petit et du gros bourrelet du cordon de soudure comme le montrent les Figures 4.15 et 4.16.

La Figure 4.17 présente l'évolution de l'amplitude de contrainte au cours des essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée. L'amplitude de contrainte atteinte augmente avec le niveau de déformation imposé pour les deux types de cycle. Sous chargement anisotherme, la tôle soudée

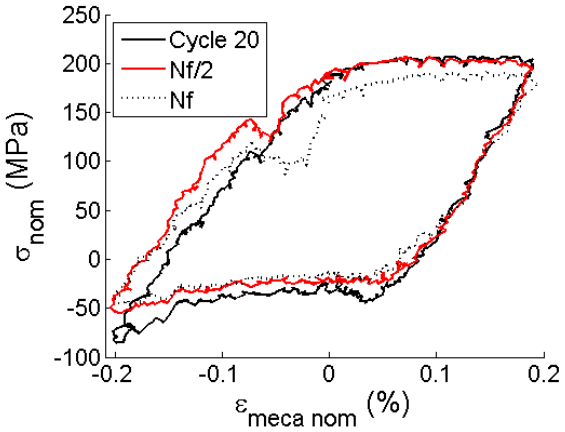


(a) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.2$ %, $N_f = 1391$

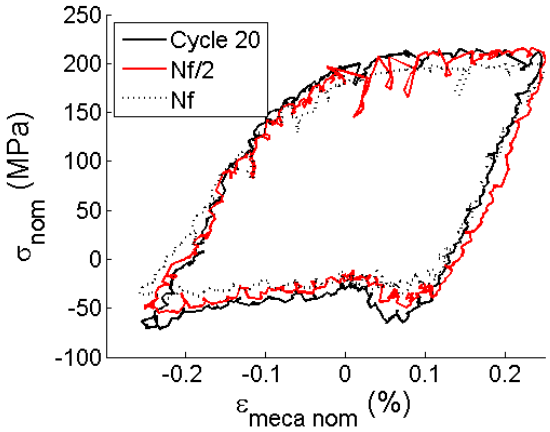
(b) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.25$ %, $N_f = 1068$

(c) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.35$ %, $N_f = 303$

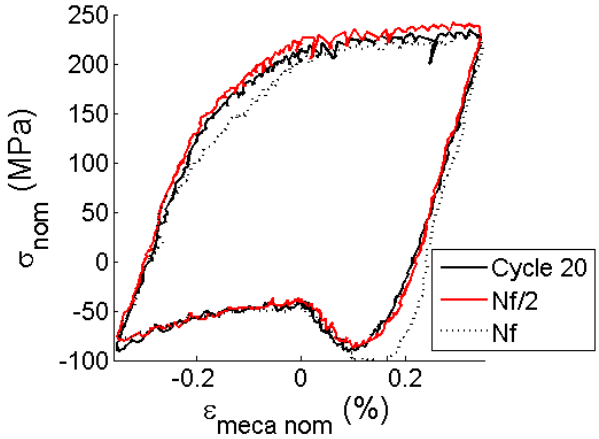
FIGURE 4.13 – Evolution du minimum, du maximum et de la moyenne des contraintes au cours des cycles pour les essais de durée de vie anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle



(a) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.2$ %, $N_f = 1391$



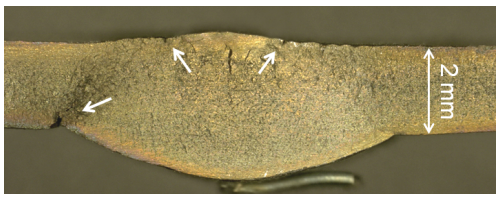
(b) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.25$ %, $N_f = 1068$



(c) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.35$ %, $N_f = 303$

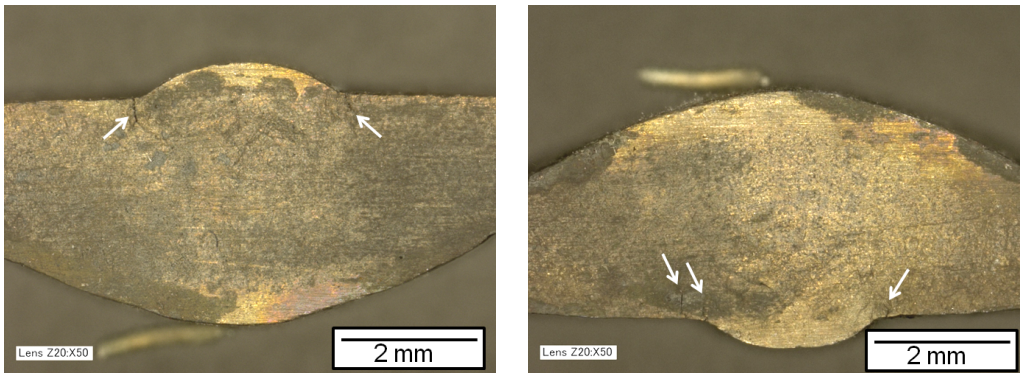
FIGURE 4.14 – Evolution de l'allure des cycles au cours des essais de durée de vie anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle

(a) Côté a



(b) Côté b

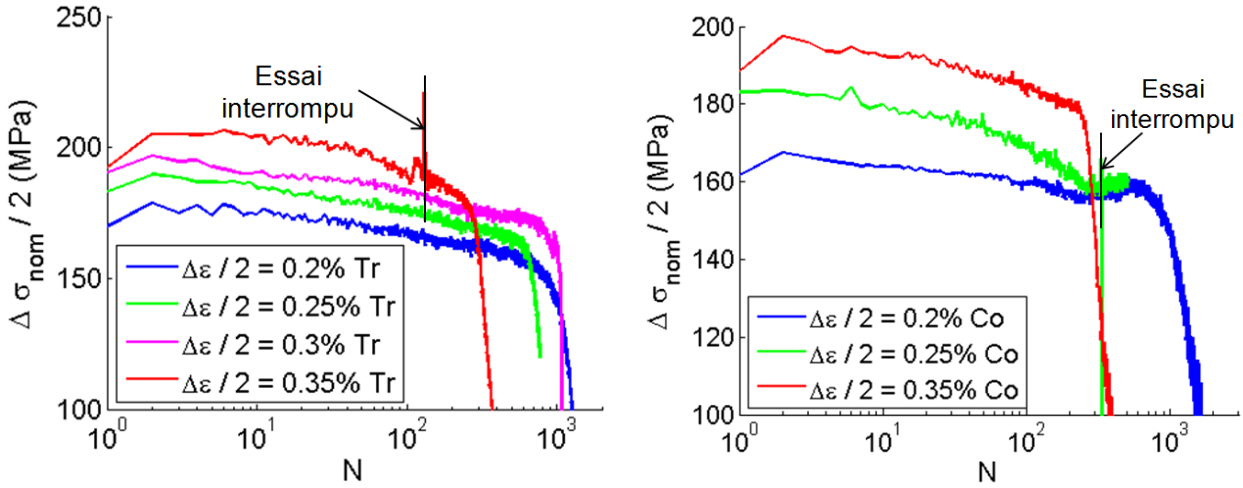
FIGURE 4.15 – Eprouvette en tôle soudée - Cycle Tr - $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.25$ %



(a) Côté a (b) Côté b

FIGURE 4.16 – Eprouvette en tôle soudée - Cycle Co - $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.25$ %

présente un faible adoucissement cyclique. On n'observe pas de durcissement cyclique initial, contrairement aux essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée.



(a) Cycle Tr (b) Cycle Co

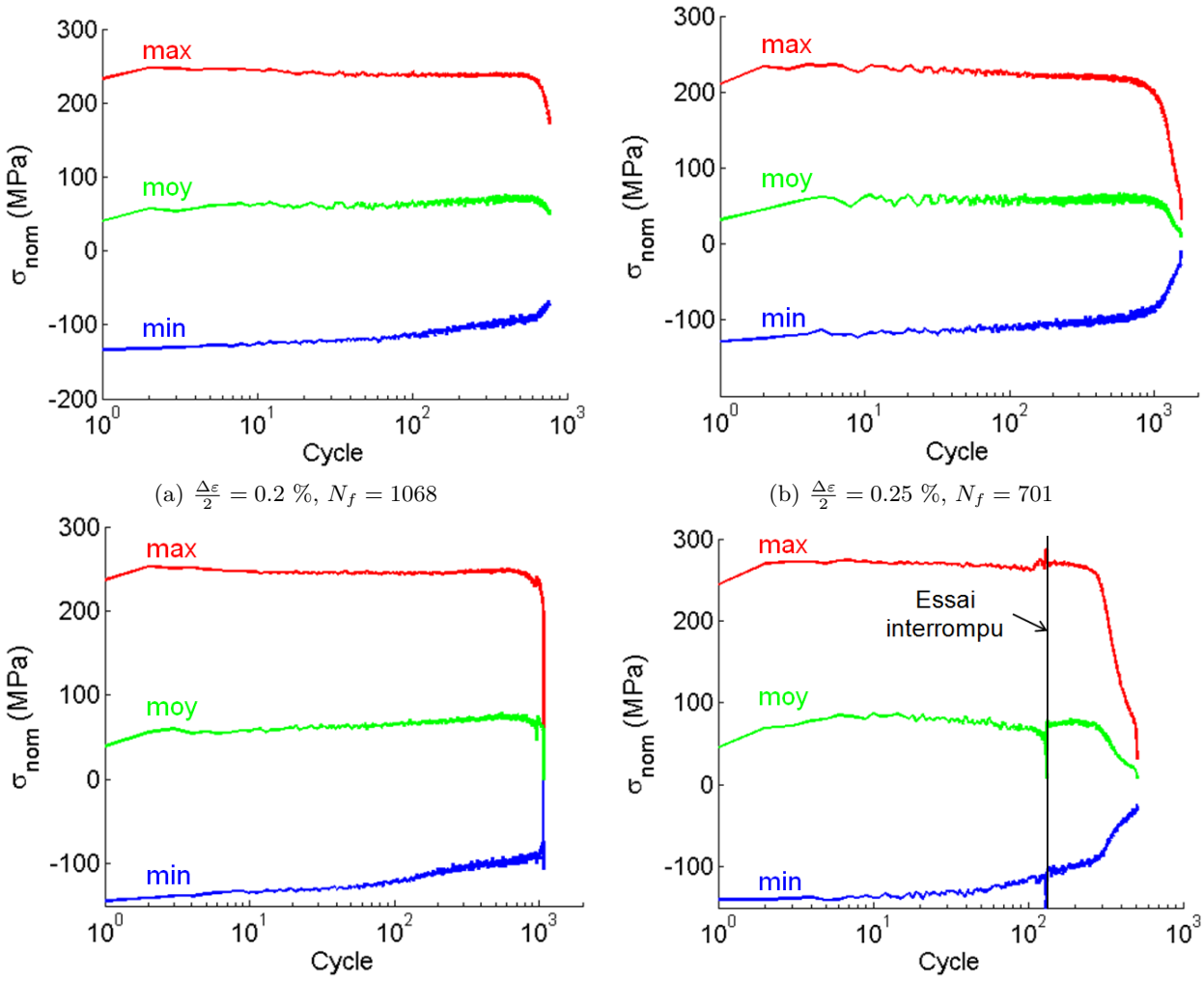
FIGURE 4.17 – Evolution de l'amplitude de contrainte au cours des cycles pour les essais de durée de vie anisothermes réalisés sur tôle soudée

Deux essais sur des éprouvettes en tôle soudée ont été interrompus en raison du glissement de l'extensomètre : l'essai de type Tr, avec $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.35$ % et celui de type Co, avec $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.25$ %.

La Figure 4.18 (respectivement la Figure 4.19) montre l'évolution des contraintes maximales, minimales et moyennes au cours des cycles pour les essais de type Tr (respectivement de type Co). On remarque que la contrainte moyenne est positive pour les cycles de type Tr et négative pour les cycles de type Co.

L'adoucissement cyclique observé n'est pas symétrique. Il est lié à la diminution de la contrainte extrême la plus faible : la contrainte maximale pour le cycle Co et la contrainte minimale pour le cycle Tr.

L'allure des cycles présentée sur les Figures 4.20 et 4.21 montre que l'adoucissement est lié à la



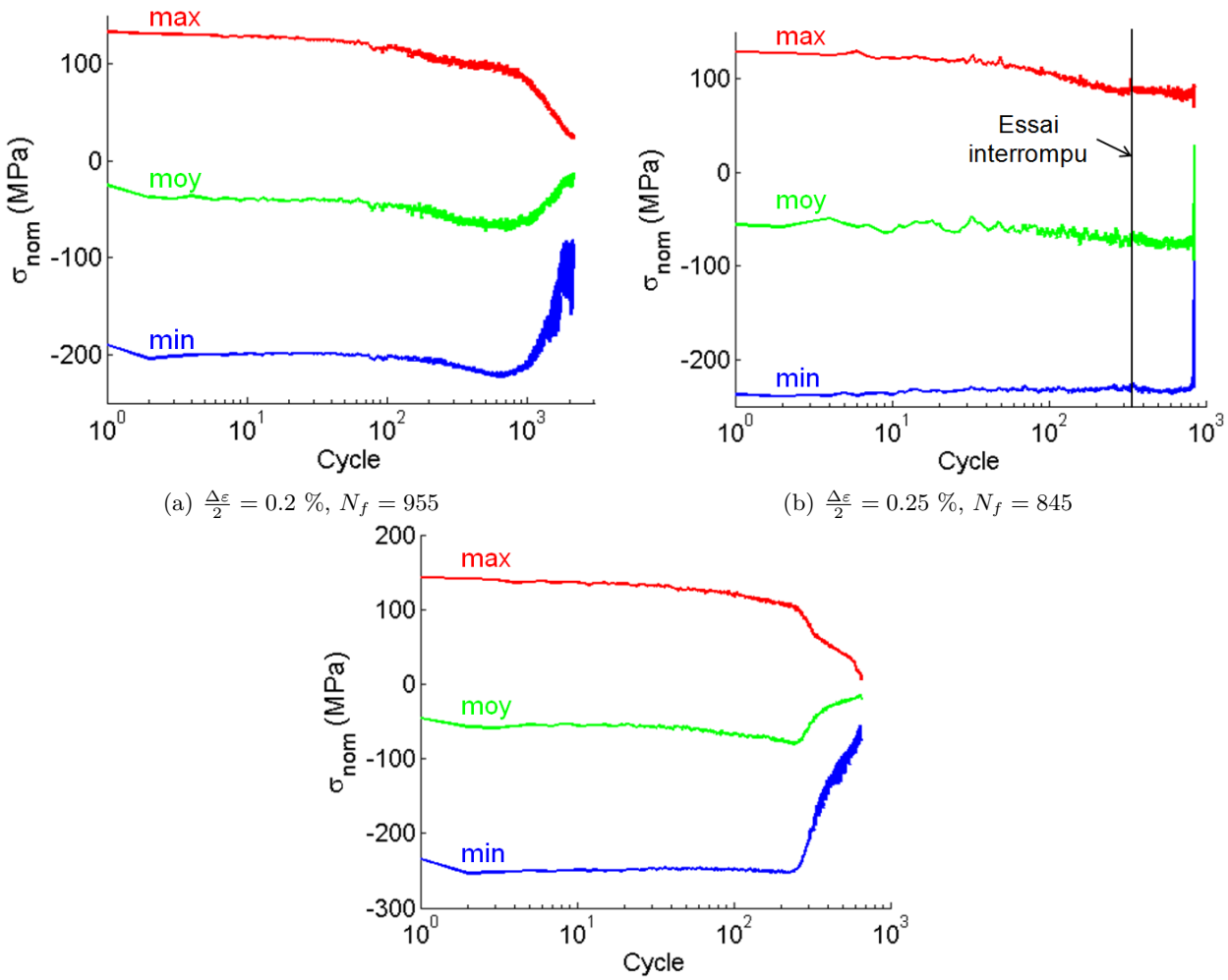
(a) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.2$ %, $N_f = 1068$

(b) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.25$ %, $N_f = 701$

(c) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.3$ %, $N_f = 993$

(d) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.35$ %, $N_f = 301$

FIGURE 4.18 – Evolution du minimum, du maximum et de la moyenne des contraintes au cours des cycles pour les essais de durée de vie anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée- Cycle Tr

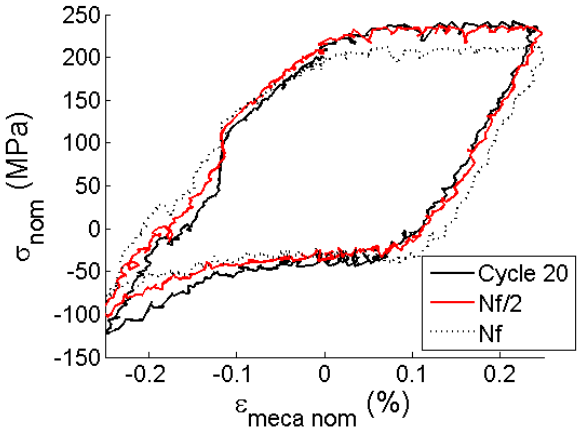


(a) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.2$ %, $N_f = 955$

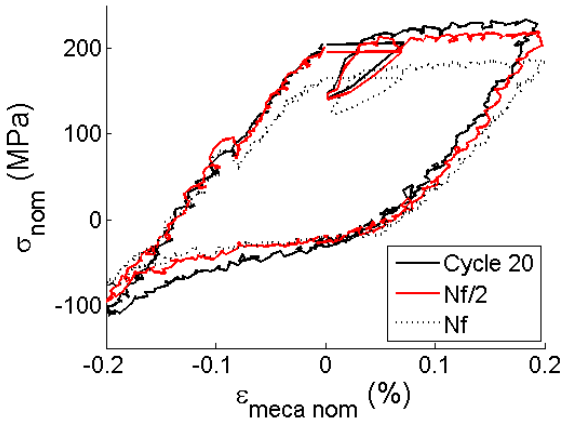
(b) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.25$ %, $N_f = 845$

(c) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.35$ %, $N_f = 287$

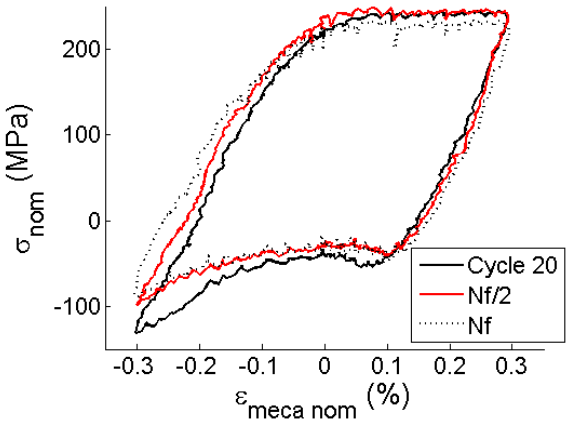
FIGURE 4.19 – Evolution du minimum, du maximum et de la moyenne des contraintes au cours des cycles pour les essais de durée de vie anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée- Cycle Co



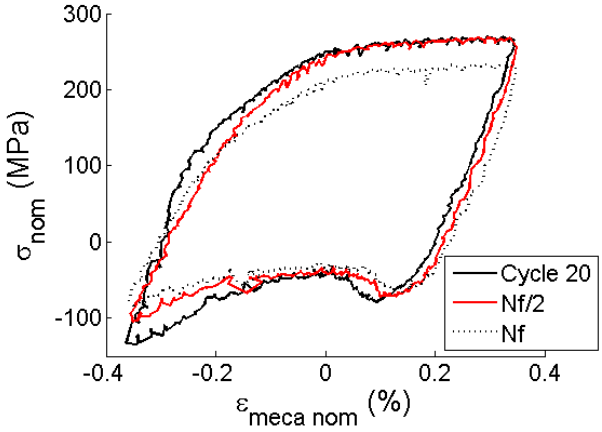
(a) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.2$ %, $N_f = 1068$



(b) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.25$ %, $N_f = 701$

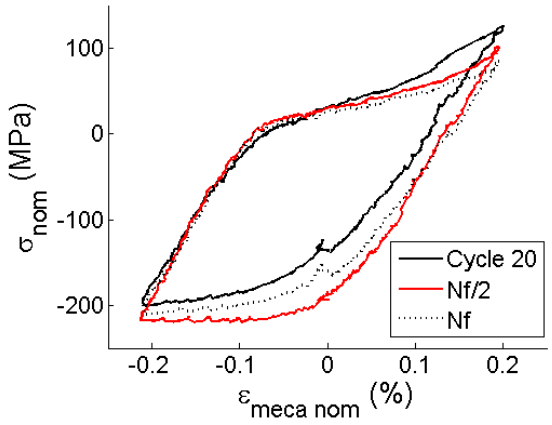


(c) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.3$ %, $N_f = 993$

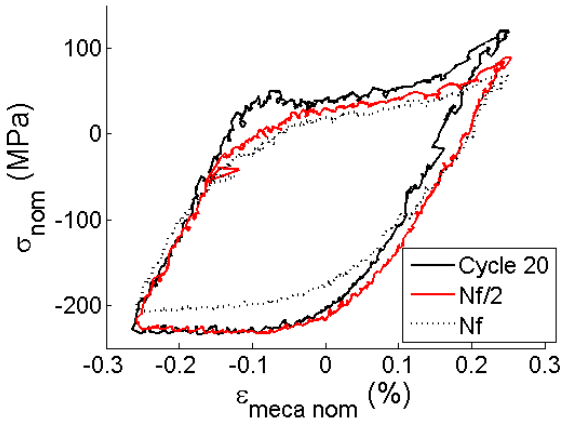


(d) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.35$ %, $N_f = 301$

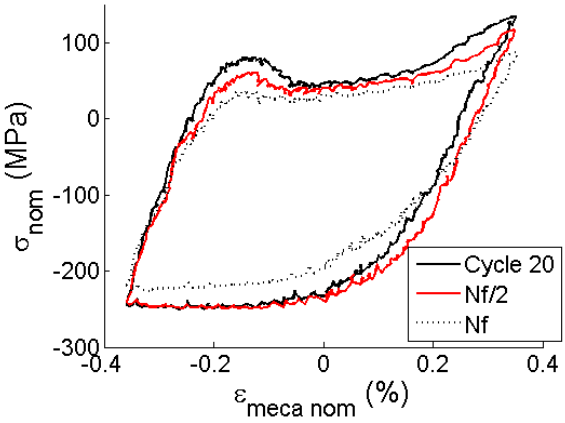
FIGURE 4.20 – Evolution de l'allure des cycles au cours des essais de durée de vie anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée - Cycle Tr



(a) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.2$ %, $N_f = 955$



(b) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.25$ %, $N_f = 845$



(c) $\frac{\Delta\varepsilon}{2} = 0.35$ %, $N_f = 287$

FIGURE 4.21 – Evolution de l'allure des cycles au cours des essais de durée de vie anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée - Cycle Co

déformation de la pointe de la boucle (correspondant au maximum en compression pour les cycles Tr et au maximum en traction pour les cycles Co) qui a lieu dans un premier temps. La chute de la charge maximale absolue (en traction pour les cycles Tr ou en compression pour les cycles Co) est observé dans un deuxième temps lors de l'apparition de fissures macroscopiques.

4.3.4 Bilan des essais anisothermes en énergie dissipée

Nous avons vu à la section 3.5.4 que la densité d'énergie dissipée dans la zone utile de l'éprouvette peut être évaluée comme l'aire de la courbe contrainte nominale - déformation nominale. La Figure 4.22 représente certains essais de la base expérimentale en terme d'énergie dissipée dans la zone utile de l'éprouvette : les essais anisothermes menés sur les éprouvettes en tôle soudée, les essais isothermes réalisés à 300°C sur les éprouvettes en tôle ainsi que les essais isothermes conduits sur des éprouvettes cylindriques à 300°C et à 850°C. Ces énergies sont mesurées au 20ème cycle pour les essais sur tôle soudée et sont estimées par calcul pour les éprouvettes cylindriques (20 cycles simulés).

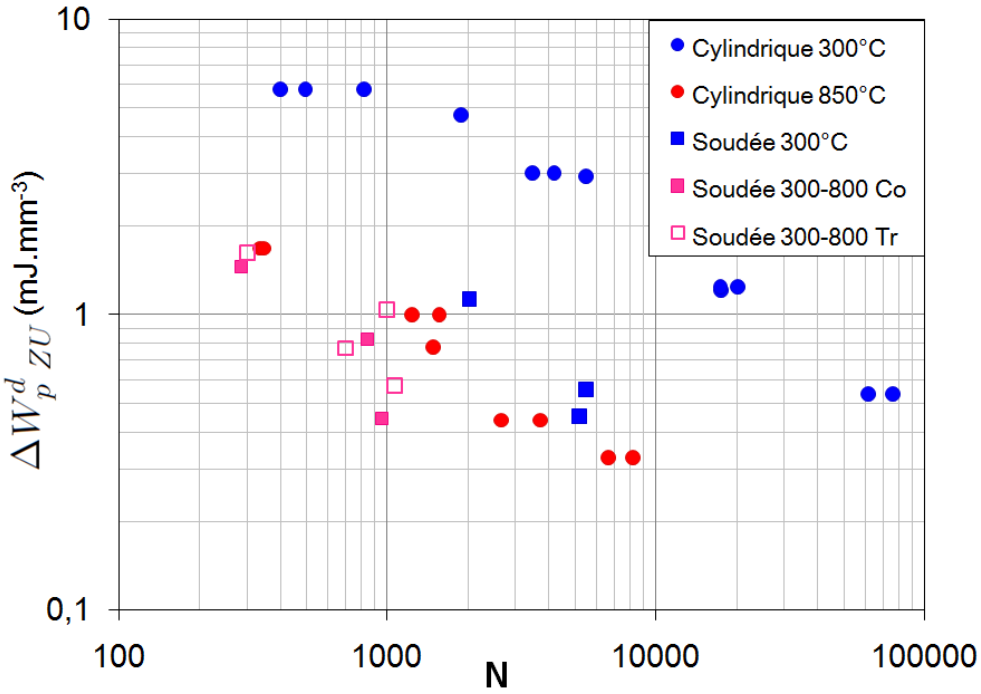


FIGURE 4.22 – Durée de vie des éprouvettes soumises à un chargement anisotherme en fonction de l'énergie dissipée au cours du 20ème cycle dans la zone utile

Pour un niveau d'énergie dissipée identique, la tôle soudée soumise à un chargement anisotherme présente une durée de vie inférieure à celle des essais isothermes réalisés à 300°C. Cette sensibilité à la température est également observée sur le matériau de base : la durée de vie des éprouvettes cylindriques soumises à un essai isotherme à 850°C est nettement plus faible qu'à 300°C. Pour la mise au point du critère de fatigue, il sera nécessaire d'étudier sa sensibilité à la température pour caractériser l'endommagement de manière satisfaisante sur toute la gamme de températures. Cependant, il est indispensable de connaître les sollicitations locales au niveau du cordon de soudure pour estimer l'endommagement induit en pied de cordon. Pour cela, il est nécessaire de modéliser le comportement

de la tôle et de la tôle soudée dans le cas de chargements anisothermes afin de simuler les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée.

4.4 Modélisation du comportement anisotherme de la tôle soudée

4.4.1 Comportement anisotherme de la tôle

Au cours de sa thèse [12], L. Bucher a développé une loi de comportement pour l'acier F18TNb à partir d'essais réalisés sur des éprouvettes cylindriques prélevées dans une plaque d'acier en sortie de trains à bandes. Cette loi est de type viscoplastique unifié : les effets visqueux et plastiques sont pris en compte par l'intermédiaire d'un tenseur unique $\boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$. La déformation se décompose en parties thermique, élastique et viscoplastique :

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^{th} + \boldsymbol{\varepsilon}^{e} + \boldsymbol{\varepsilon}^{vp}$$

où la déformation thermique est classiquement obtenue grâce au coefficient de dilatation thermique α_T :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{th} = \alpha_T\left(T\right)\ \Delta T\ \boldsymbol{I}$$

et où la déformation élastique est reliée à la contrainte par la loi de Hooke généralisée, à l'aide du module de Young, E et du coefficient de Poisson, ν :

$$\boldsymbol{\varepsilon}^{e} = \frac{1+\nu}{E}\boldsymbol{\sigma} - \frac{\nu}{E}tr(\boldsymbol{\sigma})\boldsymbol{I}$$

Le domaine d'élasticité est défini dans l'espace des contraintes et des variables d'écrouissage à l'aide d'une fonction seuil $f(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{X}, R, T)$ caractérisant sa frontière. Le critère de von Mises [101], couramment utilisé pour les matériaux isotropes [55, 11], est choisi comme fonction seuil :

$$f = J_2\left(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{X}\right) - R = 0$$

où J_2 est le second invariant, $J_2\left(\boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{X}\right) = \sqrt{(\boldsymbol{s} - \boldsymbol{X}) : (\boldsymbol{s} - \boldsymbol{X})}$. $\boldsymbol{s}$ est le déviateur des contraintes et R le rayon viscoplastique. L'écrouissage est décrit à l'aide de deux variables :

- La variable d'écrouissage cinématique $\boldsymbol{X}$, décrit le déplacement du centre du domaine d'élasticité dans l'espace des contraintes. L'écrouissage cinématique est choisi non linéaire :

  $$\boldsymbol{X} = \frac{2}{3}C\boldsymbol{\alpha}$$

  avec

  $$\dot{\boldsymbol{\alpha}} = \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^{vp} - \frac{3D}{2C}\boldsymbol{X}\dot{p}$$

- La variable d'écrouissage isotrope R, décrit l'évolution du rayon viscoplastique et l'agrandissement du domaine d'élasticité dans l'espace des contraintes. L'écrouissage isotrope est supposé non linéaire, défini par :

  $$R = R_0 + Q\left(1 - e^{-bp}\right)$$

  où R_0 est la limite d'élasticité du matériau, b et Q des paramètres d'écrouissage.

Enfin, l'écoulement visqueux de type Norton est gouverné par l'équation suivante :

$$\dot{p} = \left(\frac{\langle\sigma\rangle}{K}\right)^n$$

De nombreux travaux dans l'industrie automobile [100, 12] ont montré la capacité de ce type de modélisation à décrire le comportement des matériaux métalliques sur de grandes plages de températures. La différence avec la loi de F. Szmytka [94] utilisée au chapitre 3 réside essentiellement dans la forme du potentiel visqueux. En effet, le potentiel développé par F. Szmytka est inspiré de la dynamique des dislocations et permet de mieux reproduire le comportement de la fonte Simo sur des essais isothermes à différentes températures, et sur un essai anisotherme sur collecteur d'échappement [95]. Cependant, dans le cas de l'acier F18TNb, la loi de comportement développée par L. Bucher donne des résultats satisfaisants pour les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques et présente un comportement nominal plus proche des relevés expérimentaux sur les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée. Cette loi est donc utilisée pour décrire le comportement anisotherme de la tôle soudée.

Les paramètres de la loi ont été identifiés par L. Bucher à partir d'essais isothermes réalisés sur des éprouvettes cylindriques en F18TNb, à 3 températures : $300°C$, $650°C$ et $850°C$. Pour les températures intermédiaires, les paramètres sont interpolés linéairement. Dans son étude [12], L. Bucher observe un durcissement cyclique au cours des essais isothermes à $300°C$ et à $650°C$ qu'il décrit à l'aide d'un écrouissage isotrope non linéaire. Cependant, ce comportement n'est pas observé pour des chargements anisothermes. Ainsi, l'identification des paramètres est réalisée à partir de ces essais isothermes en considérant un écrouissage isotrope non linéaire. La loi est ensuite adaptée aux chargements anisothermes en supprimant l'évolution non linéaire du rayon viscoplastique. R ne dépend plus que de la température et est égal à la limite d'élasticité $R_0(T)$ précédemment identifiée à chaque température. Pour assurer la cohérence de la démarche, nous considérons que l'écrouissage isotrope est nul pour simuler l'ensemble des essais (isothermes et anisothermes) utilisés pour la mise au point du critère de ruine. Ainsi, l'identification, la validation sur éprouvette puis la validation sur structure du critère de fatigue sont réalisées avec la même loi de comportement.

Dans le cas de la tôle, seul le module de Young à $300°C$ est modifié, car les nombreux essais effectués à cette température ont montré un module de Young supérieur de 15 % à celui de l'acier F18TNb brut de laminage. Les paramètres utilisés pour la tôle en fonction de la température sont rappelés dans le Tableau 4.1. Le coefficient de poisson ν est constant, égal à 0.3.

TABLE 4.1 – Paramètres de la loi utilisés pour décrire le comportement de la tôle au cours d'essais anisothermes

T [$°C$]	E [MPa]	K [MPa.s^{-1}]	n	R_0 [MPa]	C [MPa]	D [MPa]
300	192000	85.3	12	96	69400	885
650	132000	159	5	70	43560	786
850	102000	171	4	3.5	1000	515

Les essais anisothermes sont simulés à l'aide du code de calcul par éléments finis Abaqus en utilisant la loi de comportement décrite précédemment. La géométrie de l'éprouvette est reproduite à l'aide d'éléments briques de type C3D8I, classiquement utilisés pour modéliser le collecteur d'échappement chez PSA Peugeot Citroën. Dans la zone utile, la taille de maille est proche de 0.25 mm. La température est supposée uniforme dans tout le volume. Une extrémité de l'éprouvette est encastrée tandis qu'un déplacement est imposé à l'autre extrémité. Au cours de l'essai, le déplacement du piston est piloté en fonction de la déformation mesurée aux bornes de l'extensomètre. Une sous-routine de type UAMP est utilisée sous Abaqus pour reproduire ce mode de contrôle : le déplacement de l'extrémité de l'éprouvette est imposé en fonction de l'écart de déplacement mesuré entre deux noeuds distants de 10 mm, longueur de référence de l'extensomètre (Figure 4.23). Enfin, expérimentalement, l'essai débute lorsque la déformation mécanique souhaitée est ajoutée à la déformation thermique mesurée au cours du dernier cycle de stabilisation. Pour simuler correctement ces essais, le coefficient de dilatation thermique du matériau est choisi égal à 0, pour supprimer la déformation d'origine thermique et imposer, de manière similaire aux essais, uniquement la déformation mécanique souhaitée aux bornes de l'extensomètre. Pour limiter le temps de calcul, seuls 5 cycles de chargement sont simulés, ce qui correspond aux standards de calcul actuellement appliqués chez PSA Peugeot Citroën.

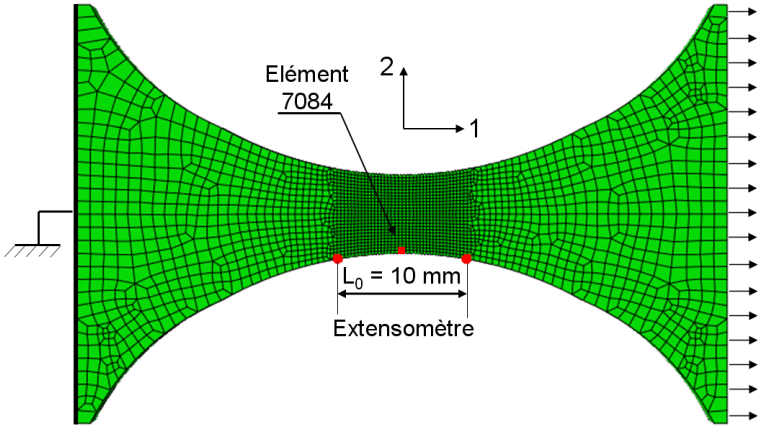
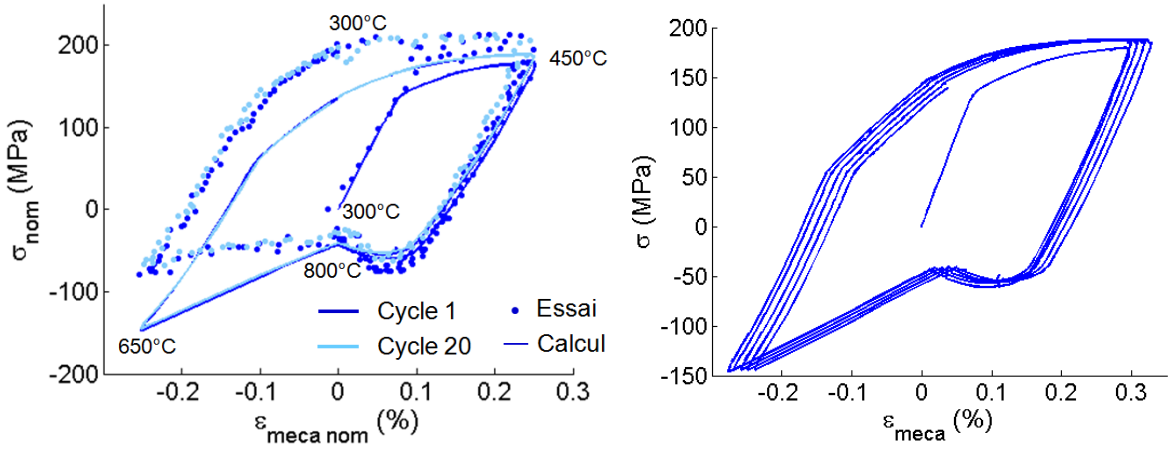


FIGURE 4.23 – Modélisation des essais anisothermes : maillage et chargement imposé

La Figure 4.24a présente l'allure des cycles contrainte nominale - déformation nominale obtenus expérimentalement et par le calcul. Numériquement, la contrainte nominale est calculée en divisant l'effort de réaction au niveau du déplacement imposé par la section nominale de l'éprouvette définie à la section 4.2.2.

Les cycles contrainte nominale - déformation nominale de la tôle se stabilisent rapidement au cours de l'essai. Le 20ème cycle est considéré comme le cycle stabilisé, représentatif du comportement de la tôle soumise à un chargement cyclique anisotherme. Sur le plan numérique, la Figure 4.24a montre que le comportement nominal se stabilise rapidement, dès le 2ème cycle simulé. Ainsi, nous pouvons considérer que le 5ème cycle de calcul est représentatif du comportement cyclique de l'éprouvette.

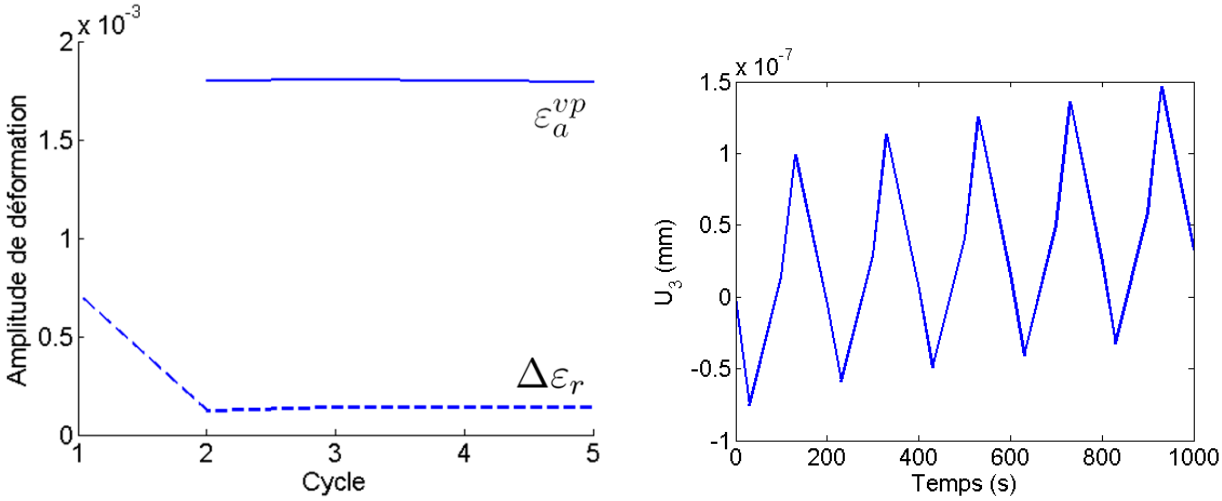
Cependant, la Figure 4.24b montre que l'élément 7084, qui dissipe le plus d'énergie au cours du dernier cycle, ne présente pas un comportement stabilisé après 5 cycles de calcul. Cet élément est situé au milieu de l'éprouvette, sur la tranche comme indiqué sur la Figure 4.23.



(a) Contrainte nominale - Déformation nominale

(b) Elément 7084

FIGURE 4.24 – Allure des cycles contrainte - déformation au cours d'un essai anisotherme réalisé sur une éprouvette en tôle - Cycle Tr, $\Delta\varepsilon = 0.25\%$



(a) Evolution de l'amplitude plastique cyclique ε_a^{vp} et du taux de rochet par cycle $\Delta\varepsilon_r$ au centre de l'élément 7084

(b) Déplacement selon l'axe 3 d'un noeud de l'élément 7084

FIGURE 4.25 – Comportement de l'élément 7084

L'évolution de l'amplitude plastique cyclique ε_a^{vp} et du taux de rochet par cycle $\Delta\varepsilon_r$ au centre de l'élément 7084 est présentée sur la Figure 4.25a. Le comportement cyclique de l'élément est stable dès le 2ème cycle de chargement. A partir du 3ème cycle, le taux de rochet par cycle semble stabilisé autour de 1.4 10^{-4} mais il présente en réalité une augmentation constante (+ 3 10^{-7}/cycle). La Figure 4.25b montre l'évolution du déplacement de cet élément selon la direction perpendiculaire à l'éprouvette. Bien que ce déplacement soit négligeable au cours des 5 cycles simulés (de l'ordre de 10^{-7} mm), il présente une dérive constante qui correspond au flambement progressif de l'éprouvette. Le calcul de 5 cycles de chargement n'est pas suffisant pour prédire le comportement asymptotique de l'éprouvette. La simulation de cycles supplémentaires permettrait de déterminer si l'éprouvette atteint un régime stabilisé ou si elle cède par flambement. Cependant, après 5 cycles de calcul, le comportement nominal de l'éprouvette ainsi que le comportement local cyclique sont stabilisés. Les grandeurs cycliques mesurées au cours du 5ème cycle peuvent donc être utilisées pour mettre au point la loi de comportement ou le critère d'endommagement de la tôle soumise à un chargement anisotherme. Seuls 5 cycles de chargement sont donc simulés pour modéliser les essais anisothermes.

La loi de comportement traduit de manière satisfaisante le comportement de la tôle au cours de la première montée en traction ainsi que le déchargement de l'éprouvette lors de la montée en température jusqu'à $800°C$. Au cours du 5ème cycle de calcul, la contrainte maximale atteinte est proche de la contrainte mesurée expérimentalement au cours du 20ème cycle, considéré comme représentatif du comportement stabilisé du matériau. En revanche, le comportement en compression n'est pas bien représenté. En particulier, la contrainte maximale en compression simulée est égale à 2 fois la contrainte observée expérimentalement. Le maximum en compression est atteint à $650°C$, température à laquelle certaines transformations métallurgiques qui ne sont pas prises en compte dans la loi de comportement, peuvent se produire dans le matériau. En effet, cette loi utilise des variables macroscopiques pour décrire le comportement du matériau, elle ne repose pas sur des mesures des phénomènes physiques observés au niveau du grain ou des dislocations. De plus, la simulation ne reproduit pas le gradient thermique observé expérimentalement dans la zone utile. Ce gradient thermique présente une amplitude importante et est dyssimétrique par rapport au centre des éprouvettes en tôle. Il peut ainsi avoir une influence non négligeable sur l'allure des cycles contrainte nominale - déformation nominale.

Enfin, bien que les cycles de comportement nominal simulés et expérimentaux soient sensiblement différents, les énergies dissipées au cours de ces cycles sont semblables. Si l'on s'intéresse à l'énergie plastique dissipée dans la zone utile de l'éprouvette, $\Delta W_{p\ ZU}^{d}$, l'écart entre les valeurs simulées et mesurées au cours du 20ème cycle est égal à 4 % pour le niveau de déformation le plus faible et à 20 % pour le niveau de déformation le plus élevé appliqué sur les éprouvettes en tôle.

4.4.2 Comportement anisotherme de la tôle soudée

Comme pour les essais isothermes, deux types de modélisation sont adoptés pour représenter le cordon de soudure :

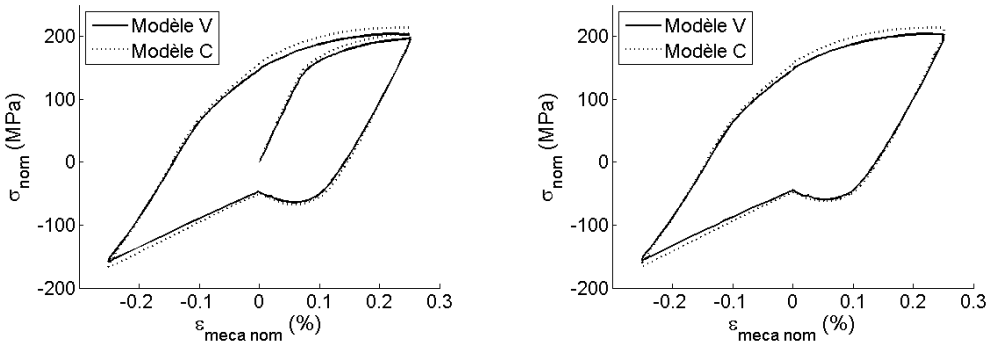
- Modèle volumique (V) : il reproduit fidèlement la géométrie du cordon de soudure, une loi de comportement identique est utilisée pour la tôle et pour les éléments du cordon. Les éléments utilisés sont des briques C3D8I dans le code de calcul par éléments finis Abaqus ; la taille de maille est proche de 0.25 mm dans la zone utile de l'éprouvette.
- Modèle coque (C) : il utilise des éléments coques de type S4 dans Abaqus pour représenter le

cordon. Leur épaisseur est égale à la demi-épaisseur de la tôle, soit 1 mm et la taille de maille est d'environ 0.25 mm dans la zone utile. La loi de comportement des éléments coques est identique à celle de la tôle.

La loi de comportement utilisée est celle développée par L. Bucher [12] pour l'acier F18TNb soumis à des sollicitations anisothermes.

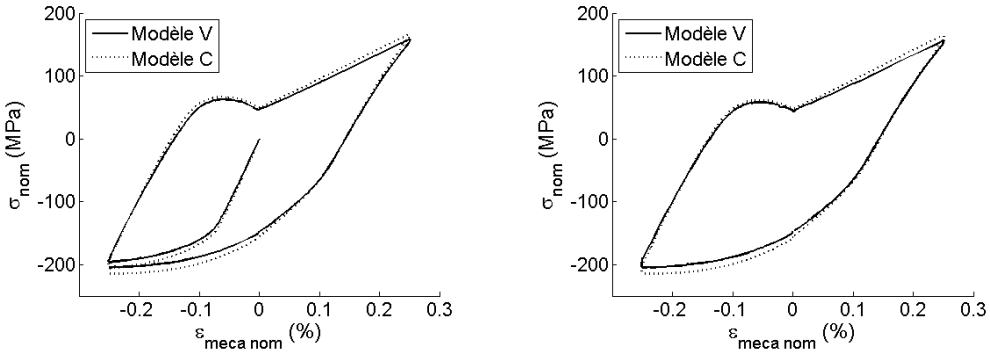
4.4.2.1 Comparaison numérique entre les deux modèles de soudure

Les deux types de cycle sont appliqués sur les éprouvettes en tôle soudée.



(a) Premier cycle (b) 5ème cycle

FIGURE 4.26 – Comparaison des boucles contrainte-déformation pour les différents modèles de soudure - Cycle Tr



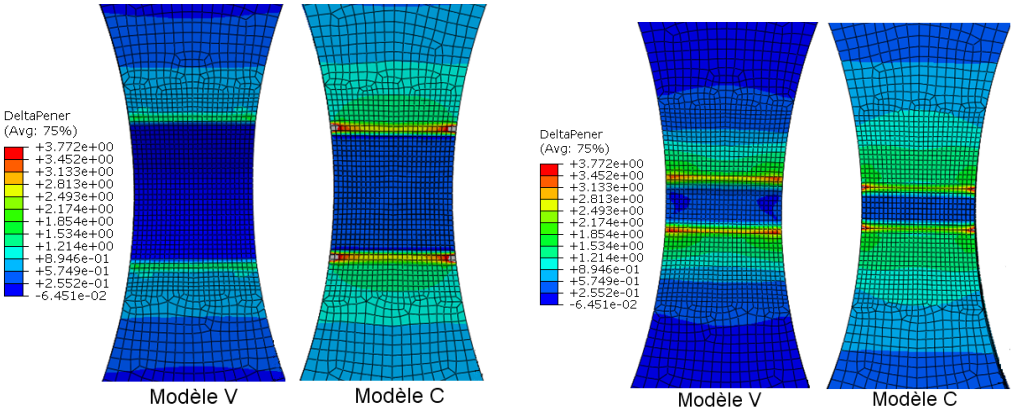
(a) Premier cycle (b) 5ème cycle

FIGURE 4.27 – Comparaison des boucles contrainte-déformation pour les différents modèles de soudure - Cycle Co

Les Figures 4.26 et 4.27 montrent que l'allure des cycles contrainte nominale - déformation nominale est similaire pour les deux modèles de soudure. Sur le 5ème cycle, l'écart en contrainte est compris entre 4% et 6% et l'écart d'énergie dissipée calculée à partir du comportement nominal, $\Delta W_{p\ ZU}^{d}$, est de l'ordre de 8%.

L'endommagement des éprouvettes en tôle soudée se produit de manière plus locale, au niveau du pied de cordon. Il est donc intéressant d'étudier le comportement de cette zone avec les deux

modèles de soudure. Nous considérons un essai représentatif de la base expérimentale anisotherme : un chargement de type Tr avec un niveau de déformation $\frac{\Delta\epsilon}{2} = \pm 0.25\%$. La Figure 4.28 permet de comparer la distribution des énergies dissipées au cours du dernier cycle sur chaque face de l'éprouvette, obtenue avec les deux types de modélisation.



(a) Gros cordon (b) Petit cordon

FIGURE 4.28 – Comparaison de l'énergie dissipée au cours du dernier cycle de type Tr pour les modèles V et C - $\frac{\Delta\epsilon}{2} = \pm 0.25\%$

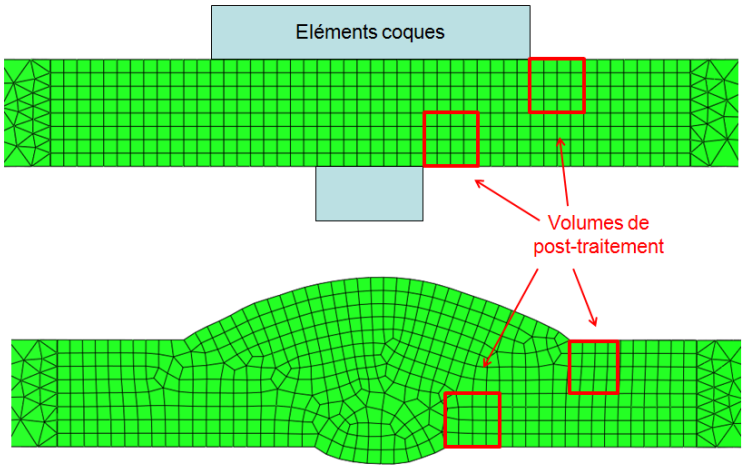
Pour le modèle V, le maximum d'énergie dissipée est atteint du côté du petit bourrelet du cordon de soudure, tandis que pour le modèle C, le maximum est atteint du côté du gros bourrelet. Néanmoins, les niveaux d'énergie dissipée atteints de chaque côté de la soudure sont très proches (rapport inférieur à 2), comme l'indique le Tableau 4.2.

TABLE 4.2 – Densité d'énergie dissipée au cours du dernier cycle dans l'élément le plus dissipatif de chaque côté du cordon - Valeurs minimales et maximales relevées aux points d'intégration (PI)

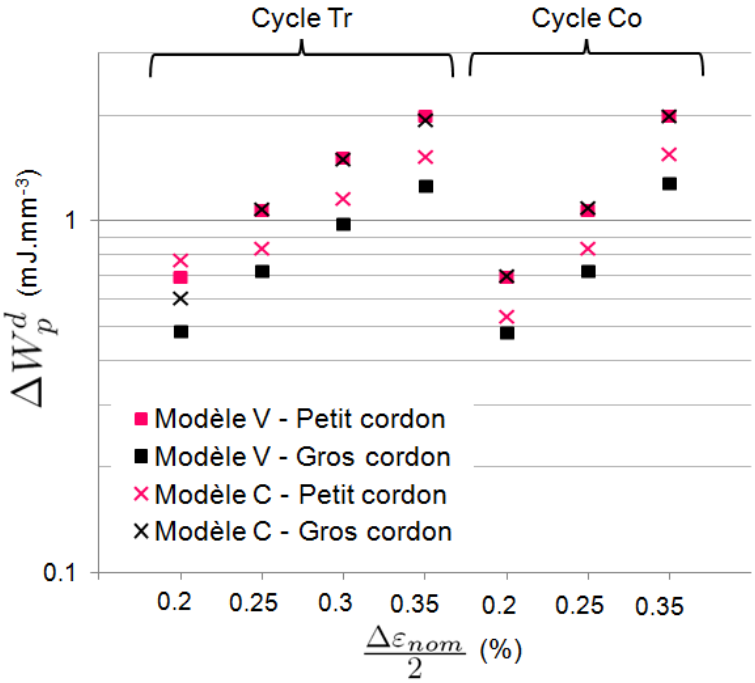
	Modèle V		Modèle C	
	PI min $[mJ.mm^{-3}]$	PI max $[mJ.mm^{-3}]$	PI min $[mJ.mm^{-3}]$	PI max $[mJ.mm^{-3}]$
Gros cordon	0.7523	1.5613	1.5755	5.7876
Petit cordon	1.4759	3.1335	0.8672	4.2528

Au sein des éléments les plus dissipatifs, les points d'intégration présentent des niveaux d'énergie différents en raison de l'effet d'entaille induit par la présence du cordon. Le Tableau 4.2 présente l'énergie dissipée aux points d'intégration où est atteint le maximum (respectivement le minimum) d'énergie dissipée au sein de l'élément le plus dissipatif de chaque côté de l'éprouvette. La taille de l'élément est de 0.25 mm pour les deux modèles. Les maxima d'énergie sont plus élevés pour le modèle C que pour le modèle V tandis que le gradient d'énergie dans l'élément est plus important pour le modèle C. Ceci s'explique par le fait que la transition entre les éléments coques et les éléments volumiques représente un défaut géométrique plus important que la représentation fidèle de la géométrie du cordon, où l'angle d'attaque est supérieur à 90°.

Néanmoins, cet effet de gradient est atténué lorsque l'on effectue une moyenne de l'énergie dissipée sur un volume de 1 mm^3, 1 mm étant considéré comme la taille critique de fissure conduisant à la ruine de la structure. On réalise la moyenne de la densité d'énergie dissipée, ΔW_p^d, dans différents volumes de post-traitement situés en pied de cordon pour les modèles V et C et présentés sur la Figure 4.29a. Les résultats obtenus pour l'ensemble des essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée sont présentés sur la Figure 4.29b.



(a) Positionnement des volumes de post-traitement



(b) Densité d'énergie dissipée dans les différents volumes de post-traitement

FIGURE 4.29 – Densité d'énergie inélastique dissipée dans un volume de 1 mm^3 en pied de cordon

Lorsque l'on utilise un volume de post-traitement de 1 mm^3, le maximum de l'énergie dissipée est identique pour les modèle V et C. Cependant cette valeur maximale n'est pas atteinte du même côté de l'éprouvette : le modèle V présente un maximum d'énergie dissipée du côté du petit bourrelet

tandis que, pour le modèle C, l'énergie dissipée maximale est atteinte sur le pied du gros bourrelet. Les écarts d'énergie observés entre les deux modèles et entre les zones critiques est faible lorsque l'on utilise un volume de post-traitement de 1 mm de côté. Expérimentalement, des fissures sont observées de chaque côté du cordon de soudure, ce qui indique que ces deux zones sont propices à l'amorçage de fissures (Figures 4.15 et 4.16).

En ce qui concerne l'énergie d'ouverture élastique, ΔW_e^{op}, les valeurs obtenues sont identiques dans les deux zones de post-traitement pour les modèles V et C (Figure 4.30).

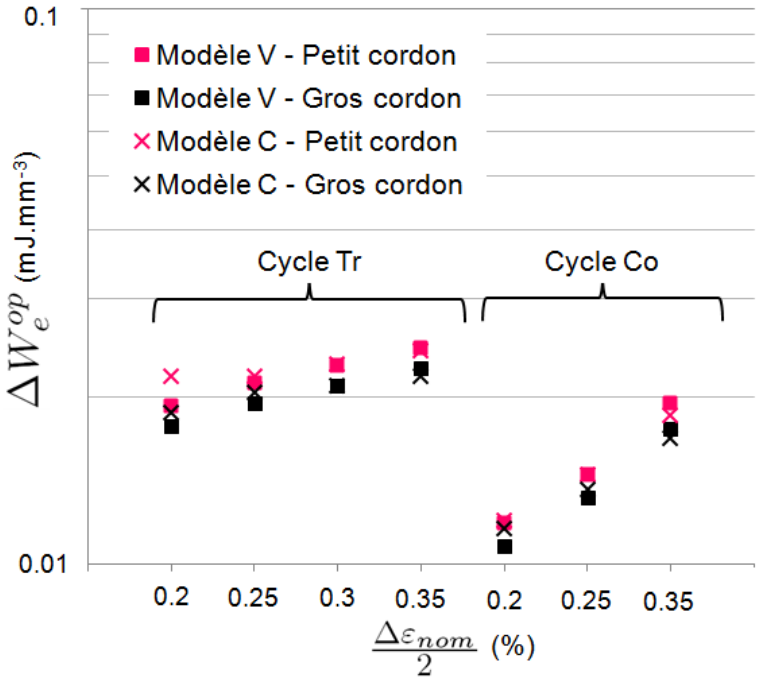
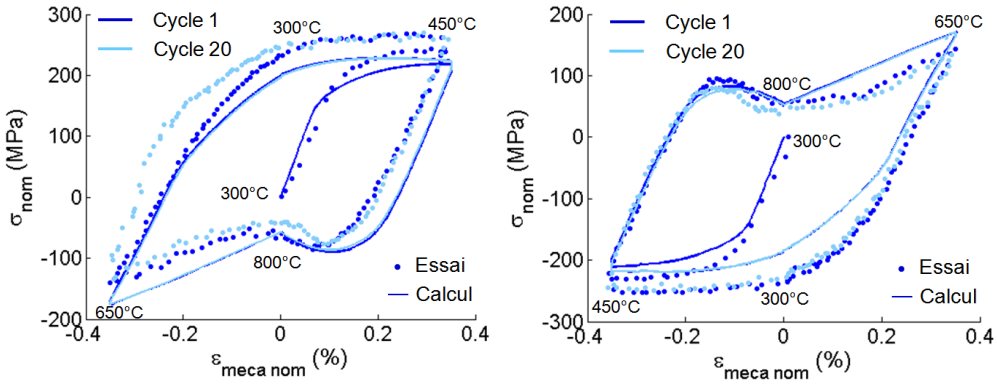


FIGURE 4.30 – Densité d'énergie d'ouverture élastique dissipée dans un volume de 1 mm^3 en pied de cordon

4.4.2.2 Comparaison avec les résultats expérimentaux

Le comportement de la tôle soudée est correctement reproduit au cours de la phase de montée en température entre 300°C et 800°C, comme le montre la Figure 4.31. Cependant, le modèle ne parvient pas à atteindre les contraintes extrêmes observées expérimentalement. Dans le cas des éprouvettes en tôle soudée, le gradient thermique est symétrique et d'amplitude plus faible, son effet est donc moins visible sur les courbes contrainte nominale - déformation nominale.

Le Tableau D.7 en annexe présente les écarts obtenus pour la contrainte nominale et pour l'énergie dissipée dans la zone utile, $\Delta W_{p\ ZU}^{d}$, entre les essais et la simulation. L'amplitude de contrainte est faiblement surestimée par le calcul, en moyenne de 4 % (soit 20 Mpa). L'écart en énergie dissipée dans la zone utile est faible : l'erreur moyenne est de -4 % et la déviation standard de 9 %. Ainsi, la loi de comportement développée par L. Bucher reproduit de manière satisfaisante le comportement anisotherme de la tôle soudée.



(a) Cycle Tr (b) Cycle Co

FIGURE 4.31 – Boucles contrainte nominale - déformation nominale d'un essai anisotherme réalisé sur une éprouvette en tôle soudée - Cycles Tr et Co

4.5 Conclusion

Pour caractériser les soudures dans le cas de chargements anisothermes, la géométrie de l'éprouvette est modifiée afin de concentrer la déformation en son centre et des cycles de chargement originaux, représentatifs des sollicitations effectivement observées sur le collecteur d'échappement, sont appliqués sur les éprouvettes en tôle et en tôle soudée.

En ce qui concerne les éprouvettes en tôle, la fin de l'essai est liée à un phénomène de striction apparaissant dans la zone utile de l'éprouvette ou à partir d'une branche de l'extensomètre. Cette instabilité du comportement, déjà observée dans la littérature sur des éprouvettes tubulaires [13], n'est pas représentative de l'endommagement observé sur les éprouvettes soudées ou sur le collecteur d'échappement. Ainsi, les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle sont utilisés pour caractériser le comportement anisotherme de la tôle mais ne seront pas considérés pour la mise au point du critère de fatigue. Ces essais sont simulés à l'aide d'une loi de comportement mise au point pour le matériau de l'étude soumis à des chargements anisothermes [12]. Cependant, l'allure du cycle contrainte nominale - déformation nominale n'est pas fidèlement reproduite par le calcul, notamment autour de $650°C$. Cette erreur est liée à la précision de la loi de comportement et à la modélisation de l'essai qui ne tient pas compte du gradient thermique observé expérimentalement.

Quant aux éprouvettes en tôle soudée, le phénomène de striction observé sur les éprouvettes en tôle n'apparaît pas car le défaut géométrique induit par le cordon de soudure favorise la concentration de déformation en pied de cordon, où s'amorcent les fissures de fatigue. L'application d'un chargement anisotherme réduit considérablement la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée par rapport aux essais isothermes réalisés à $300°C$, pour un niveau d'énergie dissipée identique. Une attention particulière devra donc être portée sur la dépendance du critère de fatigue vis à vis de la température. Des fissures apparaissent au niveau du pied de cordon, du côté du gros bourrelet et du petit bourrelet de la soudure. Sur le plan numérique, les deux modèles C et V sont équivalents et identifient ces zones comme propices à l'amorçage de fissures. Le comportement nominal des éprouvettes en tôle soudée est reproduit de manière satisfaisante par le calcul à l'aide de la loi de comportement développée par L. Bucher, notamment en raison de l'influence moindre du gradient thermique dans le cas des éprouvettes

en tôle soudée. Autour de $650°C$, les cycles mesurés expérimentalement et simulés présentent quelques différences qui génèrent un écart négligeable sur l'amplitude de contrainte ou sur l'énergie dissipée par cycle. Ainsi le modèle de soudure de type C, associé à la loi de comportement développée par L. Bucher, permet de simuler de manière satisfaisante les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée. La pertinence de cette loi de comportement et du modèle de soudure sera évaluée sur les autres essais de la base expérimentale dans le chapitre suivant.

Chapitre 5

Critère de fatigue

5.1 Introduction

La section 2.3 présente les différentes méthodologies permettant d'estimer la durée de vie d'une structure soumise à un chargement anisotherme. Dans le cadre de l'industrie automobile, la prise en compte d'un endommagement progressif au cours du chargement n'est pas envisageable en raison des temps de calcul trop longs induits par cette méthode. Ainsi, le modèle de comportement et l'endommagement sont découplés. La démarche de dimensionnement des pièces chaudes repose sur l'existence d'un cycle stabilisé, rapidement atteignable par le calcul. Un critère de ruine est ensuite évalué sur ce cycle stabilisé afin d'estimer la durée de vie de la structure. La pertinence de cette démarche dépend donc de la validité de la loi de comportement et du critère de fatigue sur les gammes de température et de chargement observées sur la structure étudiée.

La loi de comportement choisie a été mise au point par L. Bucher au cours de sa thèse [12] à partir d'essais isothermes réalisés sur des éprouvettes cylindriques à $300°C$, $650°C$ et $850°C$. Elle permet d'obtenir des résultats satisfaisants sur les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée (voir la section 4.4.2.2). La première partie du chapitre s'attache à évaluer la prédictivité de la loi de comportement vis-à-vis de l'ensemble de la base expérimentale utilisée pour mettre au point le critère de fatigue.

La seconde section aborde l'identification des coefficients de Manson-Coffin du matériau et étudie leur dépendance à la température. Plusieurs critères basés sur des grandeurs énergétiques sont également développés dans la troisième section du chapitre. De manière générale, l'approche consiste à mettre au point le critère de fatigue à partir des essais isothermes menés sur les éprouvettes cylindriques à différentes températures. Ensuite, sa pertinence vis-à-vis des éprouvettes en tôle est évaluée grâce aux essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle à $300°C$. Le critère de ruine est finalement adapté à la zone soudée grâce aux essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée puis est validé sur les essais anisothermes, conduits sur le même type d'éprouvette. Un shcéma de la démarche est présenté sur la Figure 5.1.

La quatrième section développe une approche basée sur la propagation de fissure en utilisant des grandeurs mécaniques plus locales pour décrire l'endommagement des éprouvettes et en particulier de celles en tôle soudée.

Enfin le critère de durée de vie est appliqué sur une structure complète à la dernière section,

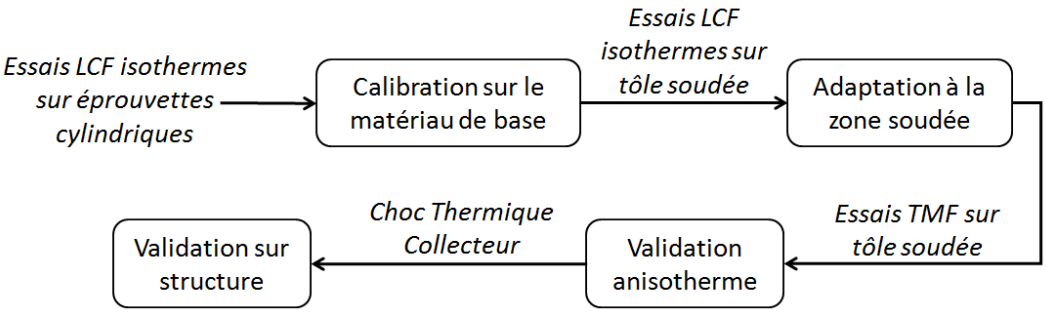


FIGURE 5.1 – Démarche d'identification et de validation du critère de fatigue

l'objectif étant de déterminer la durée de vie d'un collecteur de type DW12C soumis à un essai de choc thermique. Après avoir décrit l'adaptation du modèle de soudure aux soudures typiquement observées sur le collecteur d'échappement, un post-traitement volumique puis surfacique est réalisé avec les différents critères de ruine mis au point. Les écarts obtenus sur l'estimation de la durée de vie du collecteur sont commentés et une méthode de post-traitement est préconisée.

5.2 Prédictivité de la loi de comportement

5.2.1 Base expérimentale utilisée pour la mise au point du critère de fatigue

Afin de mettre au point le critère de fatigue, nous disposons d'une base expérimentale composée d'essais de durée de vie isothermes réalisés sur des éprouvettes cylindriques à $300°C$, $650°C$ et $850°C$, dont les résultats ont été fournis par Aperam [78]. Certains essais de durée de vie ont également été réalisés par R. Faria au cours de sa thèse [32] sur des éprouvettes cylindriques à $300°C$ et à $850°C$. Ces essais réalisés à une fréquence de 0.05 Hz sont pertinents pour étudier l'influence de la fréquence sur l'endommagement créé, notamment à température élevée. Nous disposons dorénavant d'essais de durée de vie réalisés sur des éprouvettes en tôle et en tôle soudée à $300°C$ ainsi que d'essais anisothermes réalisés sur des éprouvettes en tôle soudée. Nous avons remarqué à la section 4.3.2 que la rupture des éprouvettes en tôle soumises à un chargement anisotherme était due à une instabilité du comportement qui n'apparaît ni sur les autres essais sur éprouvettes ni sur le collecteur d'échappement. Les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle ne seront donc pas pris en compte dans la mise au point du critère de durée de vie.

La valeur du critère est obtenue à l'aide de simulations numériques qui diffèrent selon le type d'éprouvette testé :

- **Eprouvettes cylindriques :** On considère que les conditions de chargement sont appliquées de manière uniforme sur la zone utile de l'éprouvette. La simulation de ces essais est effectuée sur un élément de volume dans le code de calcul par éléments finis Zébulon. Les grandeurs mécaniques intervenant dans le critère de durée de vie sont évaluées au centre de l'élément de volume au cours du 20ème cycle de calcul qui est considéré comme stabilisé.

- **Eprouvettes en tôle soumises à des essais isothermes :** La zone utile ne présente pas

de gradients de contrainte et de déformation significatifs. La simulation des essais isothermes est donc réalisée sur un élément de volume dans le code de calcul Zébulon et les grandeurs mécaniques intervenant dans le critère de ruine sont évaluées en son centre au cours du 20ème cycle de chargement, considéré comme stabilisé.

– **Eprouvettes en tôle soudée :** La présence du cordon de soudure génère des gradients de contrainte et de déformation significatifs dans la zone utile. Ces essais sont simulés à l'aide du code de calcul par éléments finis Abaqus, en considérant le modèle de soudure de type C présenté à la section 3.6.2. La zone de post-traitement est un volume de 1 mm^3 positionné en sortie des éléments coques dans la zone dissipant le plus d'énergie. Pour les essais isothermes, le site préférentiel d'amorçage de fissure est centré sur le pied du petit bourrelet du cordon et est correctement localisé par le calcul (Figure 4.28 de la section 3.6.2). Quant aux essais anisothermes, on observe des fissures aux pieds du petit et du gros bourrelet de la soudure. La simulation de ces essais à l'aide du modèle C permet d'identifier ces deux zones comme celles dissipant le plus d'énergie inélastique (Figure 4.28). La Figure 4.29 montre que les niveaux d'énergie dissipée calculés dans des volumes de post-traitement de 1 mm^3 centrés sur le pied du petit bourrelet et sur le pied du gros bourrelet sont proches, le maximum étant localisé sur le pied du gros bourrelet du cordon de soudure pour le modèle C. Pour mettre au point le critère, le post-traitement sera donc centré sur le pied du gros bourrlet du cordon de soudure dans le cas des essais anisothermes. Ainsi, pour les essais isothermes, le post-traitement est centré sur le pied du petit bourrelet de la soudure, tandis que pour les essais anisothermes le post-traitement est centré sur pied du gros bourrelet, comme le montre la Figure 5.2. Afin de limiter les temps de calcul, on considère que l'état stabilisé est atteint au cours du 5ème cycle de chargement. En effet, la section 4.4.1 montre que la simulation de 5 cycles de chargement anisotherme est suffisante pour obtenir le comportement cyclique stabilisé du matériau, ce qui correspond aux standards de calcul actuellement utilisés chez PSA Peugeot Citroën.

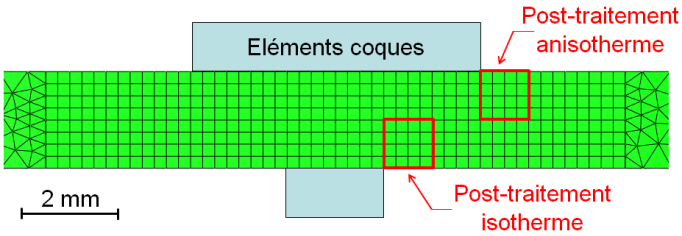


FIGURE 5.2 – Zones de post-traitement du critère pour les éprouvettes soudées

L'ensemble des essais utilisés pour mettre au point le critère de fatigue est répertorié en annexe dans le Tableau D.5. $\Delta\varepsilon_{nom}$ correspond à l'amplitude de déformation imposée aux bornes de l'extensomètre tandis que $\Delta\varepsilon_t$ correspond à l'amplitude de déformation totale relevée dans le volume de post-traitement. L'amplitude de déformation totale est définie comme le rayon de l'hypersphère circonscrite au trajet des déformations au cours du dernier cycle de chargement. L'amplitude de dé-

formation totale est calculée en résolvant le problème de min-max suivant :

$$\Delta\varepsilon_t = \min_{\boldsymbol{\varepsilon_1}} \max_{Derniercycle} \|\boldsymbol{\varepsilon_t}(\tau) - \boldsymbol{\varepsilon_1}\| \tag{5.1}$$

La loi de comportement utilisée pour simuler les essais a été développée par L. Bucher [12] et est présentée dans la section 4.4.1. Cette loi permet de modéliser correctement le comportement des éprouvettes en tôle soudée soumises à des chargements anisothermes (voir la section 4.4.2.2). Il est intéressant de quantifier, pour l'ensemble des essais, les différences observées entre les comportements simulé et mesuré expérimentalement afin d'évaluer la fiabilité de l'approche.

5.2.2 Essais isothermes sur éprouvettes cylindriques

Nous disposons de plusieurs caractéristiques expérimentales ($\Delta\varepsilon_p$,$\Delta\varepsilon_e$ et $\Delta\sigma$) fournies par Aperam pour les essais de durée de vie réalisés à 300°C, 650°C et 850°C sur les éprouvettes cylindriques. L'ensemble des données expérimentales et simulées est répertorié en annexe dans la section D.4.1. Les données expérimentales sont mesurées au cours du cycle 100.

La Figure 5.3 compare les résultats numériques et les mesures expérimentales des amplitudes de déformation plastique tandis que la Figure 5.4 présente les amplitudes de déformation élastique.

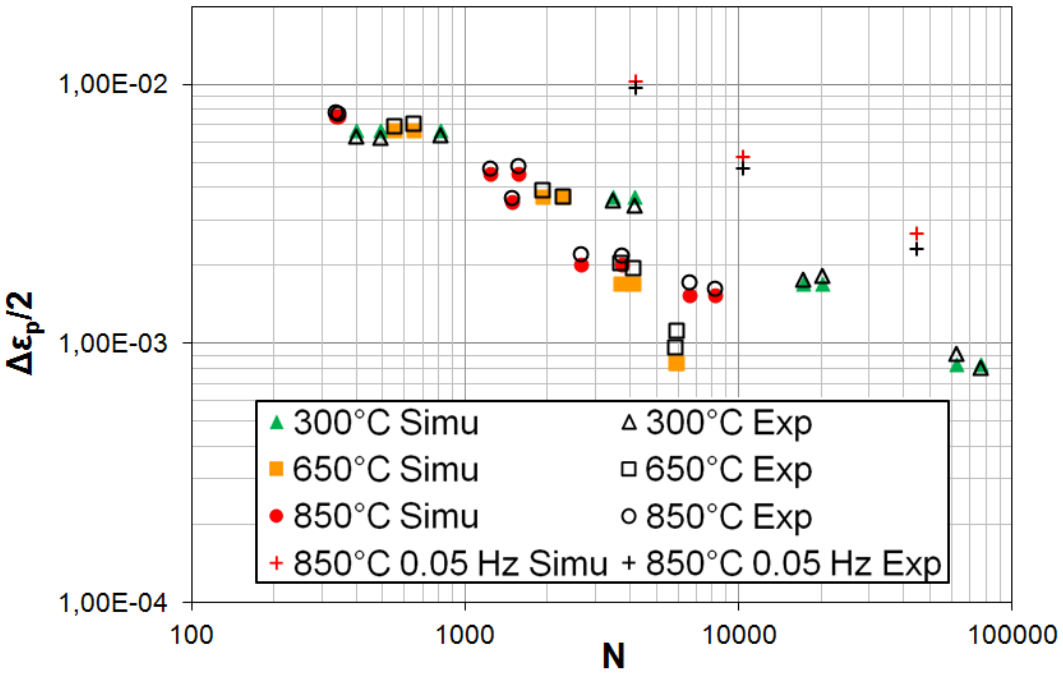


FIGURE 5.3 – Comparaison des amplitudes de déformation plastique expérimentales et simulées

La loi de comportement donne une prédiction satisfaisante de l'amplitude de déformation plastique pour l'ensemble des essais.

Pour les essais effectués à 300°C, l'amplitude de déformation élastique est sous-estimée par le calcul pour les durées de vie inférieures à 5000 cycles. De plus, l'amplitude de contrainte est sous-estimée par le calcul pour tous les essais réalisés à 300°C. L'erreur moyenne sur l'amplitude de contrainte est de -23 % (soit -73 MPa) pour l'ensemble des essais réalisés à 300°C et elle atteint -36 % (-130 MPa)

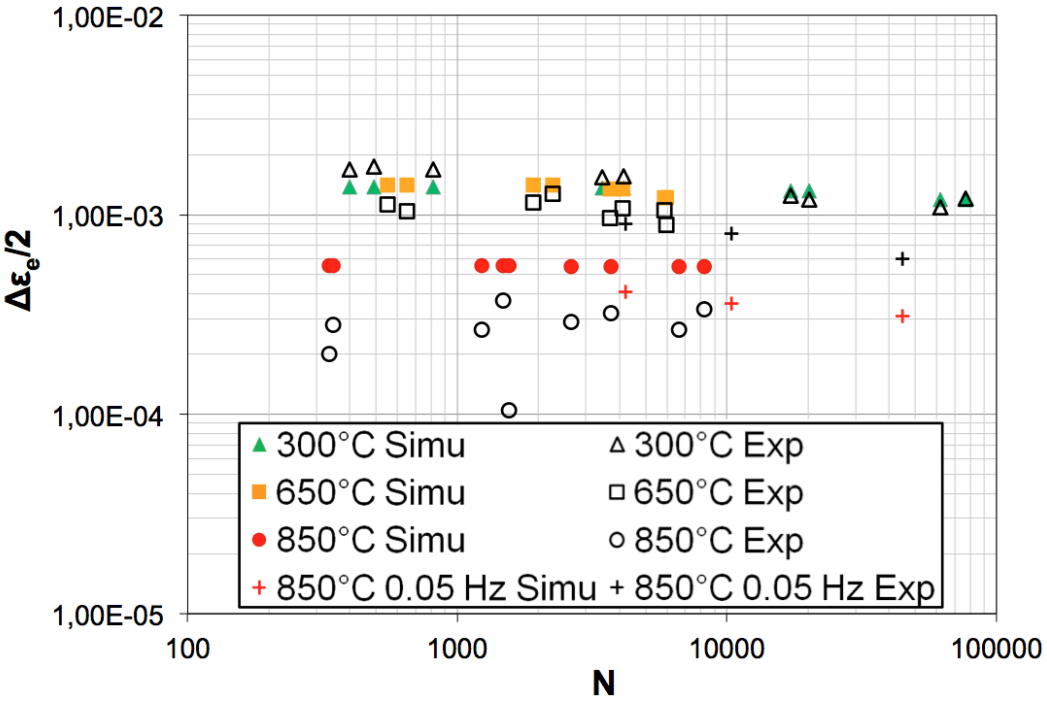


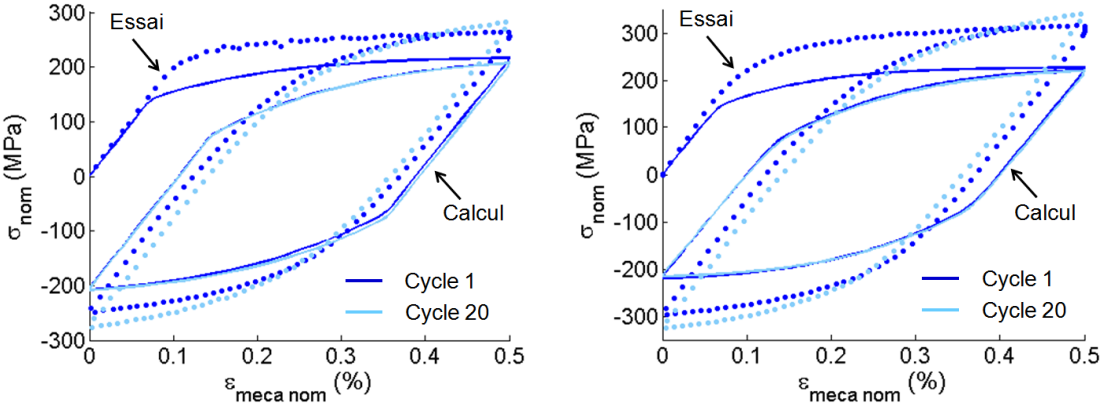
FIGURE 5.4 – Comparaison des amplitudes de déformation élastique expérimentales et simulées

pour les durées de vie inférieures à 1000 cycles. Cet écart est lié à la modélisation de l'évolution de l'écrouissage. En effet, le F18TNb présente un durcissement significatif à cette température [12] qui n'est pas pris en compte dans la loi de comportement utilisée.

Pour les essais effectués à 650°C, l'amplitude de déformation élastique est faiblement surestimée par le calcul, ce qui se traduit par un écart significatif sur l'évaluation de l'amplitude de contrainte, notamment pour les éprouvettes soumises au niveau de déformation $\Delta\varepsilon_t/2 = 0.3$ % ($N_f \approx 4000$ cycles). Néanmoins, à 650°C, l'erreur moyenne commise sur le niveau de contrainte est de +6 % (soit +19 MPa), elle est du même ordre de grandeur que l'incertitude expérimentale.

A 850°C, l'amplitude de déformation élastique est surestimée par le calcul pour les essais effectués à une fréquence comprise entre 0.25 et 1 Hz. Pour les essais réalisés à une fréquence plus faible, 0.05 Hz, l'amplitude de déformation élastique est sous-estimée. L'amplitude de contrainte est néanmoins surestimée pour tous les essais réalisés à 850°C, l'erreur est en moyenne de +7 MPa, ce qui correspond à un écart de +14 %.

En conclusion, la loi de comportement permet de rendre compte de manière satisfaisante du comportement des éprouvettes cylindriques testées par Aperam [78] et par R. Faria [32] à 650°C et à 850°C. A 300°C, les erreurs observées sur l'amplitude de contrainte sont significatives. Nous ne disposons pas des boucles contrainte nominale - déformation nominale sur ces essais pour évaluer l'impact de cette erreur sur le calcul de l'énergie dissipée par cycle. La section suivante permet de l'estimer dans le cas des éprouvettes en tôle et en tôle soudée soumises à un chargement isotherme.



(a) Tôle (b) Tôle soudée

FIGURE 5.5 – Comparaison essai-calcul sur les essais isothermes réalisés à $300°C$ avec $\Delta\varepsilon = 0.5$ %

5.2.3 Essais isothermes sur éprouvettes en tôle et en tôle soudée

La Figure 5.5 montre l'allure des boucles contrainte nominale - déformation nominale pour une éprouvette en tôle et pour une éprouvette en tôle soudée. La loi de comportement sous-estime les niveaux de contrainte extrêmes atteints de 25 % pour la tôle et de 32 % pour la tôle soudée. Comme pour les essais menés sur les éprouvettes cylindriques, cet écart est lié au durcissement cyclique initial observé au cours de l'essai mais non pris en compte dans la loi de comportement. Ces erreurs se répercutent sur la densité d'énergie d'ouverture élastique dissipée dans la zone utile $\Delta W_{e\ ZU}^{op}$, calculée à partir de l'amplitude de contrainte nominale :

$$\Delta W_{e\ ZU}^{op} = \frac{1-2\nu}{6E}\Delta\sigma_{nom}^2$$

L'énergie d'ouverture élastique dissipée dans la zone utile est définie uniquement pour les éprouvettes en tôle pour lesquelles nous disposons d'une mesure fiable du module de Young E. Les gradients de déformation et de contrainte étant considérés comme négligeables dans la zone utile de ce type d'éprouvette, la densité d'énergie d'ouverture élastique ainsi calculée dans la zone utile $\Delta W_{e\ ZU}^{op}$ est égale à la densité d'énergie d'ouverture dissipée localement dans le volume caractéristique de 1 mm^3, ΔW_e^{op}.

Le Tableau D.6 en annexe récapitule les écarts observés sur l'amplitude de contrainte, sur l'énergie plastique dissipée dans la zone utile, et sur l'énergie d'ouverture élastique $\Delta W_{e\ ZU}^{op}$ pour les différents niveaux de déformation imposés. L'énergie d'ouverture élastique est sous-estimée de 44 % pour les éprouvettes en tôle soumises à un chargement isotherme. Pour les éprouvettes en tôle soudée, l'énergie d'ouverture élastique dissipée localement ne peut pas être estimée de manière similaire.

En ce qui concerne l'énergie inélastique dissipée dans la zone utile $\Delta W_{p\ ZU}^{d}$, l'écart entre les valeurs simulées et mesurées expérimentalement est faible, l'erreur maximale étant de +15 %.

En conclusion, la loi de L. Bucher ne parvient pas à reproduire le comportement des éprouvettes en tôle et en tôle soudée soumises à un chargement isotherme à $300°C$, introduisant des erreurs non négligeables dans le calcul de l'amplitude de contrainte et de l'énergie d'ouverture élastique. Néanmoins, l'estimation de l'énergie inélastique dissipée par cycle est satisfaisante.

5.2.4 Essais anisothermes sur éprouvettes en tôle soudée

La loi de comportement reproduit de manière satisfaisante l'allure des boucles contrainte nominale - déformation nominale pour les éprouvettes en tôle soudée soumises à un chargement anisotherme (voir la section 4.4.2.2). Le Tableau D.7 en annexe présente les écarts obtenus sur la contrainte nominale et sur l'énergie dissipée dans la zone utile $\Delta W_{p\ ZU}^{d}$, entre les essais et le calul. L'amplitude de contrainte est faiblement surestimée par le calcul, en moyenne de 4 % (soit 20 Mpa). L'écart en énergie dissipée dans la zone utile est faible : l'erreur moyenne est de -4 % et la déviation standard de 9 %.

En conclusion, la loi de comportement développée par L. Bucher reproduit de manière satisfaisante le comportement anisotherme de la tôle soudée.

5.2.5 Conclusion

La loi de comportement décrite à la section 4.4.1 permet de reproduire de manière satisfaisante les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques à 650°C et à 850°C ainsi que les essais anisothermes effectués sur les éprouvettes en tôle soudée (voir Figure 5.6). En ce qui concerne les essais isothermes réalisés à 300°C sur les éprouvettes cylindriques, en tôle et en tôle soudée, la loi de comportement ne parvient pas à reproduire le comportement nominal observé expérimentalement. En effet, le durcissement cyclique initial observé pour l'ensemble des essais réalisés à 300°C n'est pas modélisé dans la loi de comportement. Cependant, pour garantir la cohérence de la démarche d'identification et de validation du critère, une loi de comportement unique est utilisée pour les essais isothermes et anisothermes de la base expérimentale. La mise au point du critère de ruine est donc liée au choix de la loi de comportement.

Température	Eprouvettes cylindriques Eprouvettes en tôle	Eprouvettes en tôle soudée
300°C	☹	☹
650°C	☺	?
850°C	☺	?
Anisotherme 300°C - 850°C	?	☺

FIGURE 5.6 – Domaines de validité de la loi de comportement utilisée pour mettre au point le critère de ruine

5.3 Critère de type Manson-Coffin

5.3.1 Mise au point du critère sur les éprouvettes cylindriques

Dans un premier temps, un critère classique de type Manson-Coffin est calibré à partir des essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques. La Figure 5.7 présente la durée de vie des éprouvettes cylindriques en fonction de l'amplitude de déformation plastique calculée.

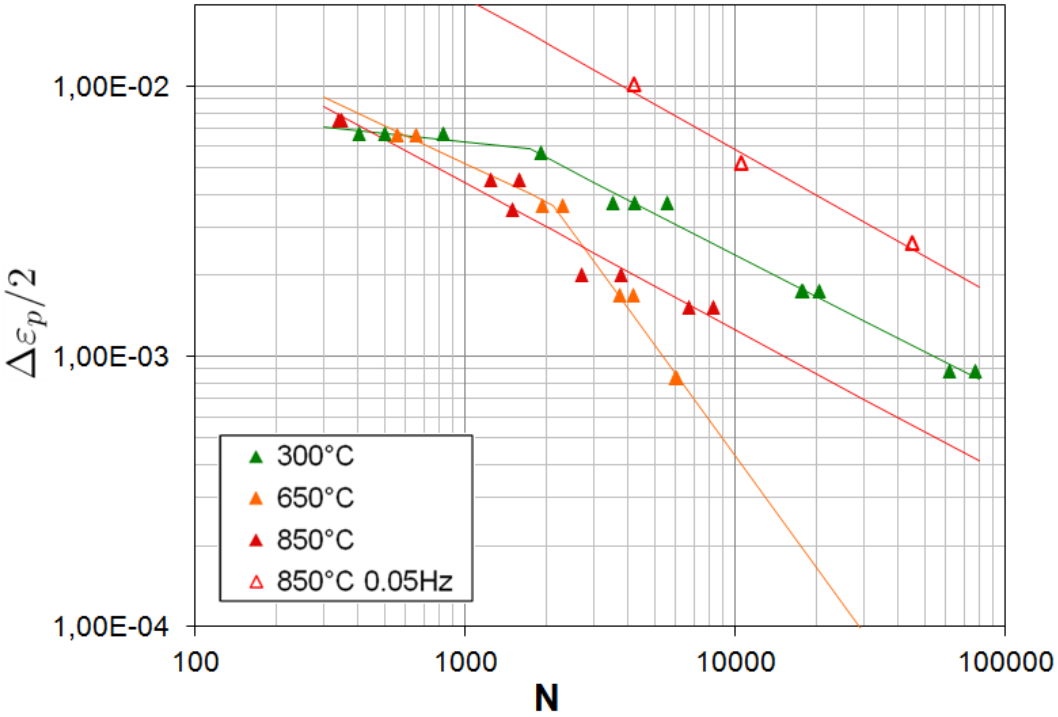


FIGURE 5.7 – Courbes de Manson-Coffin

La loi de Manson-Coffin est donnée par l'équation (2.11) :

$$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \varepsilon'_f N_f^c \tag{2.11}$$

Les essais réalisés à 300°C et à 650°C ne sont pas correctement représentés par la loi de Manson Coffin si l'on utilise une pente unique sur l'ensemble des durées de vie mesurées. Ainsi, à 300°C , un changement de pente est observé autour du cycle 1730 tandis qu'à 650°C, la transition a lieu autour du cycle 2110. Ce phénomène a déjà été observé sur des superalliages bases Nickel [43, 39, 72], il peut être lié à une évolution du site d'amorçage de fissure (dans un grain ou sur un joint de grain) ou des structures de dislocations en fonction des conditions de chargement et de la température de l'essai.

Les essais réalisés à 850°C sont représentés à l'aide d'une pente unique, indépendante de la fréquence. En effet, les essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques à 850°C et à 0.05 Hz présentent une pente comparable à celle des autres essais, réalisés à une fréquence plus élevée (de 0.25 Hz à 1 Hz). En revanche, pour un même niveau de déformation plastique imposé, les essais réalisés à basse fréquence présentent une durée de vie plus grande, la ductilité en fatigue du matériau augmentant d'un facteur 5 à la fréquence de 0.05 Hz.

Pour les grandes durées de vie, les amplitudes de déformation plastique et élastique sont du même ordre de grandeur. Ainsi, l'amplitude de contrainte (ou l'amplitude de déformation élastique) peut avoir une influence significative sur la durée de vie des éprouvettes. La Figure 5.8 présente les courbes de Basquin pour l'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques.

Le critère de Basquin se met sous la forme suivante :

$$\Delta\sigma = E\frac{\Delta\varepsilon_e}{2} = \sigma'_f N_f^b \tag{2.12}$$

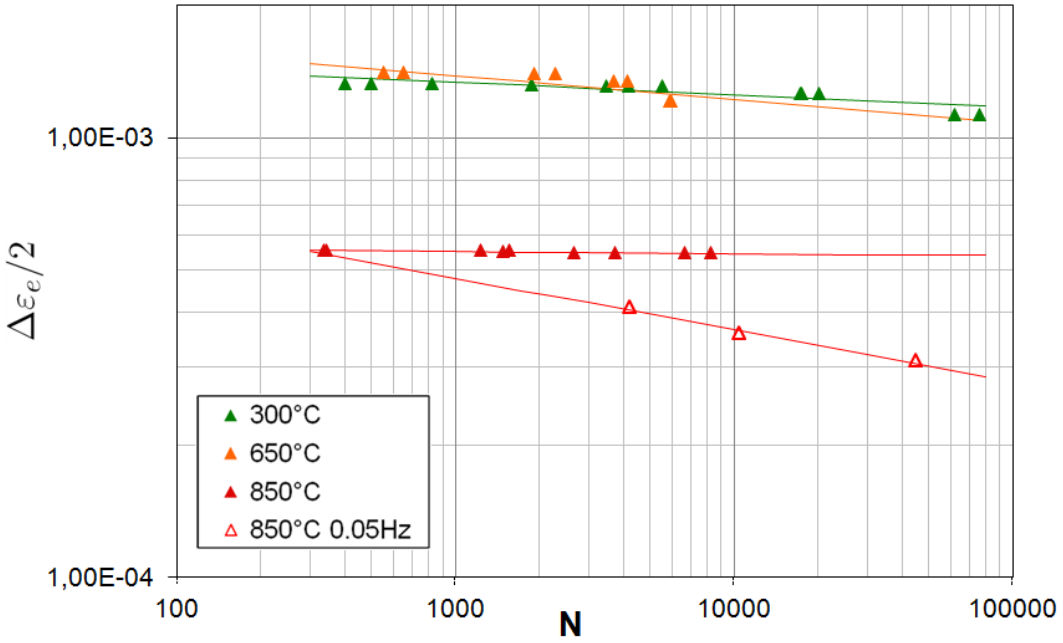


FIGURE 5.8 – Courbes de Basquin

Les coefficients de Manson-Coffin et de Basquin identifiés pour les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques et sur les éprouvettes en tôle soudée sont présentés dans le Tableau 5.1.

Les coefficients des courbes de Manson-Coffin ε'_f et σ'_f varient avec la température. Pour les durées de vie inférieures à 2000 cycles, la ductilité en fatigue et l'exposant augmentent en valeur absolue avec la température. Les essais réalisés à 650°C et à 850°C présentent des pentes classiques, comprises entre -0.5 et -0.7. En revanche, la pente identifiée pour les essais à 300°C est très faible. On observe une saturation de la courbe pour les durées de vie inférieures à 1000 cycles traduisant le fait que l'amplitude de déformation plastique seule ne suffit plus à caractériser l'endommagement.

Pour les plus longues durées de vie, les courbes de Manson-Coffin associées aux essais réalisés à 300°C et à 850°C présentent des pentes classiques comprises entre -0.5 et -0.7. A 650°C, les durées de vie sont significativement inférieures à celles estimées à l'aide des coefficients de Manson-Coffin,

TABLE 5.1 – Coefficients de Manson-Coffin et de Basquin identifiés pour les éprouvettes cylindriques et pour les éprouvettes en tôle soudée soumises à un chargement isotherme

T, f	300°C	650°C	850°C	850°C, 0.05 Hz	300°C, Soudée
ε'_{f1} (N_f petit)	0.0129	0.135	0.186	1.03	0.105
c_1 (N_f petit)	-0.11	-0.47	-0.54	-0.56	-0.51
ε'_{f2} (N_f grand)	0.268	133	0.186	1.03	0.105
c_2 (N_f grand)	-0.51	-1.4	-0.54	-0.56	-0.51
σ'_f [MPa]	275	267	58	110	232
b	-0.028	-0.055	-0.0045	-0.118	-0.028

identifiés pour les durées de vie inférieures à 2000 cycles.

En ce qui concerne la loi de Basquin, la résistance en fatigue diminue avec la température. A $850°C$, on observe un effet de fréquence significatif sur l'exposant de la loi de Basquin.

La Figure 5.9 montre, pour chaque température, l'identification des paramètres de Manson-Coffin pour les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques. Sur la Figure 5.9a, les essais de durée de vie isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle sont proches des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques. Ainsi les paramètres de Manson-Coffin identifiés à partir des essais effectués sur éprouvettes cylindriques s'appliquent également aux éprouvettes en tôle.

5.3.2 Adaptation aux éprouvettes en tôle soudée

Pour les éprouvettes en tôle soudée, le post-traitement des amplitudes de déformation est réalisé dans le volume de post-traitement présenté sur la Figure 5.2 dans le cas des chargements isothermes. Pour limiter les paramètres à identifier, les exposants c_1 et b sont identiques à ceux déterminés pour les éprouvettes cylindriques dans le domaine des grandes durées de vie. Les coefficients ε'_f et σ'_f identifiés pour les éprouvettes en tôle soudée sont reportés dans le Tableau 5.1. σ'_f est calculé en utilisant le module de Young de la tôle, égal à 192830 MPa. La Figure 5.10 présente les courbes de Manson-Coffin et de Basquin pour les éprouvettes en tôle soudée soumises à un chargement isotherme à $300°C$.

On note un abattement de la durée de vie par rapport aux éprouvettes cylindriques ou aux éprouvettes en tôle sollicitées à la même température. Ainsi, les coefficients de Manson-Coffin et de Basquin sont plus faibles que ceux identifiés à partir des essais effectués sur les éprouvettes cylindriques. Le coefficient d'abattement est de 2.5 pour ε'_f et de 1.2 pour σ'_f. La différence obtenue sur σ'_f est faible et peut être liée à l'évaluation du module de Young. En effet, le module de Young du matériau à proximité de la soudure n'a pas été évalué et peut être sensiblement différent de celui de la tôle. En revanche, l'abattement obtenu sur ε'_f est significatif. Ainsi, pour un même niveau de déformation plastique, la présence de la soudure diminue la durée de vie des éprouvettes de manière significative.

5.3.3 Adaptation du critère aux chargements anisothermes

Pour représenter correctement la base expérimentale sur éprouvettes cylindriques, il est nécessaire de diviser le domaine de durée de vie et donc d'introduire de nombreux coefficients. De plus, les variations des différents coefficients avec la température ne sont pas similaires selon le domaine considéré. A $300°C$, la saturation observée sur les faibles durée de vie montre que l'endommagement ne se caractérise pas uniquement à l'aide des amplitudes de déformation plastique et élastique. De même, à $650°C$, la pente de la courbe de Manson-Coffin observée pour les durées de vie plus longues est très élevée et la différence entre la durée de vie prédite par la courbe de Manson-Coffin identifiée pour les durées de vie inférieures à 2000 cycles et la durée de vie observée expérimentalement est considérable.

D'après certains auteurs [22, 23, 4], l'énergie dissipée par cycle est un meilleur indicateur de l'endommagement que les critères classiques de fatigue à faible nombre de cycles tels que Manson-Coffin, Smith-Topper-Watson et Ostergren dans le cas de chargements anisothermes. Nous avons donc choisi de nous orienter vers les critères basés sur des grandeurs énergétiques pour caractériser l'endommagement observé sur les éprouvettes cylindriques ainsi que sur les éprouvettes en tôle et en tôle soudée soumises à des chargements isothermes et anisothermes.

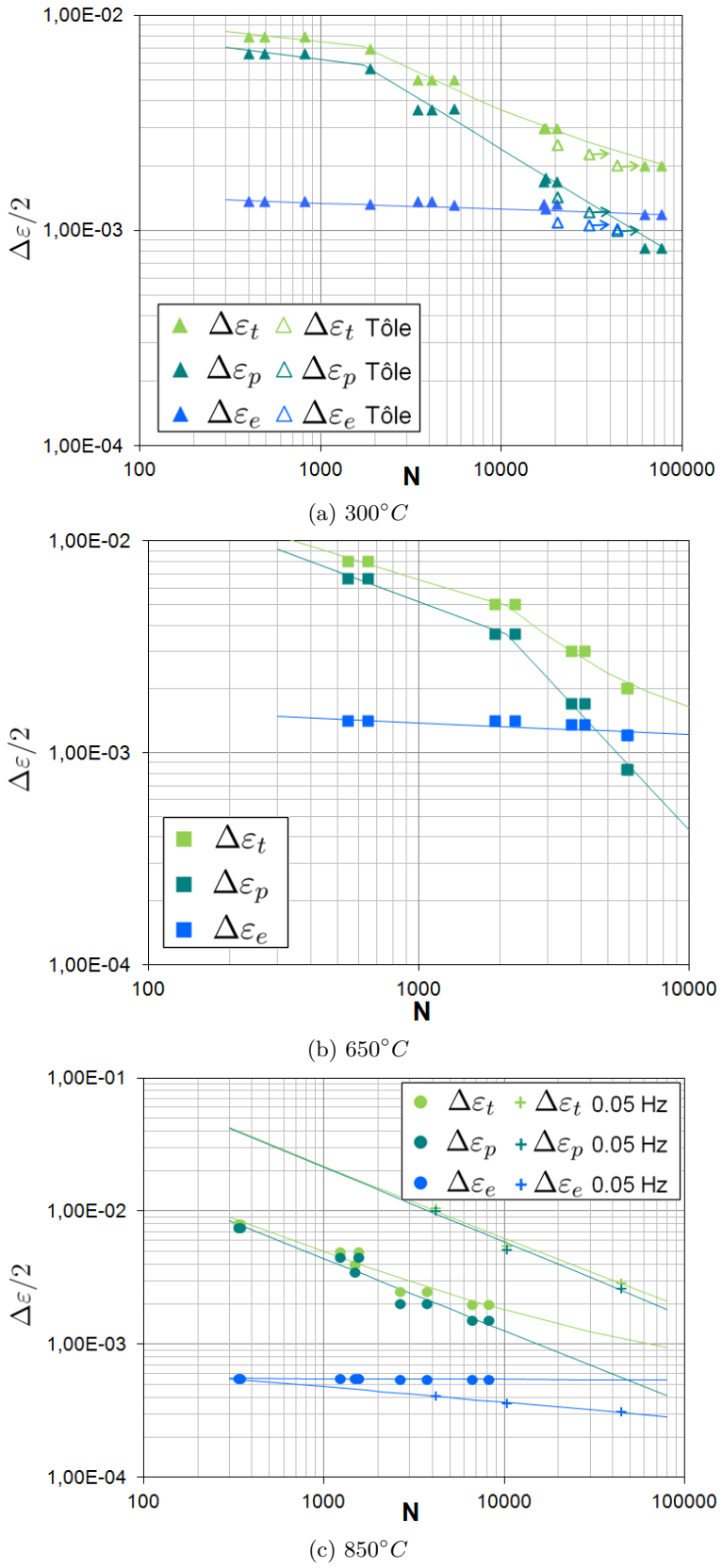


FIGURE 5.9 – Identification des paramètres de Manson-Coffin pour chaque température d'essai, pour les éprouvettes cylindriques soumises à un chargement isotherme

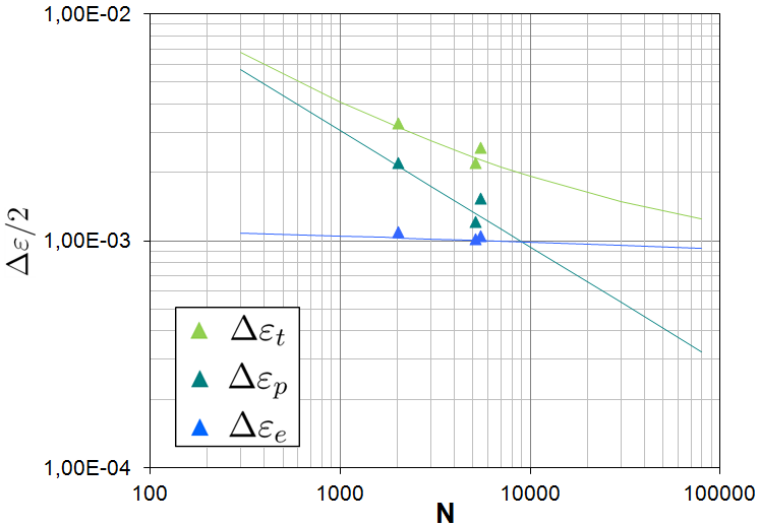


FIGURE 5.10 – Identification des paramètres de Manson-Coffin pour les éprouvettes en tôle soudée soumises à un chargement isotherme à 300°C

5.4 Critères énergétiques

5.4.1 Densité d'énergie plastique

5.4.1.1 Mise au point du critère sur les éprouvettes cylindriques

L'énergie dissipée au cours du cycle stabilisé est classiquement utilisé chez PSA Peugeot Citroën pour caractériser l'endommagement. Dans certains cas, un critère de ruine basé sur l'énergie dissipée par cycle permet notamment de s'affranchir de la dépendance en température du critère de dommage [22]. Une loi de type puissance permet alors de relier l'énergie dissipée par cycle ΔW_p^d au nombre de cycles à rupture, N_f :

$$\Delta W_p^d = \Delta W_{p1}^d N_f^{n_1} \tag{5.2}$$

avec ΔW_{p1}^d et n_1 des constantes du matériau.

La Figure 5.11 présente les essais de la base expérimentale cylindrique dans un diagramme bi-logarithmique (ΔW_p^d, N_f).

Les essais ne peuvent pas être représentés à l'aide d'une loi de type (5.2) car dans ce diagramme, la dispersion autour de leur densité moyenne est trop importante. Pour l'acier inoxydable F18TNb, les paramètres de la loi dépendent de la température de l'essai.

A 650°C, les éprouvettes dont la durée de vie est inférieure à 1000 cycles présentent des niveaux d'énergie comparables aux éprouvettes sollicitées à 300°C tandis que les éprouvettes dont la durée de vie est supérieure à 5000 cycles présentent des niveaux d'énergie proches des éprouvettes testées à 850°C. La température de 650°C apparaît donc comme une température de transition pour les mécanismes d'endommagement mis en jeu. Sur les essais réalisés à 850°C, la fréquence a une influence significative sur la durée de vie des éprouvettes. En effet, les essais effectués à 0.05 Hz présentent des durées de vie de 6 à 10 fois plus importantes que les essais effectués à une fréquence plus élevée (de 0.25 Hz à 1 Hz). En revanche, la pente de la loi est identique pour l'ensemble des essais réalisés à 850°C.

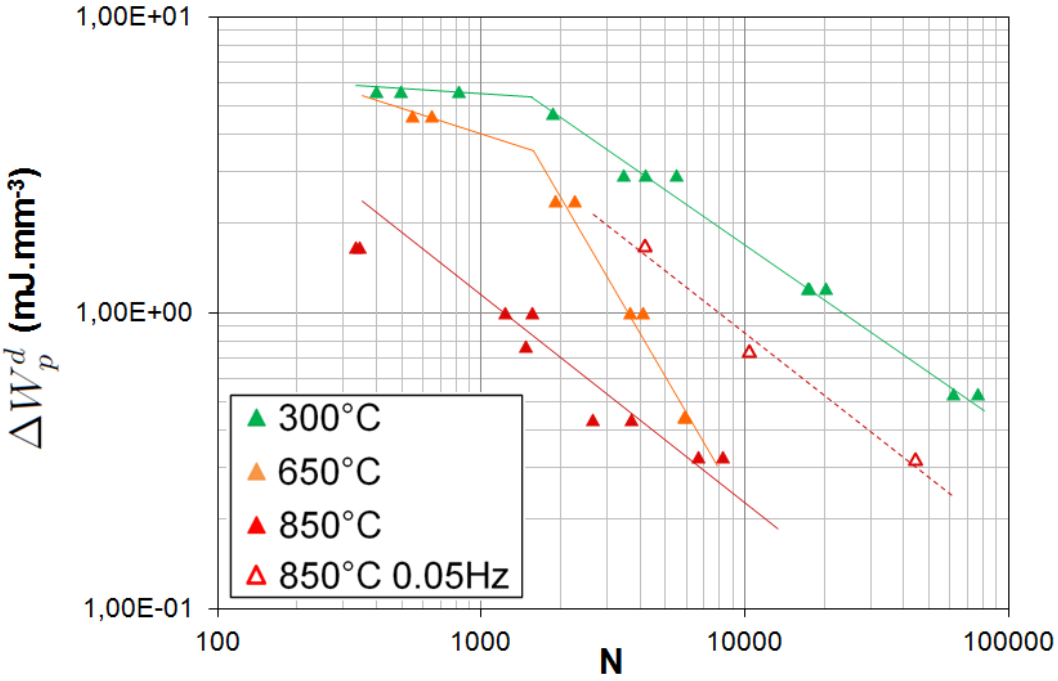


FIGURE 5.11 – Densité d'énergie dissipée en fonction de la durée de vie des éprouvettes cylindriques

La droite de tendance associée aux essais réalisés à 300°C dont la durée de vie est supérieure à 1000 cycles est parallèle à la droite associée aux essais réalisés à 850°C. A 300°C et à 650°C, nous observons une saturation de l'énergie dissipée pour les faibles durées de vie, phénomène déjà observé sur les courbes de Manson-Coffin. Ainsi, pour les durées de vie inférieures à 500 cycles, l'énergie dissipée par cycle ne suffit plus à caractériser l'endommagement.

Sur la base de ces observations, nous choisissons de maintenir constant l'exposant de la loi. Sa valeur est déterminée à partir des essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques à 300°C et à 850°C, et vaut :

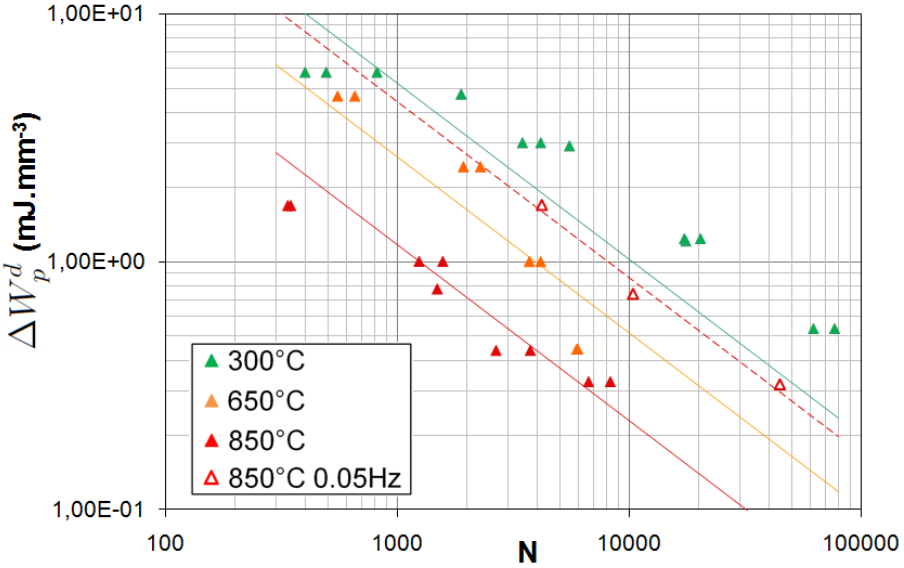
$$n_1 = -0.71$$

En revanche, le coefficient ΔW_{p1}^d dépend de la température et de la fréquence de l'essai. Dans un premier temps, ce paramètre est identifié, pour chaque condition expérimentale, par minimisation de la dispersion autour d'une droite moyenne de pente égale à n_1 au sens des moindres carrés. Il est ensuite ajusté manuellement pour obtenir une meilleure corrélation sur l'ensemble des essais. La Figure 5.12a montre la courbe de tendance obtenue pour chaque condition expérimentale tandis que la Figure 5.12b présente la corrélation obtenue avec ce critère sur l'ensemble des essais. Après ajustement, nous remarquons que la pente de la droite de tendance est modifiée pour minimiser la dispersion de l'ensemble des essais autour de cette droite, nous obtenons ainsi :

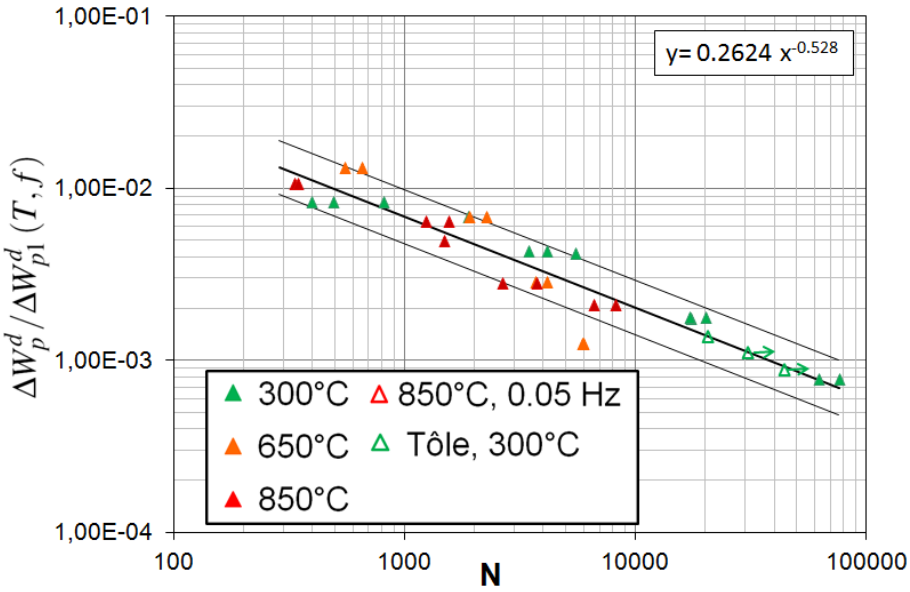
$$n_1 = -0.528$$

Le Tableau 5.2 présente les valeurs identifiées pour ΔW_{p1}^d en fonction des conditions expérimentales.

Nous remarquons que la courbe de tendance relative aux essais réalisés à 300°C n'est pas centrée sur les essais présentant une durée de vie supérieure à 2000 cycles. Ce décalage est lié au phénomène



(a) Courbes de tendance obtenue pour chaque condition expérimentale



(b) $\Delta W_p^d / \Delta W_{p1}^d (T, f)$

FIGURE 5.12 – Identification du paramètre ΔW_{p1}^d pour les éprouvettes cylindriques soumises à un chargement isotherme

TABLE 5.2 – Coefficient ΔW_{p1}^d du critère en énergie dissipée identifié pour chaque condition expérimentale

Conditions expérimentales	$300°C$	$650°C$	$850°C$	$850°C$ 0.05 Hz
ΔW_{p1}^d $[mJ.mm^{-3}]$	700	354.7	157.4	593

TABLE 5.3 – Coefficient du critère en énergie dissipée $\Delta W_{p1}^{d}{}'$ en fonction de la température

Température	$300°C$	$650°C$	$850°C$
$\Delta W_{p1}^{\prime d}$ $[mJ.mm^{-3}]$	183.7	93.08	41.30

de saturation de l'énergie dissipée pour les durées de vie les plus faibles, déjà observé sur les courbes de Manson-Coffin.

L'identification du coefficient ΔW_{p1}^{d} permet d'obtenir un critère de ruine de la forme suivante :

$$\frac{\Delta W_{p}^{d}}{\Delta W_{p1}^{d}\left(T,f\right)} = 0.2624\ N^{-0.528} \tag{5.3}$$

Seuls les trois essais réalisés par R. Faria [32] à $850°C$ et à 0.05 Hz permettent d'observer l'effet de fréquence sur le critère à température élevée, ce qui est insuffisant pour proposer une loi d'évolution du paramètre ΔW_{p1}^{d} en fonction de la fréquence. Nous choisissons d'exclure ces trois essais de la base expérimentale et de ne pas prendre en compte l'effet de fréquence dans le critère adapté aux chargements anisothermes. En excluant ces trois essais, le coefficient de corrélation obtenu sur la base expérimentale sur les éprouvettes cylindriques est $R^2 = 0.857$. La bande d'incertitude de la Figure 5.12b correspond à un facteur 2 sur la durée de vie et 79 % des essais isothermes effectués sur les éprouvettes cylindriques sont inclus dans cette bande d'incertitude.

De plus, les essais réalisés sur les éprouvettes en tôle à $300°C$ sont bien représentés par ce critère. Ainsi, 81 % des essais représentés sur la Figure 5.12b sont inclus dans la bande d'incertitude de facteur 2.

On observe une évolution linéaire de ΔW_{p1}^{d} en fonction de la température. Pour obtenir un facteur égal à 1 devant la loi puissance (5.2), on définit le paramètre $\Delta W_{p1}^{d}{}' = 0.2624\ \Delta W_{p1}^{d}$. Son évolution en fonction de la température est donnée par l'équation suivante :

$$\Delta W_{p1}^{d}{}'\left(T\right) = -0.2577\ T\left(°C\right) + 260.15 \tag{5.4}$$

Les valeurs de $\Delta W_{p1}^{d}{}'$ identifiées pour chaque température d'essai sont présentées dans le Tableau 5.3.

Nous obtenons alors :

$$\frac{\Delta W_{p}^{d}}{\Delta W_{p1}^{d}{}'\left(T,f\right)} = N^{-0.528} \tag{5.5}$$

Pour prendre en compte cette dépendance en température dans le cas de chargements anisothermes, un indicateur de dommage ξ_1 est défini comme suit :

$$\xi_1 = \int_{cycle} \frac{dw_{p}^{d}}{\Delta W_{p1}^{d}{}'(T(t))} = \int_{cycle} \frac{\sigma : d\varepsilon^{p}}{\Delta W_{p1}^{d}{}'(T(t))} \tag{5.6}$$

Le critère s'écrit alors :

$$\xi_1 = N^{-0.528} \tag{5.7}$$

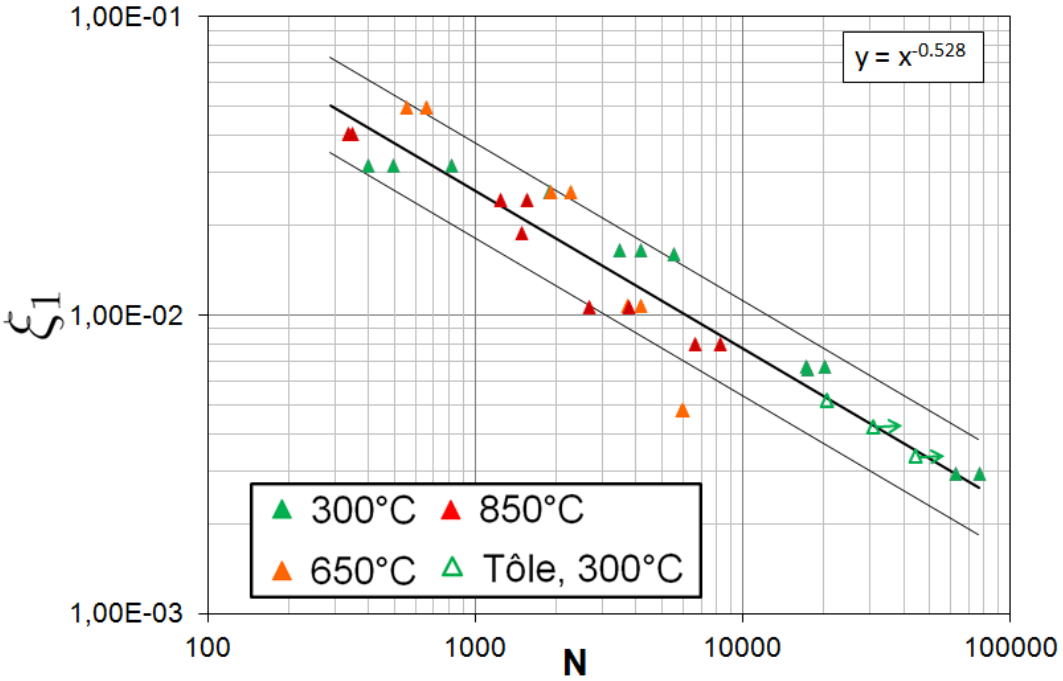
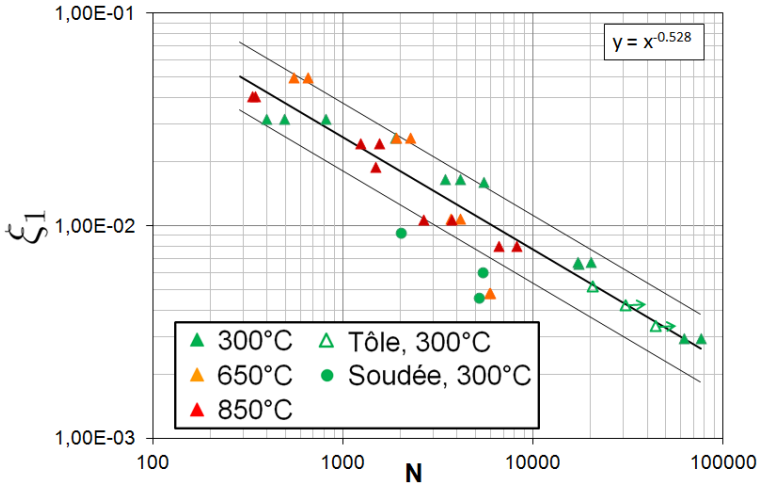


FIGURE 5.13 – Critère en ξ_1 pour les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques et sur les éprouvettes en tôle

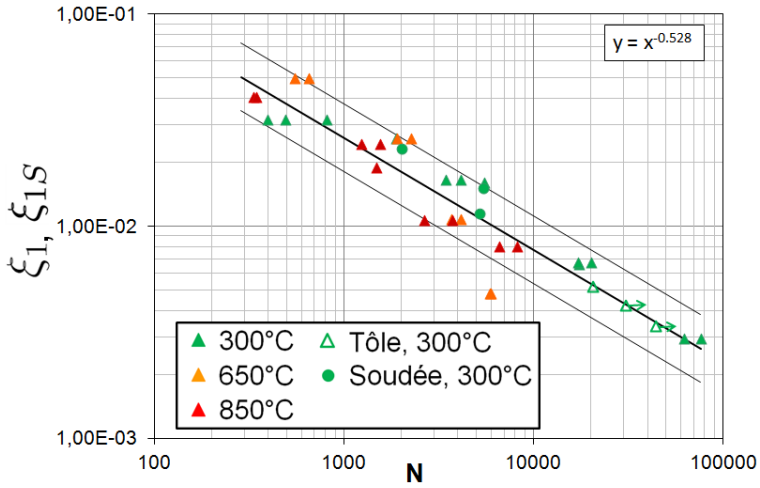
La Figure 5.13 présente les résultats obtenus avec le critère en ξ_1 pour les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques et sur les éprouvettes en tôle. La bande d'incertitude représente un facteur 2 sur la durée de vie. Sur l'ensemble des essais représentés, deux essais effectués à 650°C ($N_f = 5952$ et $N_f = 5886$) présentent des durées de vie inférieures d'un facteur 6 par rapport à la durée de vie estimée à l'aide du critère en ξ_1. Le critère n'est pas conservatif pour ces deux essais. Néanmoins, 81 % des essais isothermes effectués sur les éprouvettes cylindriques et sur les éprouvettes en tôle sont compris dans la bande d'incertitude de facteur 2. De plus, la pente du critère est de l'ordre de 0.5, du même ordre de grandeur que les pentes classiquement observées sur les courbes de Manson-Coffin.

5.4.1.2 Adaptation du critère à la zone soudée

Les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée à 300°C permettent d'observer l'influence de la présence de la soudure dans le cas de chargements isothermes. La Figure 5.14a montre que l'utilisation du critère en ξ_1 identifié à partir des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques surestime considérablement la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée. En effet, le chapitre 3 a mis en évidence l'influence de la microstructure et de la géométrie du cordon de soudure sur la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée. Ainsi il est nécessaire d'utiliser un coefficient d'abattement pour adapter l'indicateur de dommage à la zone soudée. Ce coefficient est estimé de manière empirique à partir des essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée. A 300°C, le coefficient d'abattement est égal à 2.5 et on obtient la relation suivante entre le paramètre $\Delta W_{p1S}^{d\,\prime}(300°C)$ pour la tôle soudée et



(a) Critère en ξ_1 identifié sur les éprouvettes cylindriques



(b) Critère en ξ_{1S}, adapté à la zone soudée

FIGURE 5.14 – Adaptation du critère en ξ_1 pour la zone soudée

le paramètre $\Delta W_{p1}^{d\,\prime}(300°C)$ utilisé pour la tôle :

$$\Delta W_{p1S}^{d\,\prime}(300°C) = \frac{\Delta W_{p1}^{d\,\prime}(300°C)}{2.5} = 73.47 \tag{5.8}$$

Nous pouvons considérer que l'utilisation d'un coefficient d'abattement pour les éprouvettes en tôle soudée permet de compenser certaines carences du modèle de soudure utilisé. En effet, le modèle de soudure mis en place rend compte uniquement de l'effet d'entaille induit par la présence du cordon de soudure. Cependant, le chapitre 3 et en particulier les essais réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée arasée ont montré que l'évolution de la microstructure au niveau de la zone soudée avait également une influence significative sur l'endommagement des éprouvettes. Le coefficient d'abattement peut donc être lié à l'effet de microstructure. D'autre part, les faciès de rupture des éprouvettes en tôle soudée (Figures 3.32 et B.2) montrent un front de fissure droit, parallèle au bord de l'éprouvette tandis que les éprouvettes cylindriques présentent typiquement des fissures semi-circulaires. En mécanique linéaire de la rupture, on considère pour les fissures longues que l'évolution de la vitesse de propagation de la fissure dépend de la forme de la fissure. La loi de propagation est donc différente pour les éprouvettes cylindriques et pour les éprouvettes en tôle. Nous verrons à la section 5.4.4 que le rapport entre le coefficient géométrique correspondant aux fissures droites (pour les éprouvettes en tôle soudée) et celui correspondant aux fissures semi-circulaires (pour les éprouvettes cylindriques) est égal à $\left(\frac{1.2115}{0.660}\right)^2 \approx 2.9$. Dans le domaine de la fatigue oligocyclique, une grande partie de la durée de vie est due à la propagation de micro-fissures jusqu'à une taille critique macroscopique. Ainsi, la variable de dommage ξ_{1S} caractérise la propagation des micro-fissures dans le cas des éprouvettes soudées tandis que ξ_1 décrit la propagation des micro-fissures au sein des éprouvettes cylindriques. En faisant l'analogie avec la mécanique linéaire de la rupture, le coefficient d'abattement observé entre ξ_{1S} et ξ_1 peut se justifier par la géométrie des fissures qui diffère selon l'éprouvette considérée.

On suppose que le coefficient d'abattement ne dépend pas de la température. Ainsi, le paramètre $\Delta W_{p1S}^{d\,\prime}$ et l'indicateur ξ_{1S} adaptés aux éprouvettes en tôle soudée sont définis pour toute température à l'aide des paramètres identifiés pour la tôle :

$$\Delta W_{p1S}^{d\,\prime} = \frac{\Delta W_{p1}^{d\,\prime}}{2.5} \tag{5.9}$$

$$\xi_{1S} = 2.5\,\xi_1 \tag{5.10}$$

Les critères de ruine en ξ_1 pour la tôle et en ξ_{1S} pour la tôle soudée, sont alors définis par les équations suivantes :

$$\xi_1 = N^{-0.528} \tag{5.11}$$

$$\xi_{1S} = N^{-0.528} \tag{5.12}$$

La Figure 5.14b montre que l'utilisation du coefficient d'abattement sur les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée replace ces essais parmi les essais réalisés à $300°C$ sur les éprouvettes cylindriques. 83 % des essais représentés sur la Figure 5.14b sont inclus dans la bande d'incertitude correspondant à un facteur 2 sur les durées de vie.

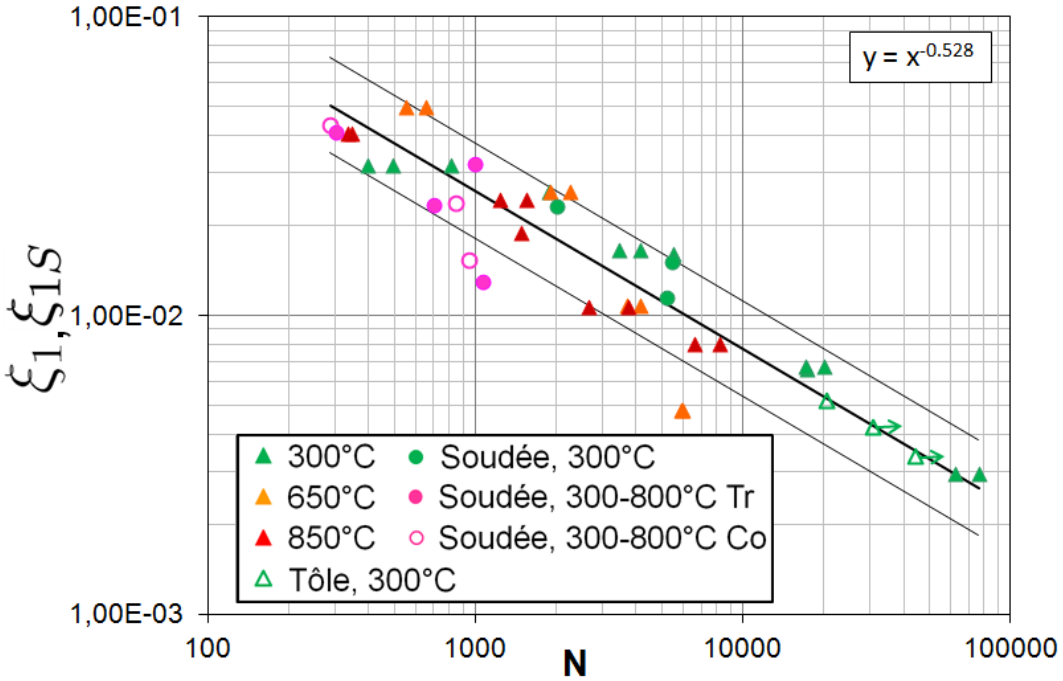


FIGURE 5.15 – Critère en ξ_1 et en ξ_{1S}

5.4.1.3 Validation anisotherme du critère

Le critère en ξ_1 pour les éprouvettes cylindriques et pour les éprouvettes en tôle ainsi que le critère en ξ_{1S} pour les éprouvettes en tôle soudée sont mis au point pour caractériser l'endommagement lié à des sollicitations anisothermes. Les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée sont utilisés dans cette section pour estimer la pertinence du critère de ruine vis à vis des chargements anisothermes. La Figure 5.15 présente l'ensemble des essais réalisés sur éprouvettes. Les essais anisothermes présentent une grande dispersion autour de la droite moyenne du critère. Les deux essais présentant les plus longues durées de vie sont en dehors de la bande d'incertitude du critère. 81 % des essais de l'ensemble de la base expérimentale sont compris dans la bande d'incertitude de facteur 2 pour le critère en ξ_1 et en ξ_{1S}.

En conclusion, le critère en ξ_1 pour la tôle et en ξ_{1S} pour la tôle soudée permet de représenter de manière satisfaisante l'ensemble des essais de la base expérimentale, y compris les essais anisothermes sur les éprouvettes en tôle soudée. Cependant, l'effet de fréquence n'est pas pris en compte dans l'indicateur de dommage. La pertinence du critère vis-à-vis de l'application industrielle sera évaluée à la section 5.5.

5.4.2 Densité d'énergie plastique et pression hydrostatique

5.4.2.1 Mise au point du critère sur les éprouvettes cylindriques

Pour améliorer la caractérisation de l'endommagement, il est intéressant de prendre en compte dans le critère de ruine l'influence de la pression hydrostatique, qui peut favoriser la propagation des

fissures. Le critère proposé par Amiable [4] est de la forme :

$$f = \Delta W_p^d + \alpha\ p_{max}$$

Le paramètre α est ajusté à l'aide de l'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques à $850°C$. Il permet de réduire la dispersion des essais liée à l'effet de fréquence. La minimisation de la dispersion autour de la droite moyenne permet de déterminer le coefficient α : $\alpha = 0.14$. Les essais effectués sur les éprouvettes cylindriques sont reportés en fonction de ce critère sur la Figure 5.16.

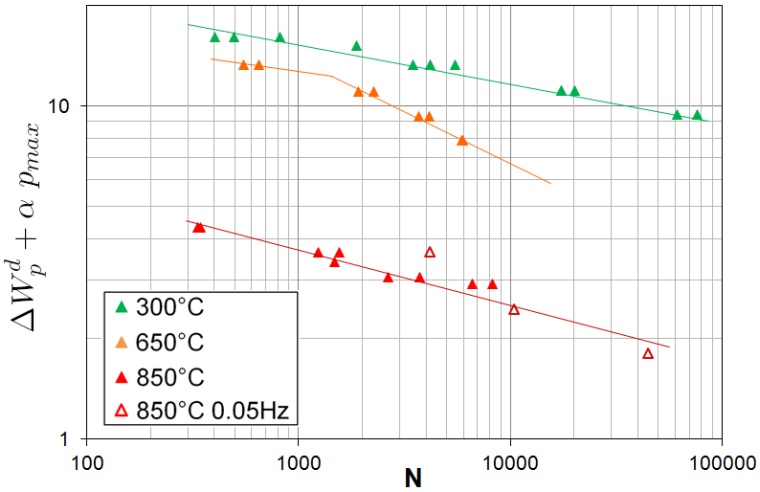


FIGURE 5.16 – Critère de la forme $f = \Delta W_p^d + \alpha\ p_{max}$

Nous observons un changement de pente sur la tendance des essais à $650°C$ mais l'écart entre les deux pentes est plus faible que celui observé sur les courbes de Manson-Coffin ou sur le critère basé uniquement sur l'énergie dissipée. En revanche, les essais réalisés à $300°C$ ne présentent pas de changement de pente significatif. Les essais réalisés à $300°C$ et à $650°C$ présentent des durées de vie comparables tandis qu'à $850°C$ la resistance à la fatigue des éprouvettes est considérablement réduite.

Comme précédemment, nous choisissons de négliger le changement de pente observé à $650°C$ et d'identifier une loi puissance avec un exposant n_2 indépendant de la température pour relier l'indicateur d'endommagement à la durée de vie des éprouvettes :

$$\Delta W_p^d + \alpha\ p_{max} = C_2\,(T)\ \ N_f^{n_2}$$

L'exposant est déterminé en considérant l'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques, en minimisant la dispersion autour de la droite moyenne obtenue pour chaque température. On obtient :

$$n_2 = -0.118$$

Le Tableau 5.4 présente les différentes valeurs de la constante C_2 en fonction de la température de l'essai.

La Figure 5.17 montre les courbes de tendance identifiées pour chaque température.

Les essais réalisés à $850°C$ et à 0.05 Hz ont été utilisés pour mettre au point le critère en ξ_2. Ils présentent néanmoins une grande dispersion autour de la tendance moyenne. Comme pour le critère

TABLE 5.4 – Coefficient C_2 du critère de type $f = \Delta W_p^d + \alpha\ p_{max}$ déterminé pour chaque température

Température	$300°C$	$650°C$	$850°C$
C_2	35.5	25.6	8.58

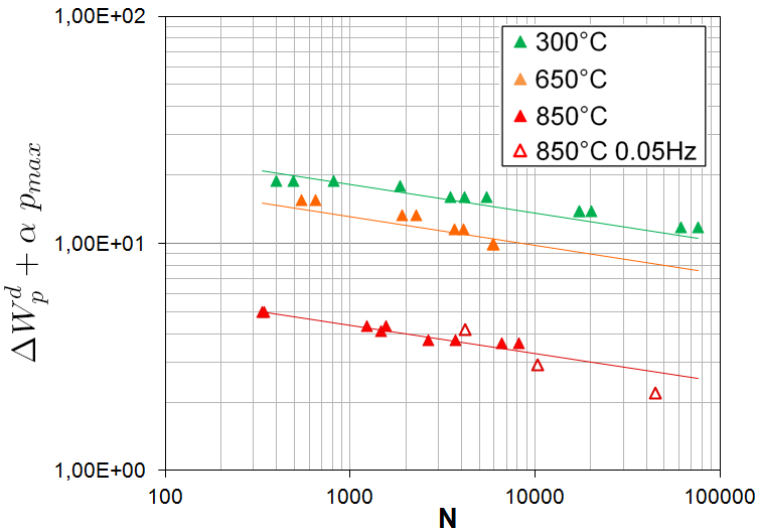


FIGURE 5.17 – Identification du paramètre C_2 pour l'indicateur de dommage $f = \Delta W_p^d + \alpha\ p_{max}$ à partir des essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques

en ξ_1, nous choisissons d'exclure ces trois essais de la base expérimentale pour estimer le niveau de corrélation obtenu pour le critère en ξ_2.

L'évolution du coefficient C_2 en fonction de la température est décrite à l'aide d'une loi exponentielle :

$$\begin{aligned} C_2 &= 35.847 - 2487.7 \exp\left(\frac{5068.7}{R\ T(K)}\right) && \text{pour} \quad T \leq 1195\ K \\ C_2 &= 0 && \text{pour} \quad T > 1195\ K \end{aligned}$$

où R est la constante de Boltzmann ($R = 8.31$) et $T(K)$ la température en Kelvin.

Le critère proposé par Amiable est modifié pour prendre en compte cette dépendance en température. Dans le cas de chargements anisothermes, nous proposons un indicateur d'endommagement ξ_2 sous la forme suivante :

$$\begin{aligned} \xi_2 &= \int_{cycle} \frac{dw_p^d}{C_2\left(T\left(t\right)\right)} + \alpha \max_{cycle}\left(\frac{p}{C_2\left(T\left(t\right)\right)}\right) \\ &= \int_{cycle} \frac{\sigma : d\varepsilon^p}{C_2\left(T\left(t\right)\right)} + \alpha \max_{cycle}\left(\frac{tr\left(\sigma\right)}{3\ C_2\left(T\left(t\right)\right)}\right) \end{aligned}$$

Le critère tenant compte de la pression hydrostatique devient :

$$\xi_2 = N^{-0.118} \tag{5.13}$$

La Figure 5.18 présente les résultats obtenus avec le critère en ξ_2 pour les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques et sur les éprouvettes en tôle. La bande d'incertitude représente un

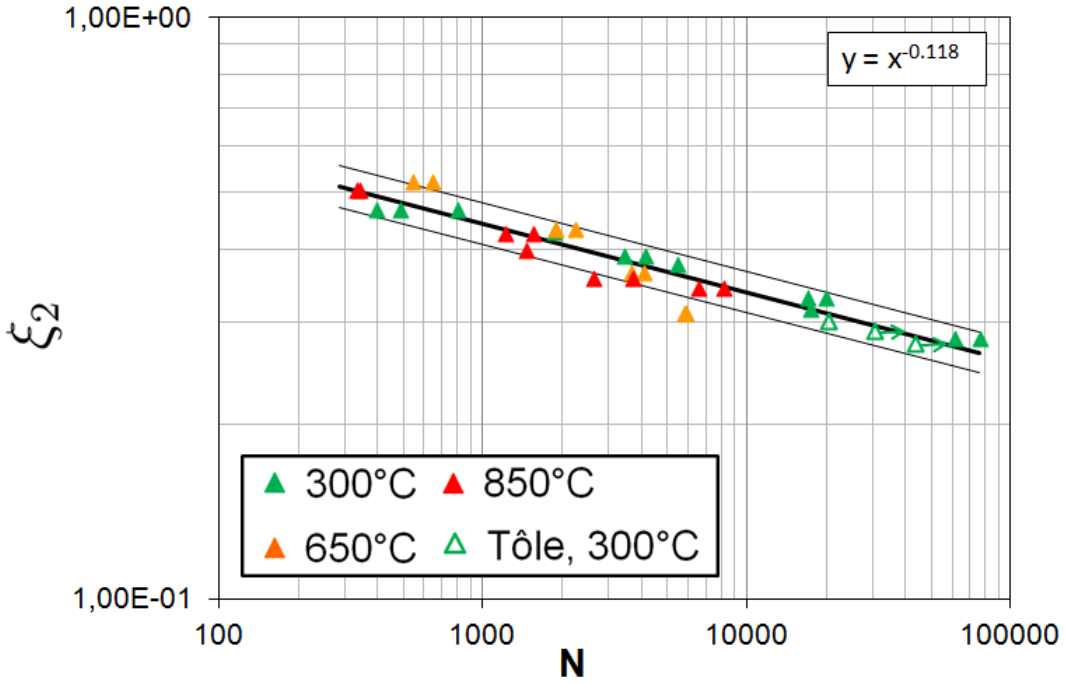


FIGURE 5.18 – Critère en ξ_2 pour les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques et sur les éprouvettes en tôle

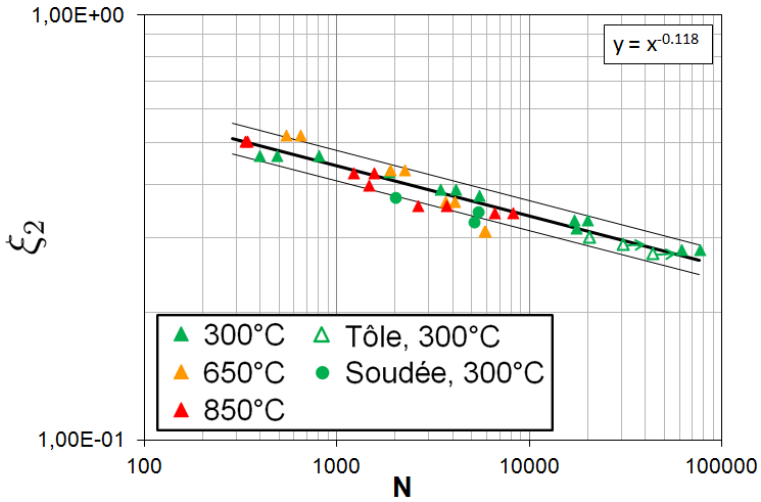
facteur 2 sur la durée de vie. En excluant les trois essais réalisés à 850°C et à 0.05 Hz, on obtient un coefficient de détermination pour les essais isothermes effectués sur les éprouvettes cylindriques égal à 0.879 et 86 % des essais inclus dans la bande d'incertitude. En ajoutant les essais réalisés sur les éprouvettes en tôle, 87.5 % des essais isothermes effectués sur les éprouvettes cylindriques et sur les éprouvettes en tôle sont compris dans la bande d'incertitude de facteur 2. Les essais isothermes sont mieux corrélés lorsque l'effet de contrainte moyenne est pris en compte. Cependant, la pente du critère en ξ_2 est 4 fois plus faible que celle du critère en ξ_1, il sera donc plus sensible aux erreurs de calcul.

5.4.2.2 Adaptation du critère à la zone soudée

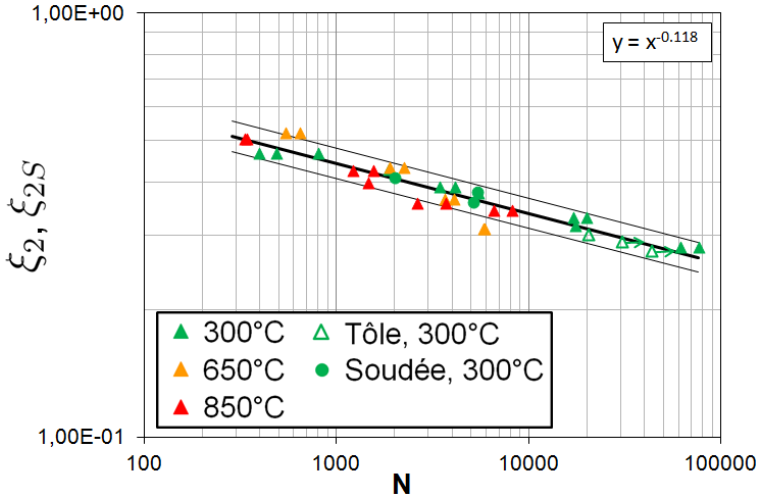
Sur la Figure 5.19a, les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée à 300°C présentent une durée de vie légèrement inférieure à celle prédite par le critère en ξ_2. L'utilisation d'un coefficient d'abattement est nécessaire pour représenter au mieux les essais réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée. A 300°C, le coefficient d'abattement est déterminé de manière empirique et vaut 1.1. On obtient alors la relation suivante entre le paramètre $C_{2S}\,(300°C)$ pour la tôle soudée et le paramètre $C_2\,(300°C)$ utilisé pour la tôle :

$$C_{2S}\,(300°C) = \frac{C_2\,(300°C)}{1.1} \tag{5.14}$$

On considère que le coefficient d'abattement ne dépend pas de la température. Ainsi, le paramètre C_{2S} et l'indicateur ξ_{2S} adaptés pour les éprouvettes en tôle soudée sont définis pour toute température à l'aide des paramètres identifiés pour la tôle :



(a) Critère en ξ_2 identifié sur les éprouvettes cylindriques



(b) Critère en ξ_{2S}, adapté à la zone soudée

FIGURE 5.19 – Adaptation du critère en ξ_2 pour la zone soudée

$$C_{2S} = \frac{C_2}{1.1} \tag{5.15}$$
$$\xi_{2S} = 1.1\ \xi_2 \tag{5.16}$$

La Figure 5.19b montre que l'utilisation du coefficient d'abattement sur les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée replace ces essais sur la courbe de tendance du critère en ξ_2. 89 % des essais représentés sur la Figure 5.19b sont situés à l'intérieur de la bande d'incertitude de facteur 2. Le critère en ξ_2 pour les éprouvettes cylindriques et les éprouvettes en tôle et en ξ_{2S} pour les éprouvettes en tôle soudée permet une meilleure corrélation des essais de la base expérimentale isotherme que le critère en ξ_1 et en ξ_{1S}.

5.4.2.3 Validation anisotherme du critère

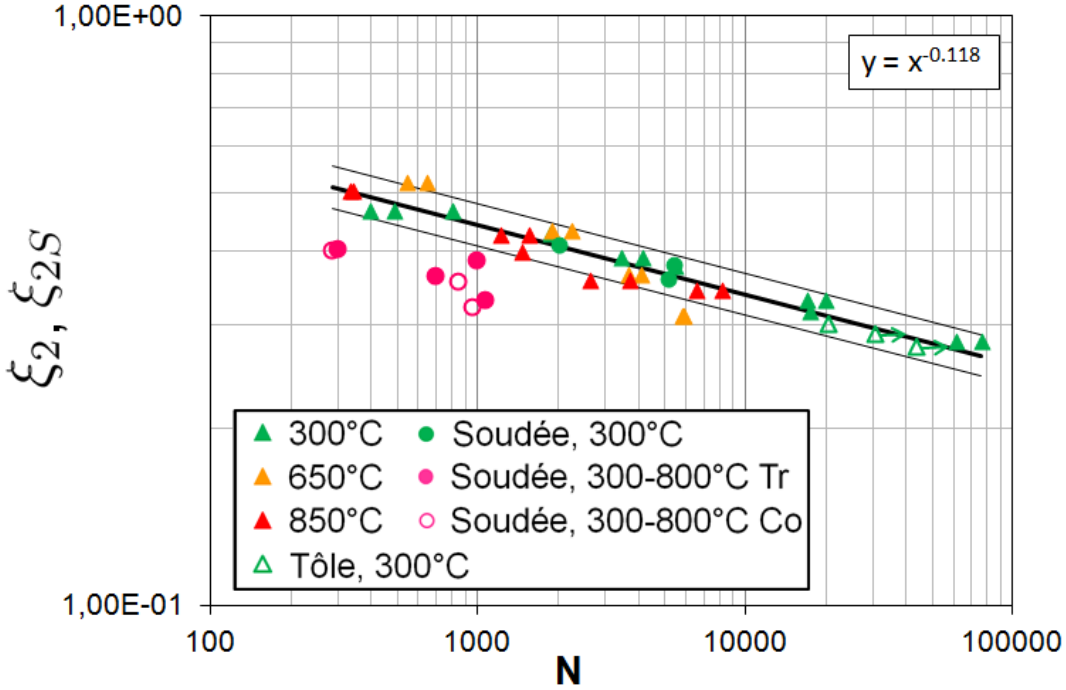


FIGURE 5.20 – Critère en ξ_2 et en ξ_{2S}

Le critère en ξ_2 pour les éprouvettes cylindriques et en tôle ainsi que le critère en ξ_{2S} pour les éprouvettes en tôle soudée sont mis au point pour caractériser l'endommagement lié à des sollicitations anisothermes. Les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes soudées sont utilisés dans cette section pour estimer la pertinence du critère de ruine vis-à-vis des chargements anisothermes. La Figure 5.20 présente l'ensemble des essais réalisés sur éprouvettes. Le critère en ξ_{2S} surestime la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée soumises à des chargements anisothermes d'un facteur 2 à 6. 74 % des essais sont situés dans la bande d'incertitude d'un facteur 2.

Contrairement au reste de la base expérimentale, les essais anisothermes présentent une pression hydrostatique moyenne non nulle. On peut ainsi supposer que l'effet de contrainte moyenne n'est pas pris en compte de manière satisfaisante en utilisant uniquement la pression hydrostatique maximale.

Nous proposons d'ajouter un terme faisant intervenir la pression hydrostatique moyenne p_{moy} aux indicateurs de dommage ξ_2 et ξ_{2S} précédemment définis. Ainsi l'indicateur ξ_3 pour les éprouvettes cylindriques et en tôle est défini de la manière suivante :

$$\begin{aligned} \xi_3 &= \int_{cycle} \frac{dw_p^d}{C_2\left(T\left(t\right)\right)} + \max_{cycle}\left(\frac{\alpha p}{C_2\left(T\left(t\right)\right)}\right) + \beta\left|p_{moy}\right| \\ &= \int_{cycle} \frac{dw_p^d}{C_2\left(T\left(t\right)\right)} + \max_{cycle}\left(\frac{\alpha p}{C_2\left(T\left(t\right)\right)}\right) + \beta\left|\frac{p_{max}+p_{min}}{2}\right| \end{aligned} \tag{5.17}$$

où β est indépendant de la température, $|\ .\ |$ représente la valeur absolue et p_{moy} la moyenne des valeurs minimale et maximale de la pression au cours du cycle.

La pression hydrostatique moyenne étant nulle pour les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques, le critère en ξ_3 déterminé à partir de ces essais suit la même loi puissance que le critère en ξ_2 :

$$\xi_3 = N^{-0.118} \tag{5.18}$$

L'indicateur de dommage pour les éprouvettes en tôle soudée ξ_{3S} est défini à partir de l'indicateur ξ_3 utilisé pour les éprouvettes cylindriques et en tôle, à l'aide du coefficient d'abattement de 1.1 déterminé pour le critère en ξ_2 :

$$\xi_{3S} = 1.1\ \xi_3 \tag{5.19}$$

La valeur de β est déterminée à partir des essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes soudées, on trouve :

$$\beta = 1.15\ 10^{-2}$$

Utiliser la valeur absolue de p_{moy} dans les indicateurs ξ_3 et ξ_{3S} signifie qu'un cycle à contrainte moyenne positive va engendrer un endommagement identique à celui du même cycle centré autour d'une contrainte moyenne négative. En effet, dans la base expérimentale de l'étude, les cycles anisothermes de type Tr ($p_{moy} > 0$) et de type Co ($p_{moy} < 0$) appliqués sur les éprouvettes en tôle soudée conduisent aux mêmes niveaux de durée de vie. Cependant, dans le cas général, une contrainte moyenne positive contribue à la propagation des fissures tandis qu'une contrainte moyenne négative favorise la fermeture de fissure. Ceci n'est pas pris en compte dans ce critère.

L'ensemble des essais est représenté en fonction du critère en ξ_3 et en ξ_{3S} sur la Figure 5.21. Le coefficient de détermination R^2 du critère en ξ_3 mesuré pour les essais effectués sur les éprouvettes cylindriques est identique à celui obtenu pour le critère en ξ_2 : $R^2 = 0.879$, car ces essais présentent une pression hydrostatique moyenne nulle. De même, lorsque seule la base expérimentale sur éprouvettes cylindriques est considérée, 86 % des essais sont inclus dans la bande d'incertitude de facteur 2 comme pour l'indicateur de dommage ξ_2. En revanche, les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée sont centrés autour de la droite de tendance moyenne du critère en ξ_3, un seul essai anisotherme est situé en dehors de la bande d'incertitude sur la Figure 5.21. Ainsi, sur l'ensemble de la base expérimentale, 88 % des essais sont inclus dans la bande d'incertitude de facteur 2 en utilisant le critère en ξ_3 tandis que le critère en ξ_1 basé sur l'énergie dissipée uniquement ne regroupe que 81 % des essais dans la même bande d'incertitude ; celui en ξ_2 associant énergie dissipée et pression hydrostatique maximale, n'en rassemble que 74 %. La prise en compte de l'effet de contrainte moyenne à l'aide des termes en p_{max} et en p_{moy} permet d'améliorer la prédiction de la durée de vie de l'ensemble des essais isothermes et anisothermes, réalisés sur des éprouvettes cylindriques, en tôle et en tôle soudée.

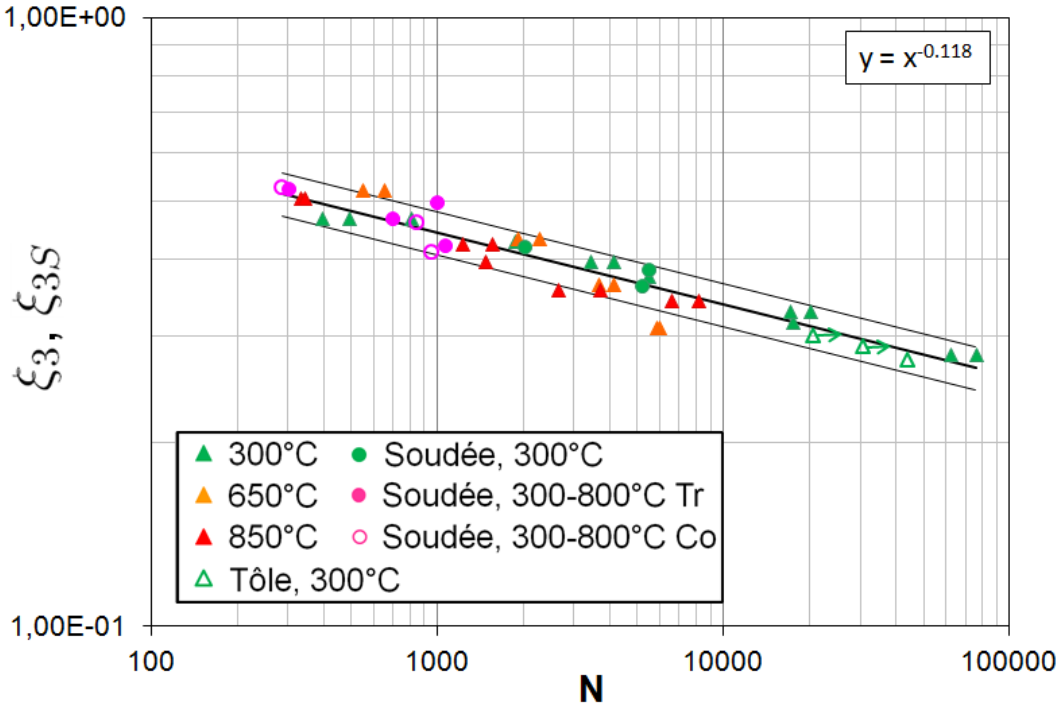


FIGURE 5.21 – Critère en ξ_3

Pour les critères en ξ_2 et en ξ_3, l'exposant de la loi puissance reliant la durée de vie à l'indicateur de dommage est faible, ce qui les rend sensibles aux erreurs de mesure. La pertinence de ces deux critères vis-à-vis de l'application industrielle sera évaluée à la section 5.5.

5.4.3 Energie plastique et énergie d'ouverture élastique

5.4.3.1 Mise au point du critère sur les éprouvettes cylindriques

L'énergie d'ouverture élastique ΔW_e^{op} définie par l'équation (2.19) permet également de prendre en compte l'effet de contrainte moyenne sur la propagation de fissure (voir la section 2.3.1) :

$$\Delta W_e^{op} = \frac{1}{3} \int_{cycle} \langle tr\,(\sigma) \rangle \, \langle tr\,(d\varepsilon_e) \rangle \tag{2.19}$$

Maurel *et al.* [65] utilisent cette variable pour définir une loi de propagation de fissure et en déduire un indicateur de dommage. Dans cette section, on simplifie la démarche en considérant que les deux grandeurs énergétiques (plastique et élastique) permettent de caractériser directement l'endommagement. On définit ainsi deux sources de dommage :

- Un endommagement en distortion D_p caractérisé par l'énergie plastique dissipée par cycle ΔW_p^d et associé à la plasticité à l'échelle microscopique, à l'intérieur des grains du polycristal.
- Un endommagement en ouverture D_e caractérisé par l'énergie d'ouverture élastique ΔW_e^{op} qui permet de prendre en compte la fermeture de fissure et l'effet de contrainte moyenne.

Les variables de dommage D_p et D_e vérifient les équations suivantes :

$$\frac{\delta D_p}{\delta N} = \left(\frac{\Delta W_p^d}{\Delta W_{p0}^d(T)}\right)^{n_p} \tag{5.20}$$

$$\frac{\delta D_e}{\delta N} = \left(\frac{\Delta W_e^{op}}{\Delta W_{e0}^{op}(T)}\right)^{n_e} \tag{5.21}$$

où ΔW_{e0}^{op} et ΔW_{p0}^d dépendent de la température. Comme pour les critères précédents, les exposants n_e et n_p sont considérés indépendants de la température, ce sont des constantes du matériau.

En supposant un cumul linéaire de ces deux endommagements, l'évolution de l'endommagement total s'écrit de la manière suivante :

$$\frac{\delta D}{\delta N} = \left(\frac{\Delta W_p^d}{\Delta W_{p0}^d(T,f)}\right)^{n_p} + \left(\frac{\Delta W_e^{op}}{\Delta W_{e0}^{op}(T,f)}\right)^{n_e}$$

Ainsi, l'indicateur de dommage peut s'exprimer comme suit pour rendre compte de ces deux sources d'endommagement :

$$f = \left(\frac{\Delta W_p^d}{\Delta W_{p0}^d(T)}\right)^{n_p} + \left(\frac{\Delta W_e^{op}}{\Delta W_{e0}^{op}(T)}\right)^{n_e} \tag{5.22}$$

Pour mettre au point cet indicateur d'endommagement, les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques à $850°C$ et à 0.05 Hz ne sont pas considérés. Ainsi, le critère ne prend pas en compte l'effet de fréquence à haute température.

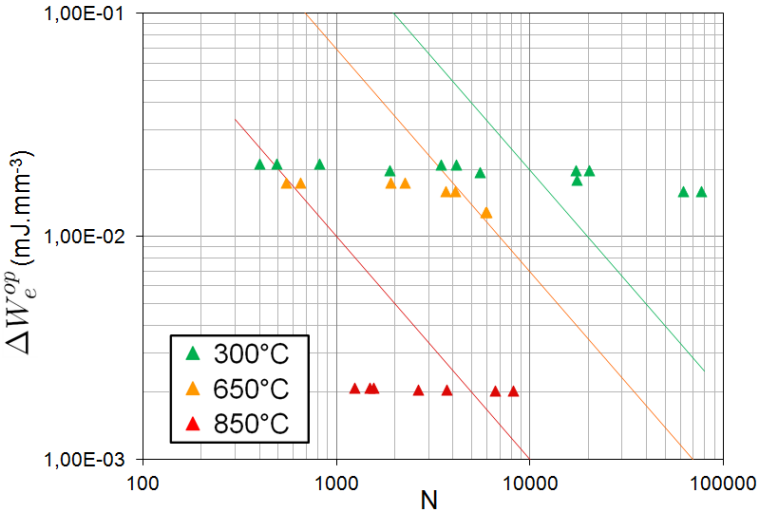
L'exposant n_e lié à l'énergie d'ouverture élastique est choisi égal à 1. Cette valeur est cohérente avec l'exposant choisi par Maurel *et al.* [65] pour la loi de propagation de fissure, issu de la loi de Paris. L'exposant n_p est déterminé en considérant l'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques (exceptés ceux à $850°C$ et à 0.05 Hz), en minimisant la dispersion autour de la droite moyenne obtenue pour chaque température. On obtient :

$$n_e = 1 \tag{5.23}$$

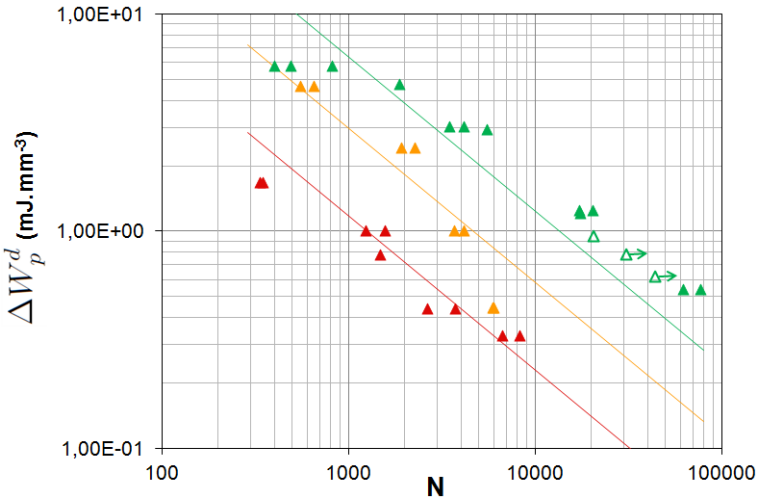
$$n_p = 1.41 \tag{5.24}$$

La Figure 5.22 présente les densités d'énergie plastique et élastique en fonction de la durée de vie pour l'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques. Les paramètres $\Delta W_{p0}^d(T)$ identifiés pour le terme en énergie dissipée plastique sont proches de ceux identifiés pour l'indicateur en énergie plastique dissipée uniquement, ξ_1. Ils sont choisis de sorte à minimiser, pour chaque température, la dispersion des essais autour de la tendance moyenne pour le terme en $\frac{\Delta W_p^d}{\Delta W_{p0}^d(T)}$.

Concernant l'énergie d'ouverture élastique, la pente de la droite moyenne obtenue pour chaque température est faible comparée à l'exposant n_e choisi égal à 1. Les paramètres $\Delta W_{e0}^{op}(T)$ permettent donc de déterminer des seuils de durée de vie à partir desquels l'énergie d'ouverture joue un rôle prépondérant. En effet, pour les faibles durées de vie l'endommagement est essentiellement dû à la dissipation plastique tandis que pour les grandes durées de vie, la densité d'énergie plastique est du même ordre de grandeur que l'énergie d'ouverture élastique et ces deux grandeurs ont une influence non négliegeable sur l'endommagement. Les coefficients $\Delta W_{e0}^{op}(T)$ sont estimés, pour chaque température, en minimisant la dispersion autour de la droite moyenne de l'indicateur d'endommagement



(a) ΔW_e^{op}



(b) ΔW_p^d

FIGURE 5.22 – Identification des paramètres ΔW_{e0}^{op} et ΔW_{p0}^{d} pour l'indicateur de dommage $f = \left(\frac{\Delta W_p^d}{\Delta W_{p0}^d}\right)^{n_p} + \left(\frac{\Delta W_e^{op}}{\Delta W_{e0}^{op}}\right)^{n_e}$ à partir des essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques

TABLE 5.5 – Coefficients ΔW_{p0}^{d} et ΔW_{e0}^{op} du critère en ξ_4 en fonction de la température

Température	$300°C$	$650°C$	$850°C$
ΔW_{p0}^{d} $[mJ.mm^{-3}]$	850	400	157.4
ΔW_{e0}^{op} $[mJ.mm^{-3}]$	200	70	10

$f = \left(\frac{\Delta W_p^d}{\Delta W_{p0}^d}\right)^{n_p} + \left(\frac{\Delta W_e^{op}}{\Delta W_{e0}^{op}}\right)^{n_e}$. Les valeurs obtenues pour $\Delta W_{e0}^{op}(T)$ et pour $\Delta W_{p0}^d(T)$ sont présentées dans le Tableau 5.5 pour chaque température imposée.

La Figure 5.23 présente la corrélation obtenue entre l'indicateur d'endommagement et la durée de vie pour l'ensemble des essais sur les éprouvettes cylindriques et sur les éprouvettes en tôle.

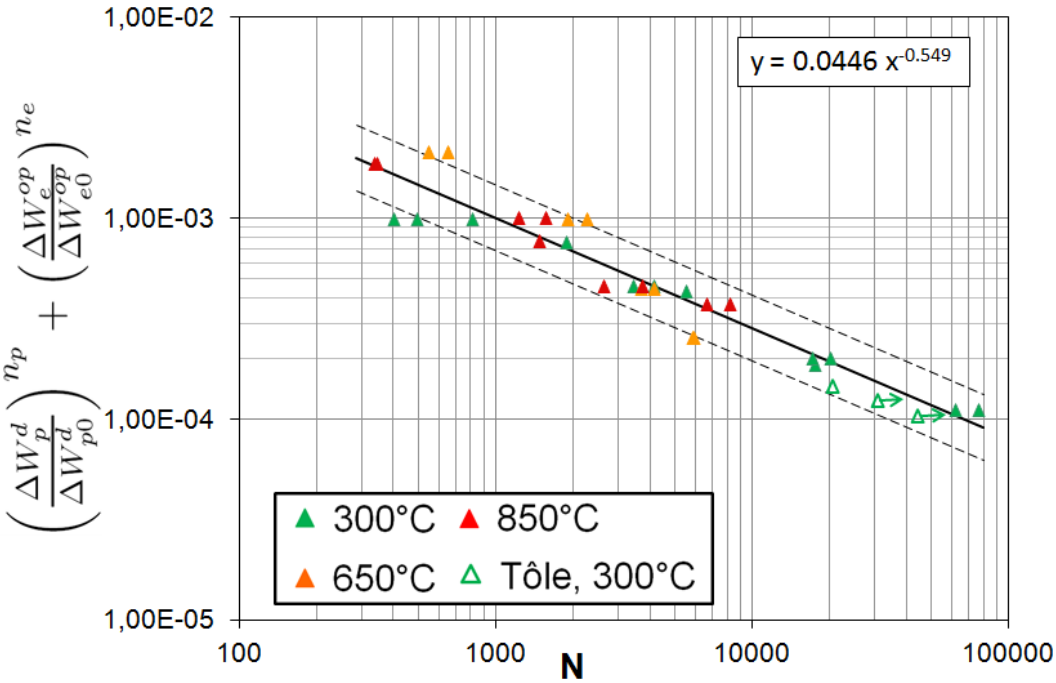


FIGURE 5.23 – Indicateur de dommage $f = \left(\frac{\Delta W_p^d}{\Delta W_{p0}^d}\right)^{n_p} + \left(\frac{\Delta W_e^{op}}{\Delta W_{e0}^{op}}\right)^{n_e}$ en fonction de la durée de vie des éprouvettes cylindriques et des éprouvettes en tôle

Le critère s'écrit alors :

$$\left(\frac{\Delta W_p^d}{\Delta W_{p0}^d(T)}\right)^{n_p} + \left(\frac{\Delta W_e^{op}}{\Delta W_{e0}^{op}(T)}\right)^{n_e} = 0.0446\ N^{-0.549} \tag{5.25}$$

Le coefficient de détermination R^2 mesuré sur l'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques est égal à 0.908, il est meilleur que ceux obtenus avec les précédents critères de ruine. Cependant, seuls 76 % des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques sont inclus dans la bande d'incertitude de facteur 2, comparés à 79 % pour le critère en ξ_1 et à 86 % pour celui en ξ_2. Les essais qui ne sont pas inclus dans cette bande d'incertitude sont néanmoins très proches. En effet, 93 % des essais sont inclus dans une bande d'incertitude de facteur 2.2 et 100 % sont inclus dans une bande d'incertitude de facteur 2.6 avec ce nouveau critère. Pour les critères en ξ_1 et en ξ_2, la bande d'incertitude de facteur 3 ne contient que 93 % des essais.

Comme pour les critères précédents, on définit les constantes $\Delta W_{p0}^{d\,\prime}$ et $\Delta W_{e0}^{op\,\prime}$ afin d'obtenir un facteur 1 devant la loi puissance de l'équation (5.25) :

$$\Delta W_{e0}^{op\,\prime}(T) = 0.0446\ \Delta W_{e0}^{op}(T) \tag{5.26}$$

$$\Delta W_{p0}^{d\,\prime}(T) = 0.0446^{\frac{1}{1.41}}\,\Delta W_{p0}^{d}(T) \tag{5.27}$$

TABLE 5.6 – Coefficients $\Delta W_{p0}^{d\,\prime}$ et $\Delta W_{e0}^{op\,\prime}$ du critère en ξ_4 en fonction de la température

Température	$300°C$	$650°C$	$850°C$
$\Delta W_{p0}^{d\,\prime}$ $[mJ.mm^{-3}]$	93.6	44.1	17.3
$\Delta W_{e0}^{op\,\prime}$ $[mJ.mm^{-3}]$	8.92	3.12	0.446

Le Tableau 5.6 présente les paramètres$\Delta W_{p0}^{d\,\prime}$ et $\Delta W_{e0}^{op\,\prime}$ identifiés pour chaque température.

Le paramètre $\Delta W_{p0}^{d\,\prime}$ associé à l'énergie plastique dissipée suit une relation linéaire en fonction de la température en $°C$:

$$\Delta W_{p0}^{d\,\prime} = -0.1391\ T(°C) + 135.13 \tag{5.28}$$

Le paramètre $\Delta W_{e0}^{op\,\prime}$ associé à l'énergie élastique d'ouverture présente quant à lui un comportement parabolique en fonction de la température :

$$\Delta W_{e0}^{op\,\prime} = 5.792\ 10^{-6}\ \ (T(°C))^2 - 0.0221\ T(°C) + 15.02 \tag{5.29}$$

On définit alors l'indicateur de dommage ξ_4 adapté aux chargements anisothermes de la manière suivante :

$$\begin{aligned} \xi_4 &= \left(\int_{cycle} \frac{dw_p^d}{\Delta W_{p0}^{d\,\prime}(T(t))}\right)^{n_p} + \left(\int_{cycle} \frac{dw_e^{op}}{\Delta W_{e0}^{op\,\prime}(T(t))}\right)^{n_e} \\ &= \left(\int_{cycle} \frac{\sigma : d\varepsilon^p}{\Delta W_{p0}^{d\,\prime}(T(t))}\right)^{n_p} + \left(\int_{cycle} \frac{\langle tr(\sigma)\rangle \langle tr(d\varepsilon_e)\rangle}{3\ \Delta W_{e0}^{op\,\prime}(T(t))}\right)^{n_e} \end{aligned} \tag{5.30}$$

où $<.>$ représente la partie positive.

Le critère de ruine associant les densités d'énergie élastique et plastique dissipées au cours du cycle stabilisé devient :

$$\xi_4 = N^{-0.549} \tag{5.31}$$

La Figure 5.24 montre la corrélation obtenue avec ce critère pour les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques et sur les éprouvettes en tôle.

78 % des essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle et sur les éprouvettes cylindriques sont inclus dans la bande d'incertitude de facteur 2. L'exposant du critère en ξ_4 est de l'ordre de -0.5, du même ordre de grandeur que les exposants classiques des courbes de Manson-Coffin.

5.4.3.2 Adaptation du critère à la zone soudée

La Figure 5.25 permet de comparer les niveaux d'énergie dissipée par les éprouvettes en tôle et par les éprouvettes en tôle soudée lorsqu'elles sont soumises à un chargement isotherme à $300°C$. La présence de la soudure n'a pas d'influence significative sur l'énergie d'ouverture élastique. En revanche, pour un même niveau d'énergie plastique dissipée, les éprouvettes en tôle soudée présentent des durées de vie plus faibles. On détermine un coefficient d'abattement de 3.3 sur le terme en ΔW_p^d pour les essais réalisés à $300°C$.

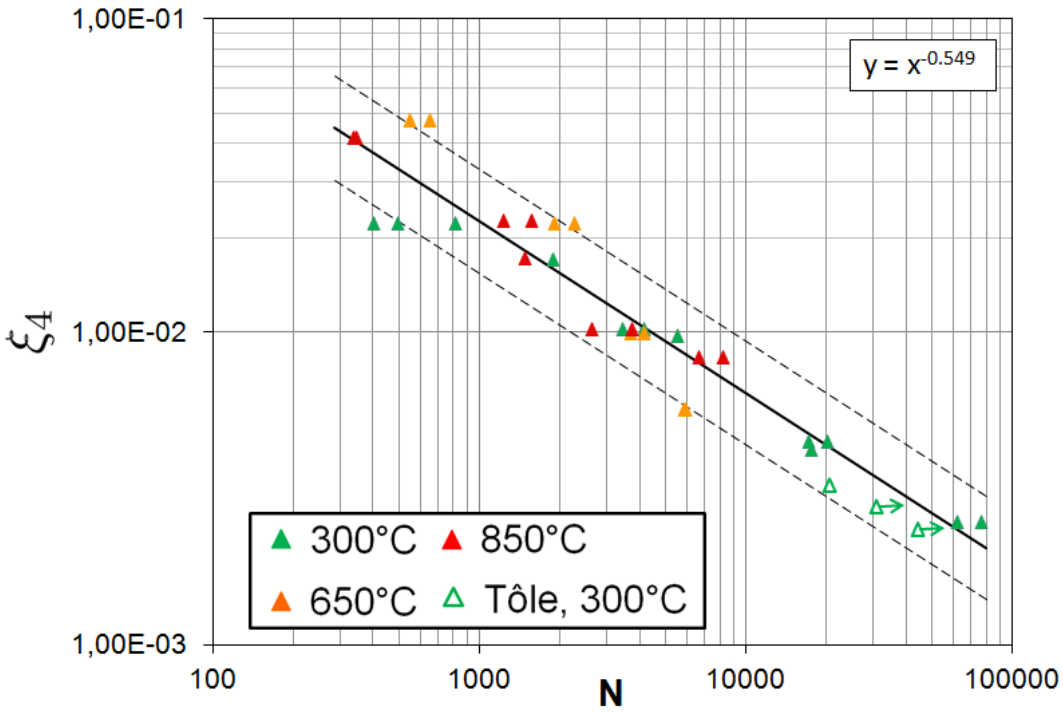


FIGURE 5.24 – Critère en ξ_4

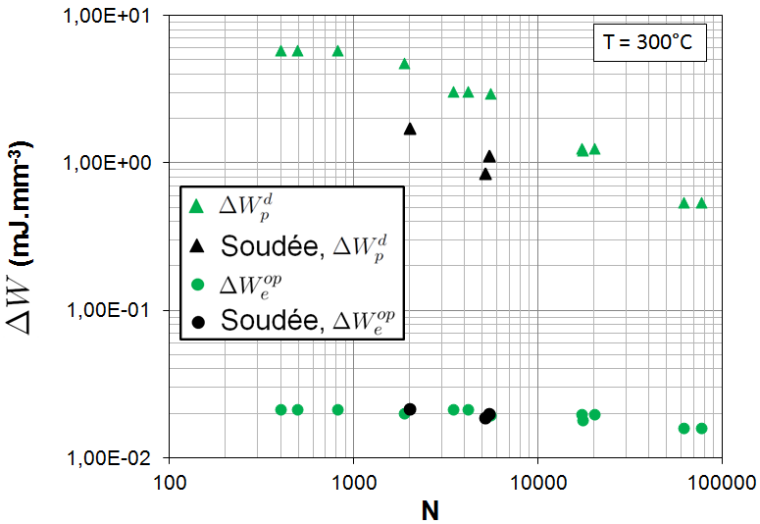


FIGURE 5.25 – Densité d'énergie plastique et élastique dissipée au cours du dernier cycle pour les éprouvettes cylindriques et les éprouvettes en tôle soudée soumises à un chargement isotherme à $300°C$

Pour adapter le critère à la zone soudée, on suppose que le coefficient d'abattement est constant, égal à 3.3 à toute température. On définit alors le paramètre $\Delta W_{p0S}^{d\,\prime}$ en fonction de $\Delta W_{p0}^{d\,\prime}$:

$$\Delta W_{p0S}^{d\,\prime} = \frac{\Delta W_{p0}^{d\,\prime}}{3.3} \tag{5.32}$$

Le paramètre $\Delta W_{e0S}^{op\,\prime}$ associé à l'énergie d'ouverture élastique pour les éprouvettes en tôle soudée est égal au coefficient $\Delta W_{e0}^{op\,\prime}$ identifié pour les éprouvettes cylindriques et pour les éprouvettes en tôle.

L'indicateur de dommage ξ_{4S} adapté aux éprouvettes en tôle soudée est défini par l'équation suivante :

$$\xi_{4S} = \left(\frac{\Delta W_p^d}{\Delta W_{p0S}^{d\,\prime}(T)}\right)^{n_p} + \left(\frac{\Delta W_e^{op}}{\Delta W_{e0}^{op\,\prime}(T)}\right)^{n_e} \tag{5.33}$$

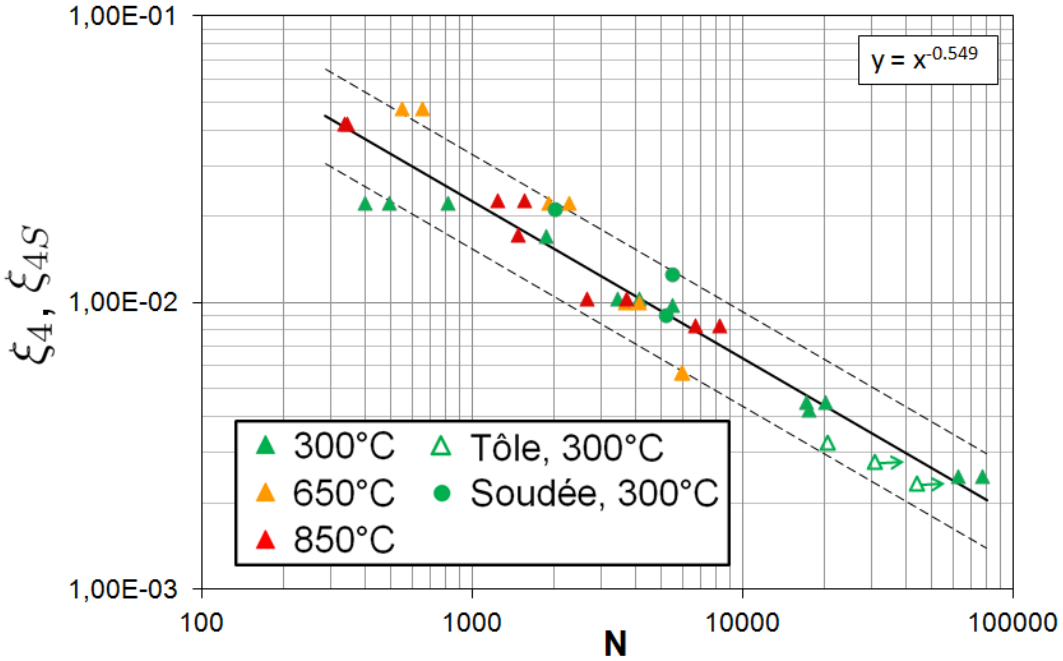


FIGURE 5.26 – Ensemble des essais isothermes représentés en fonction du critère en ξ_4 et en ξ_{4S}

La Figure 5.26 présente l'ensemble des essais isothermes en fonction du critère en ξ_4 pour les éprouvettes cylindriques et pour les éprouvettes en tôle, et en fonction du critère en ξ_{4S} pour les éprouvettes en tôle soudée. Les essais réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée sont inclus dans la bande d'incertitude de facteur 2. Ainsi, 80 % des essais présentés sur la Figure 5.26 sont inclus dans la bande d'incertitude de facteur 2. Néanmoins, la dispersion autour de la droite de tendance moyenne est faible : ce critère basé sur les énergies de distortion et d'ouverture est meilleur que les critères précédents sur la base expérimentale isotherme.

5.4.3.3 Validation anisotherme du critère

L'indicateur de dommage ξ_4 pour les éprouvettes cylindriques et en tôle ainsi que l'indicateur ξ_{4S} pour les éprouvettes en tôle soudée sont mis au point pour caractériser l'endommagement lié à des sollicitations anisothermes. Les essais anisothermes réalisés sur les éprouvette en tôle soudée sont

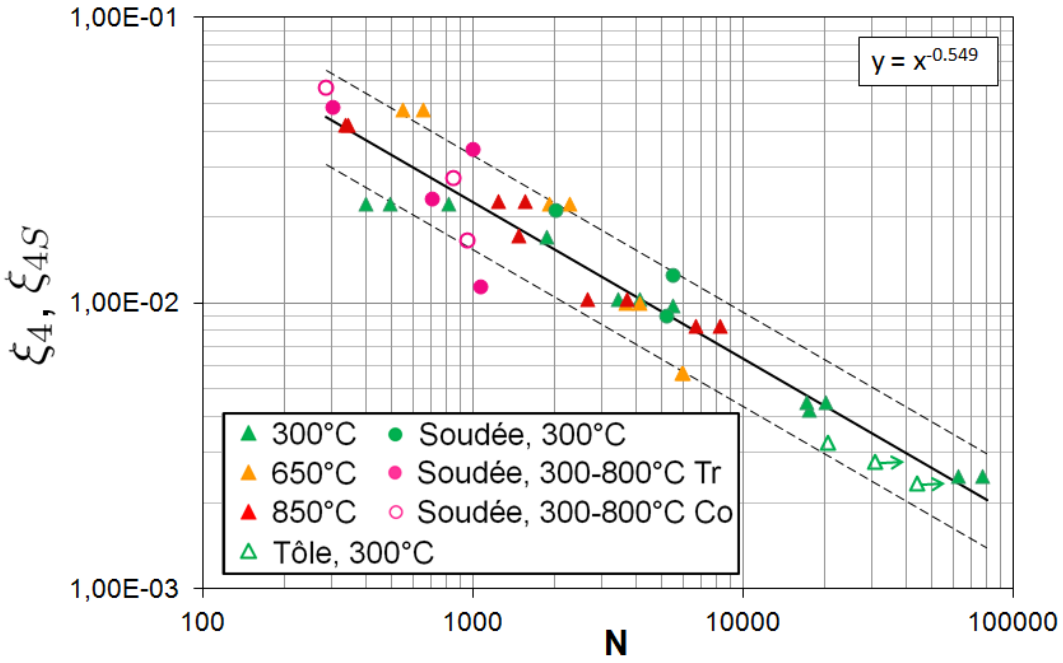


FIGURE 5.27 – Ensemble des essais représenté en fonction du critère en ξ_4 et en ξ_{4S}

utilisés dans cette section pour estimer la pertinence du critère de ruine vis à vis des chargements anisothermes. La Figure 5.27 présente l'ensemble des essais réalisés sur éprouvettes. Les essais anisothermes présentent une grande dispersion autour de la droite moyenne du critère. Deux essais anisothermes sont situés en dehors de la bande d'incertitude de facteur 2. Ainsi, 79 % des essais de l'ensemble de la base expérimentale sont compris dans la bande d'incertitude de facteur 2. Cependant, la majorité des essais sont proches de la bande d'incertitude et 93 % des essais sont inclus dans la bande d'incertitude de facteur 2.2.

En conclusion, le critère en ξ_4 pour la tôle et en ξ_{4S} pour la tôle soudée permet de représenter de manière satisfaisante l'ensemble des essais de la base expérimentale, y compris les essais anisothermes sur les éprouvettes en tôle soudée. La dispersion autour de la droite moyenne est plus faible que celle obtenue avec les critères précédents, il donne donc une meilleure estimation de la durée de vie des éprouvettes sur l'ensemble des essais de la base expérimentale. De plus, la pente du critère en ξ_4 est comparable à celle des critères de ruine classiques ; le critère en ξ_4 sera donc moins sensible aux erreurs de calcul que les critères en ξ_2 et en ξ_3. Notons que l'effet de fréquence n'est pas pris en compte dans l'indicateur ξ_4. Sa pertinence vis-à-vis de l'application industrielle sera évaluée à la section 5.5.

5.4.4 Propagation de fissure

5.4.4.1 Mise au point de la loi de propagation sur les éprouvettes cylindriques

Dans le cadre de la fatigue oligocyclique, la majeure partie de la durée de vie d'une structure correspond à la propagation de micro-fissures jusqu'à une taille macroscopique critique. La vitesse de propagation de fissure peut être liée aux quantités énergétiques précédemment définies : l'énergie inélastique dissipée par cycle (énergie de distortion) et l'énergie d'ouverture élastique. Maurel *et al.*

[65] proposent la loi d'évolution suivante pour la vitesse de propagation de fissure :

$$\frac{1}{\lambda}\frac{da}{dN} = \left(\beta_e \frac{\Delta W_e^{op}}{\gamma_e} a\right)^{m_e} + \left(\beta_p \frac{\Delta W_p^d}{\gamma_p} a\right)^{m_p} \tag{5.34}$$

λ est un paramètre géométrique permettant de faire le lien entre l'incrément de dommage et l'incrément de longueur de fissure au cours d'un cycle. Il est supposé égal à 3 fois le diamètre moyen des grains du matériau étudié : $\lambda = 3\ d_g$ [80]. γ_e et γ_p sont les énergies de surfaces d'ouverture et de distortion respectivement, m_e et m_p sont les exposants associés permettant une croissance de fissure non linéaire. β_e et β_p sont des coefficients rendant compte de la géométrie de la fissure, ils permettent de faire le lien avec la mécanique de la rupture dans le cas limite des fissures longues.

La base expérimentale de l'étude ne comporte que deux essais où la propagation de fissure a été suivie : les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée à $300°C$ avec les niveaux de déformation imposés $\Delta\varepsilon = 0.4$ % et $\Delta\varepsilon = 0.5$ %. La loi de propagation est d'abord mise au point à partir des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques. Ces deux essais effectués sur des éprouvettes en tôle soudée seront utilisés en guise de validation de la loi précédemment déterminée.

En ce qui concerne les essais sur éprouvettes cylindriques, les résultats expérimentaux dont nous disposons ne comportent que le nombre de cycles à rupture de chaque éprouvette. La loi de propagation de fissure permet d'estimer la durée de vie de ces éprouvettes par intégration entre une taille de défaut initial, a_0 et une taille de fissure critique a_f :

$$\begin{aligned} N_f &= \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\frac{da}{dN}\left(\Delta W_e^{op}, \Delta W_p^d, a\right)} \\ &= \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{\lambda\left[\left(\beta_e \frac{\Delta W_e^{op}}{\gamma_e} a\right)^{m_e} + \left(\beta_p \frac{\Delta W_p^d}{\gamma_p} a\right)^{m_p}\right]} \end{aligned} \tag{5.35}$$

La taille de fissure critique est fixée égale à la demi-épaisseur des tôles, soit 1 mm. En effet, cette taille correspond à la taille de fissure observée pour $N = N_f$ sur les éprouvettes en tôle soudée soumises aux niveaux de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4$ % et $\Delta\varepsilon = 0.5$ %. Avant essai, les éprouvettes cylindriques sont considérées exemptes de tout défaut macroscopique. La taille du défaut initial est alors choisie égale à la demi-taille de grain : $a_0 = \frac{1}{2}d_g$. Cette borne inférieure d'intégration correspond à une phase d'amorçage de fissure qui n'est pas décrite dans le modèle.

D'après L. Bucher [12], le diamètre moyen des grains du F18TNb en sortie de train à bandes est de 130 μm. Pour identifier la loi de propagation sur éprouvettes cylindriques, nous utiliserons donc $\lambda = 0.39\ mm$ et $a_0 = 0.065\ mm$. Pour ce type d'éprouvette, la fissure est considérée comme semi-circulaire. Le coefficient géométrique β_e est estimé grâce aux facteurs géométriques classiquement utilisés en mécanique linéaire de la rupture pour la propagation des fissures longues. En effet, la vitesse de propagation des fissures est généralement estimée en mécanique linéaire de la rupture à l'aide de la loi de Paris, présentée à la section 2.3, qui relie la vitesse de propagation à l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes :

$$\frac{da}{dN} = C\Delta K^m \tag{2.22}$$

où ΔK est l'amplitude du facteur d'intensité des contraintes, C et m des constantes du matériau. Le facteur d'intensité des contraintes dépend de la géométrie de la fissure et s'exprime en fonction de la

TABLE 5.7 – Coefficients γ_e et γ_p en fonction de la température

Température	$300°C$	$650°C$	$850°C$
γ_e $[mJ.mm^{-2}]$	0.3861	0.1058	0.01734
γ_p $[mJ.mm^{-2}]$	5.5383	4.7703	1.2888

longueur de fissure a de la manière suivante :

$$\Delta K = f_{geom}\ \Delta\sigma\ a^{1/2} \tag{5.36}$$

où f_{geom} est un facteur géométrique et $\Delta\sigma$ l'amplitude de contrainte. Pour les fissures semi-circulaires se propageant dans un cylindre semi-infini, le facteur géométrique déterminé analytiquement est $f_{geom} = 0.660\sqrt{\pi}$ [68].

Ainsi, pour la loi de propagation de fissure proposée Eq.(5.34), le coefficient géométrique correspondant aux éprouvettes cylindriques est : $\beta_e = 0.660^2\pi = 1.37$. Nous supposons que le facteur géométrique est identique pour les termes élastique et plastique, les coefficients β_e et β_p sont donc considérés égaux.

L'intégration de la loi de propagation est effectuée numériquement avec un pas de 1 μm pour la taille de fissure. L'exposant m_e lié à l'énergie d'ouverture élastique est choisi identique à celui utilisé par Maurel *et al.* [65]. L'exposant m_p est déterminé par optimisation en limitant la dispersion de l'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques autour de la droite $N = N$. Les exposants de la loi de propagation sont donc :

$$m_e = 2 \text{ et } m_p = 2.8$$

Les coefficients γ_e et γ_p sont ensuite ajustés pour chaque condition expérimentale. Comme précédemment, nous constatons un effet de fréquence significatif à $850°C$, essentiellement visible sur le terme plastique, γ_p. Nous choisissons de ne pas étudier cet effet de fréquence : les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes cylindriques à $850°C$ et à 0.05 Hz sont exclus de la base expérimentale. Les coefficients γ_e et γ_p identifiés pour chaque température sont présentés dans le Tableau 5.7.

La durée de vie estimée par le critère est comparée à la durée de vie mesurée expérimentalement sur la Figure 5.28 pour les éprouvettes cylindriques et pour les éprouvettes en tôle soumises à des chargements isothermes. La bande d'incertitude correspond à un facteur 2 sur les durées de vie. Pour le calcul de la durée de vie des éprouvettes en tôle, les coefficients géométriques β_e et β_p, les paramètres liés à la microstructure λ et a_0, les exposants m_p et m_e, ainsi que les paramètres γ_e et γ_p sont identiques à ceux utilisés pour les éprouvettes cylindriques sollicitées à $300°C$.

Le coefficient de détermination entre la durée de vie estimée par intégration de la loi de propagation et la durée de vie réelle atteint $R^2 = 0.969$ sur l'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques. Cette corrélation est bien meilleure que celle obtenue avec les critères précédents. L'ensemble des essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle et sur les éprouvettes cylindriques est inclus dans une bande d'incertitude de facteur 1.8.

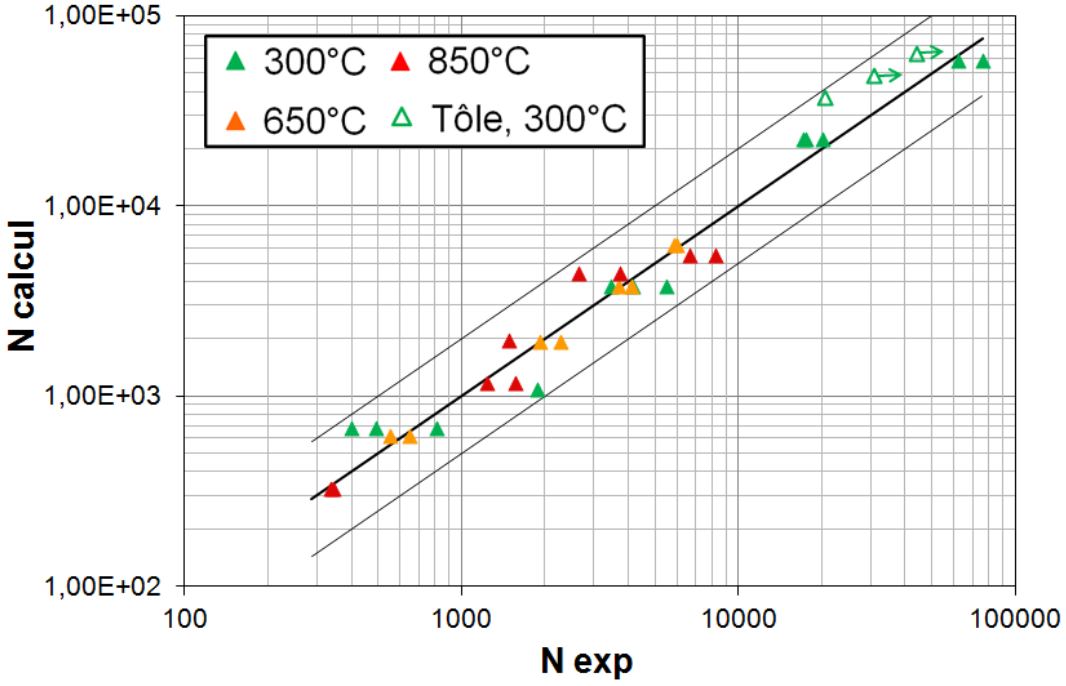


FIGURE 5.28 – Durée de vie des éprouvettes cylindriques et des éprouvettes en tôle calculée par intégration de la loi de propagation

5.4.4.2 Validation de la loi de propagation de fissure sur les éprouvettes soudées soumises à un chargement isotherme

Deux essais isothermes réalisés sur des éprouvettes en tôle soudée ont été suivis en terme de croissance de fissure, pour les niveaux de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4$ % et $\Delta\varepsilon = 0.5$ %. La vitesse de propagation identifiée grâce au modèle peut donc être comparée aux résultats expérimentaux. Sur les éprouvettes soudées, un fort gradient d'énergie dissipée est observé au niveau de la zone d'amorçage de fissure. Le modèle volumique V décrit à la section 3.6.2 permet d'obtenir des mesures locales de l'énergie inélastique et de l'énergie élastique d'ouverture dissipées au cours du dernier cycle, en rendant compte de l'effet de concentration de contrainte induit par la géométrie particulière du cordon de soudure. Ces niveaux d'énergie sont calculés au centre des éléments le long du trajet de la fissure. Ces éléments possèdent des arêtes de 0.25 mm environ et leur position sur l'éprouvette est présentée sur la Figure 5.29.

La loi de propagation n'est pas identique à celle des éprouvettes cylindriques car la géométrie de la fissure est différente. En effet, dans le cas des éprouvettes en tôle soudée, les sites d'amorçage de fissure sont multiples et le front de fissure se transforme rapidement en une droite parallèle à la face de l'éprouvette. En mécanique linéaire de la rupture le facteur géométrique utilisé pour calculer le facteur d'intensité des contraintes dans le cas des fissures droites est $f_{geom} = 1.2215\ \sqrt{\pi}$. Ainsi, pour la loi de propagation proposée, le coefficient géométrique correspondant à un front de fissure droit est $\beta_{e\ FD} = 1.1215^2\ \pi = 3.95$. Pour limiter le nombre de paramètres identifiables, $\beta_{e\ soud}$ et $\beta_{p\ soud}$ sont considérés égaux. Ainsi, $\beta_{e\ soud}$ est compris entre $\beta_{e\ cyl}$, le coefficient utilisé pour les éprouvettes cylindriques et $\beta_{e\ FD}$ le coefficient correspondant à un front de fissure droit dès l'amorçage. L'étude

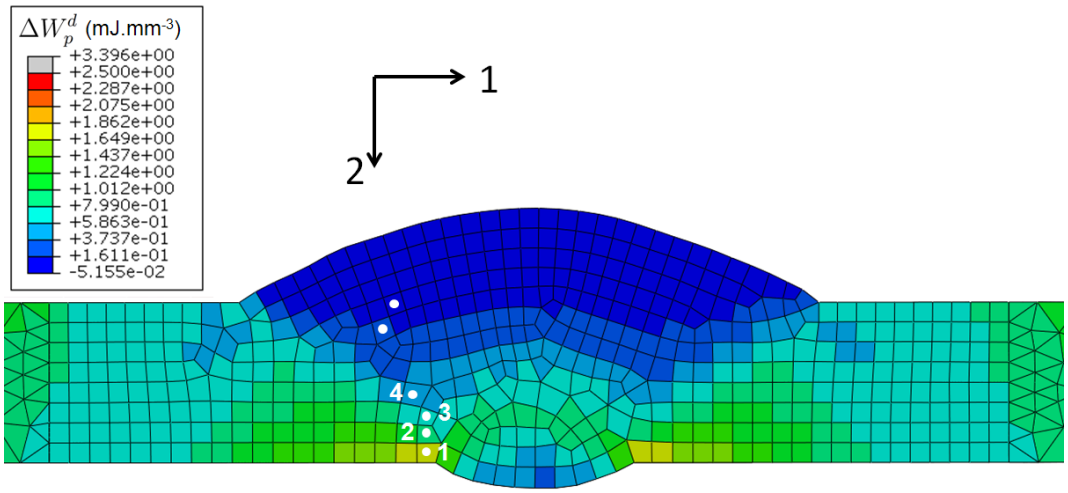
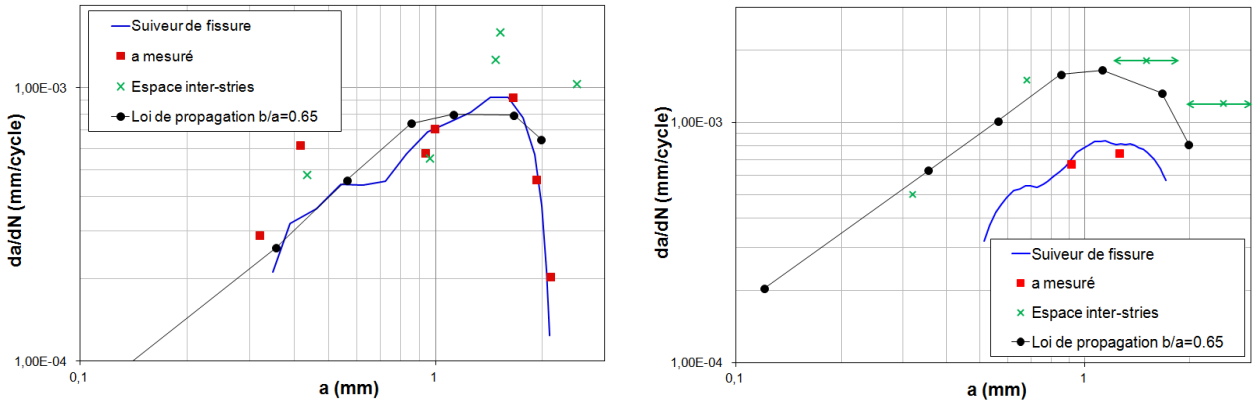


FIGURE 5.29 – Gradient d'énergie sur l'éprouvette soudée soumise au niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4$ % et position des éléments utilisés pour le calcul de la vitesse de propagation

effectuée sur l'éprouvette soudée soumise au niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4$ % permet d'identifier le coefficient suivant :

$$\beta_{e\ soud} = 2.105 = 0.533\ \beta_{e\ FD} = 1.539\ \beta_{e\ cyl}$$

Ce coefficient $\beta_{e\ soud}$ est égal au coefficient géométrique d'une fissure semi-elliptique se propageant dans une éprouvette de traction dont le rapport entre le demi-petit axe b et le demi-grand axe a est $b/a = 0.65$ [68], le demi-petit axe de l'ellipse correspond à la profondeur de fissure.



(a) $\Delta\varepsilon = 0.4$ % (b) $\Delta\varepsilon = 0.5$ %

FIGURE 5.30 – Vitesses de propagation de fissure mesurées et estimées à l'aide de la loi de propagation sur les éprouvettes en tôle soudée

La Figure 5.30 présente les vitesses de propagation calculées pour les deux éprouvettes en tôle soudée comparées aux différentes mesures effectuées au cours de l'essai : par l'intermédiaire du suiveur de fissure, grâce aux mesures directes de la longueur de fissure ou à partir de l'espace inter-stries. Pour le niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.4$ %, la vitesse de propagation présente la même tendance que les mesures expérimentales. La décroissance de la vitesse de propagation observée expérimentalement

TABLE 5.8 – Densité volumique d'énergie calculée au centre des éléments indiqués sur la Figure 5.29

			$\Delta\varepsilon = 0.35$ %		$\Delta\varepsilon = 0.4$ %		$\Delta\varepsilon = 0.5$ %	
Elément	a_{ini} $[mm]$	a_{fin} $[mm]$	ΔW_e^{op} $[mJ.mm^{-3}]$	ΔW_p^d $[mJ.mm^{-3}]$	ΔW_e^{op} $[mJ.mm^{-3}]$	ΔW_p^d $[mJ.mm^{-3}]$	ΔW_e^{op} $[mJ.mm^{-3}]$	ΔW_p^d $[mJ.mm^{-3}]$
1	0.065	0.242	2.664E-02	1.61E+00	2.75E-02	2.07E+00	2.80E-02	3.06E+00
2	0.242	0.470	1.761E-02	7.41E-01	1.91E-02	9.74E-01	2.11E-02	1.50E+00
3	0.470	0.700	1.650E-02	5.26E-01	1.83E-02	6.90E-01	2.09E-02	1.06E+00
4	0.700	1.000	1.455E-02	3.85E-01	1.63E-02	5.08E-01	1.91E-02	7.86E-01

pour les fissures supérieures à 1.5 mm est reproduite par le calcul, ce qui souligne l'importance de la géométrie de l'éprouvette sur le mode de fissuration. Pour le niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.5$ %, les résultats expérimentaux sont moins précis car seuls 4 points de mesure ont permis de recaler le suiveur de fissure. La vitesse de propagation calculée est proche des mesures d'espace inter-stries et présente la même évolution que celle correspondant au niveau de déformation imposé $\Delta\varepsilon = 0.4$ %.

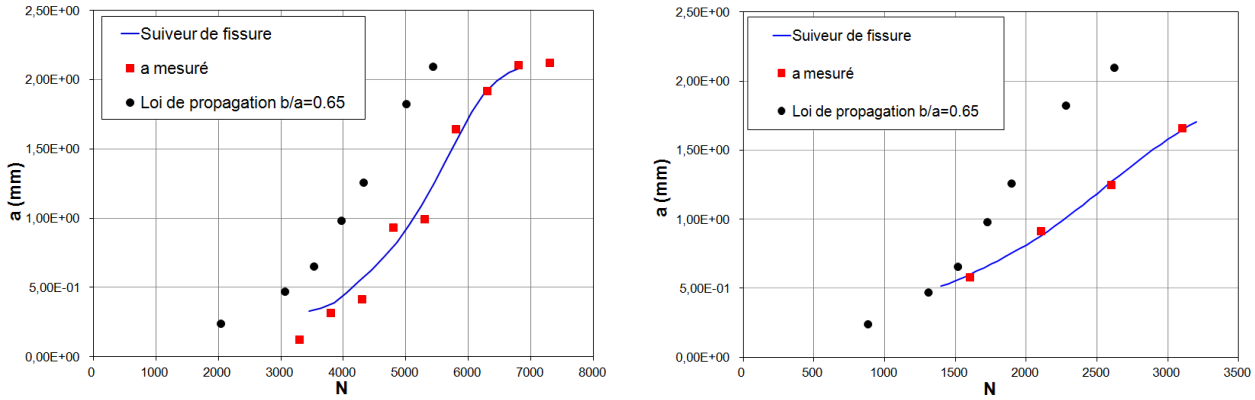
L'intégration de la loi de propagation permet d'estimer la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée. La taille de grain au niveau de la soudure est proche de celle observée sur les éprouvettes cylindriques, le volume élémentaire de côté $\lambda = 0.39$ mm considéré pour caractériser l'endommagement et la taille de défaut initial $a_0 = 0.065$ mm sont donc identiques pour les éprouvettes cylindriques et pour les éprouvettes en tôle soudée. La taille de fissure macroscopique critique est de 1 mm. L'énergie dissipée calculée au centre de chaque élément sur les éprouvettes en tôle soudée correspond à l'énergie nécessaire à la fissure pour traverser l'élément. Ces densités d'énergie sont répertoriées pour chaque niveau de déformation imposé en fonction de la profondeur de fissure dans le Tableau 5.8.

Afin de déterminer la durée de vie des trois éprouvettes en tôle soudée, la loi de propagation est intégrée par morceaux, en considérant chaque élément individuellement :

$$N_f = \sum_{elem=1}^{4} \int_{a_{fin}}^{a_{ini}} \frac{da}{\frac{da}{dN}\left(\Delta W_e^{op}\left(elem\right), \Delta W^d\left(elem\right), a\right)}$$

L'intégration de la loi de propagation permet également de suivre l'évolution de la longueur de la fissure au cours des cycles comme le montre la Figure 5.31. La dynamique de la propagation de la fissure est reproduite de manière satisfaisante à l'aide de la loi proposée. Cependant, la phase d'amorçage n'est pas correctement décrite et le nombre de cycles correspondant à une fissure de 240 μm est sous-estimé. Pour intégrer la loi de propagation, nous avons supposé que la géométrie de la fissure était identique quelle que soit la profondeur de fissure considérée. Le coefficient géométrique utilisé est $\beta_{e\ soud} = 2.105$ et correspond à une ellipse ayant un rapport d'axe $b/a = 0.65$. Dans le cas des éprouvettes en tôle soudée, la géométrie de la fissure évolue au cours des cycles. En effet, l'amorçage s'effectue autour d'un défaut et la géométrie de la fissure est alors comparable à un demi-cercle tandis qu'à la fin de la propagation, le front de fissure est droit, traversant la largeur de l'éprouvette. Pour améliorer la prédiction de la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée, nous pouvons supposer que la propagation de fissure s'effectue en deux phases :

– Une première phase d'initiation ($a \leq 0.24$ mm, traversée de l'élément 1) où la géométrie de la



(a) $\Delta\varepsilon = 0.4$ %

(b) $\Delta\varepsilon = 0.5$ %

FIGURE 5.31 – Evolution de la profondeur de fissure au cours des cycles mesurée et estimée à l'aide de la loi de propagation sur les éprouvettes en tôle soudée

fissure est proche d'un demi-cercle. Le coefficient géométrique $\beta_{e\ soud\ ini}$ (égal à $\beta_{p\ soud\ ini}$) est identifié à partir du nombre de cycles correspondant à une profondeur de fissure de 0.24 mm. On obtient $\beta_{e\ soud\ ini} = 1.78$, ce qui correspond à une fissure semi-elliptique dont les axes présentent un rapport $b/a = 0.79$.

– Une seconde phase de propagation ($a > 0.24\ mm$), au cours de laquelle la géométrie de la fissure est constante. Il s'agit de l'ellipse déterminée précédemment, dont le rapport entre le demi-petit axe et le demi-grand axe est $b/a = 0.65$.

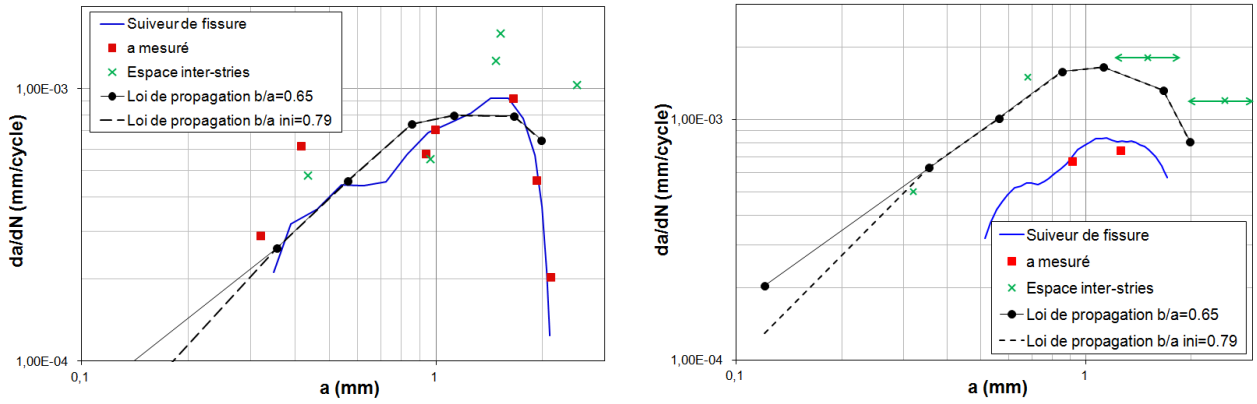
Ainsi le nombre de cycle N nécessaires pour atteindre une longueur de fissure donnée a est estimé à l'aide de la relation suivante :

$$\begin{aligned} N &= \int_{a_0}^{0.24\ mm} \frac{da}{\lambda\left[\left(\beta_{e\ soud\ ini}\frac{\Delta W_e^{op}}{\gamma_e}a\right)^{m_e} + \left(\beta_{p\ soud\ ini}\frac{\Delta W_p^{d}}{\gamma_p}a\right)^{m_p}\right]} \\ &+ \int_{0.24\ mm}^{a} \frac{da}{\lambda\left[\left(\beta_{e\ soud}\frac{\Delta W_e^{op}}{\gamma_e}a\right)^{m_e} + \left(\beta_{p\ soud}\frac{\Delta W_p^{d}}{\gamma_p}a\right)^{m_p}\right]} \end{aligned} \tag{5.37}$$

La Figure 5.32 présente l'évolution de la vitesse de propagation en fonction de la longueur de fissure obtenue avec cette phase d'initiation, comparée aux résultats précédents et aux mesures expérimentales. Au cours de la phase d'initiation, la vitesse de propagation est supérieure à celle estimée avec une géométrie de fissure unique.

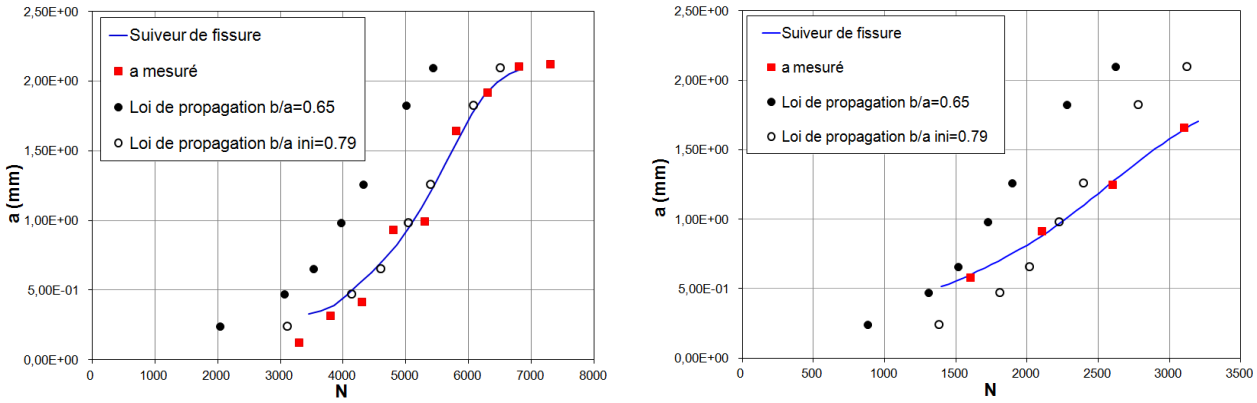
La Figure 5.33 présente l'évolution de la profondeur de fissure au cours des cycles pour les deux éprouvettes en tôle soudée. Pour l'éprouvette soumise au niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4$ %, les résultats obtenus sont très proches des mesures expérimentales. Pour l'éprouvette soumise au niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.5$ %, la loi de propagation donne des résultats plus éloignés des mesures du suiveur de fissure. Néanmoins, seules 4 photos ont permis de recaler les mesures du suiveur de fissure et les mesures d'espace inter-stries indiquent que la fissure s'est propagée plus rapidement au coeur de l'éprouvette que sur la tranche sur laquelle a été mesurée la longueur de fissure. Des mesures plus nombreuses de l'espace inter-stries sont nécessaires pour confirmer cette tendance.

La Figure 5.34 compare les durée de vie estimées à l'aide de cette loi de propagation aux durées



(a) $\Delta\varepsilon = 0.4$ % (b) $\Delta\varepsilon = 0.5$ %

FIGURE 5.32 – Vitesses de propagation de fissure mesurées et estimées à l'aide de la loi de propagation avec phase d'initiation sur les éprouvettes en tôle soudée



(a) $\Delta\varepsilon = 0.4$ % (b) $\Delta\varepsilon = 0.5$ %

FIGURE 5.33 – Evolution de la profondeur de fissure au cours des cycles mesurée et estimée à l'aide de la loi de propagation avec phase d'initiation sur les éprouvettes en tôle soudée

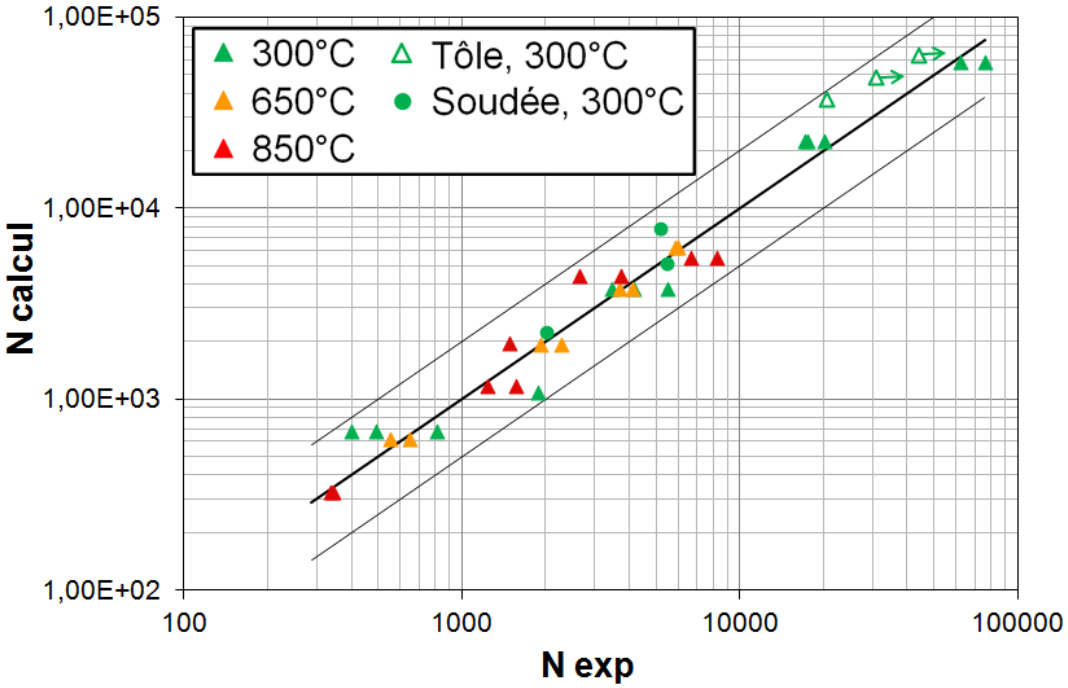


FIGURE 5.34 – Durées de vie des éprouvettes cylindriques, des éprouvettes en tôle et des éprouvettes en tôle soudée calculées par intégration de la loi de propagation

de vie mesurées expérimentalement pour les éprouvettes cylindriques ainsi que pour les éprouvettes en tôle et en tôle soudée. La bande d'incertitude correspond à un facteur 2 sur la durée de vie. Les durées de vie déterminées pour les trois éprouvettes en tôle soudée sont proches de celles observées expérimentalement. L'ensemble des essais isothermes présentés sur la Figure 5.34 est inclus dans une bande d'incertitude de facteur 1.8. Ce critère de ruine, basé sur une loi de propagation de fissure est bien meilleur que les critères précédents qui ne font pas intervenir la longueur de fissure. Cependant, il nécessite le calcul de grandeurs locales, au niveau des sites préférentiels d'amorçage de fissure et donc l'utilisation de maillages fins pour les modèles aux éléments finis. Ce type d'approche génère des temps de calcul incompatibles avec les délais industriels.

5.5 Application au collecteur d'échappement

5.5.1 Exemple de validation : essai de Choc Thermique sur Collecteur DW12C

Les collecteurs d'échappement sont soumis à des sollicitations thermomécaniques correspondant aux différentes phases de fonctionnement du moteur. Ce chargement peut être à l'origine de fissures de fatigue ou d'une déformation excessive qui compromettent l'intégrité du collecteur notamment par l'apparition de fuites. Dans le processus de conception du collecteur, plusieurs essais sont réalisés sur banc moteur pour valider sa tenue mécanique, plus particulièrement l'essai de choc thermique collecteur qui permet de tester et comparer les différentes géométries ou les divers matériaux envisagés. Cet essai consiste en une montée progressive du régime moteur jusqu'à atteindre sa puissance maximale, suivi d'un maintien en régime de puissance maximale puis d'un refroidissement naturel ou forcé jusqu'au retour à la puissance minimale afin de simuler un démarrage et un arrêt du moteur dans des conditions sévérisées. Le collecteur étant bridé sur la culasse et le turbo, les variations thermiques au sein de la pièce vont entraîner l'apparition de contraintes mécaniques. Pour une application sur véhicule particulier muni d'un moteur Diesel, le collecteur subit 1875 cycles de chargement, qui correspondent à 250 heures d'essai. Ces cycles thermiques constituent un chargement équivalent au sens de la méthode contrainte-résistance et 1875 cycles de choc thermique représentent l'endommagement subi par un collecteur d'échappement au cours de sa vie entière sur le véhicule d'un client représentatif [21]. En réalité, le cycle endommageant pour le collecteur d'échappement dans le cadre d'une utilisation normale d'un véhicule consiste en l'alternance de l'allumage et de l'arrêt du véhicule. Des études clientèles montrent que seule une dizaine de milliers de cycles de ce type seront subis par le collecteur au cours de sa vie en service.

Au cours de l'essai, la température est mesurée en plusieurs points du collecteur en vue de recaler la cartographie thermique obtenue par simulation numérique. Un contrôle visuel de l'état des pièces est réalisé toutes les 50 heures, puis toutes les 25 heures lorsque le composant atteint un nombre de cycles proche de la durée de vie estimée par calcul. Différents points sont vérifiés :

- Présence de fissure sur le collecteur ou le turbocompresseur.
- Etanchéité au niveau des différentes interfaces : recherche des passages de gaz éventuel à l'aide d'un produit "bulleur" lors d'un démarrage à froid, ou par mise sous pression de la ligne d'échappement par air comprimé.
- Présence de fissure sur les autres pièces (béquille, support turbo, tuyau EGR, écrans thermiques).
- Vérification du non desserrage du collecteur.
- Rétractation du collecteur.

L'essai considéré comme exemple d'application est réalisé sur un collecteur de type DW12C pour une motorisation Diesel. La température maximale des gaz traversant le collecteur est de $850°C$ au niveau de la bride de sortie. Les coquilles sont réalisées à partir de tôles en F18TNb de 3 mm d'épaisseur et soudées à l'aide d'un procédé MIG. Le collecteur d'échappement a subi 189.4 heures, soient 1420 cycles de chargement avant la rupture finale au niveau de la bride de sortie présentée sur la Figure 5.35.

Un examen du collecteur est réalisé par Tenneco après essai. Des marques de frottement sont visibles dans la zone 1, au niveau de la soudure avec la bride de sortie. D'après Tenneco, cette zone correspond à la zone d'amorçage de la fissure car les marques de frottement sont dues au matage des

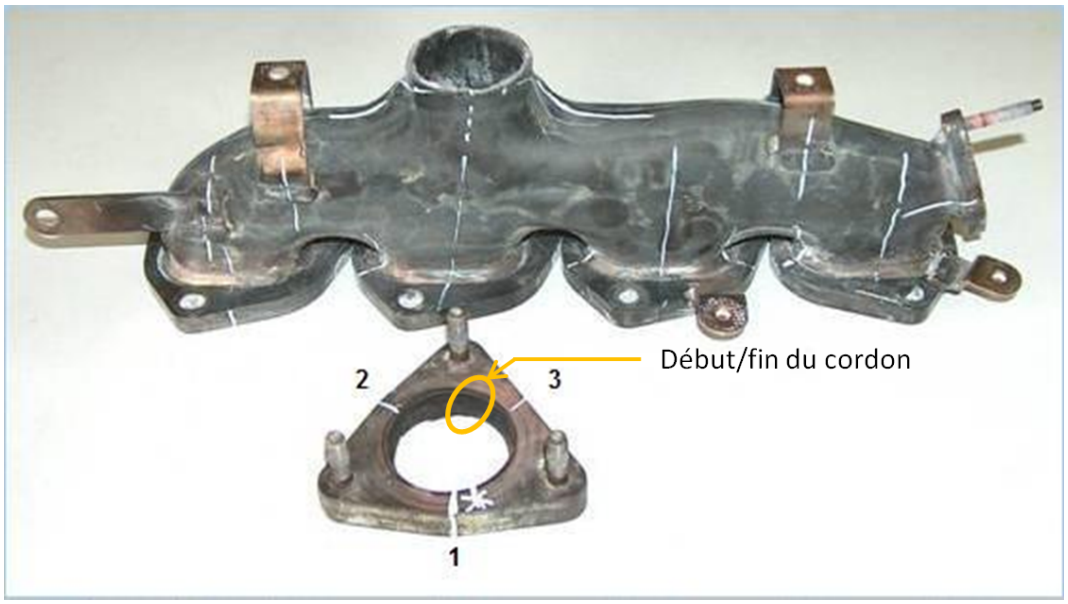


FIGURE 5.35 – Collecteur après choc thermique

deux lèvres de la fissure après ouverture. La fissure se propage le long de cette soudure jusqu'à la rupture finale de la bride au niveau du début et de la fin du cordon de soudure, situé vers la pointe de la bride de sortie. La fissure se propage également le long de la soudure longitudinale entre les deux coquilles, de part et d'autre de la bride de sortie, comme le montre la Figure 5.36.

(a) Zone 2 (b) Zone 3

FIGURE 5.36 – Fissure le long du cordon de soudure longitudinal

Enfin, des fuites sont détectées au niveau des arches et de la bride d'entrée sur la Figure 5.37.

5.5.2 Modélisation du Choc Thermique Collecteur

Pour la simulation numérique, les calculs thermiques et mécaniques sont découplés. Dans un premier temps, nous présentons les caractéristiques générales du modèle aux éléments finis du collecteur d'échappement. Dans un deuxième temps, nous nous intéressons à la modélisation des soudures du collecteur d'échappement et aux préconisations de maillage au niveau des zones soudées afin de réaliser

(a) Arche (b) Bride d'entrée

FIGURE 5.37 – Fuites détectées par ressuage

un post-traitement similaire à celui effectué sur les éprouvettes en tôle soudée. Enfin les simulations thermique et mécanique sont présentées.

5.5.2.1 Taille du modèle aux éléments finis

Une étude réalisée chez PSA Peugeot Citroën a montré qu'une modélisation du collecteur d'échappement à l'aide d'éléments coques uniquement ne permet pas de reproduire les niveaux de contrainte et de déformation observés sur un modèle composé d'éléments volumiques. En effet, cette pièce présente des rayons de courbures faibles qui mettent en défaut la théorie des coques dans certaines zones. Un modèle volumique comportant deux éléments dans l'épaisseur des coquilles constitue un bon compromis entre précision et temps de calcul. Des membranes d'épaisseur négligeable couvrent les surfaces intérieures et extérieures du collecteur, en vue de mesurer les contraintes et les déformations à la surface du modèle sans extrapoler aux noeuds les résultats obtenus aux points d'intégration des éléments volumiques. Le collecteur d'échappement DW12C est modélisé à l'aide de 198 000 éléments volumiques pour 465 000 noeuds, ce qui correspond à 1 400 000 degrés de liberté environ. Le maillage est présenté sur la Figure 5.38. La taille caractéristique des éléments est de l'ordre de 1 mm à 1.5 mm au niveau des zones soudées et de 2 mm à 2.5 mm en pleine tôle, loin des zones critiques.

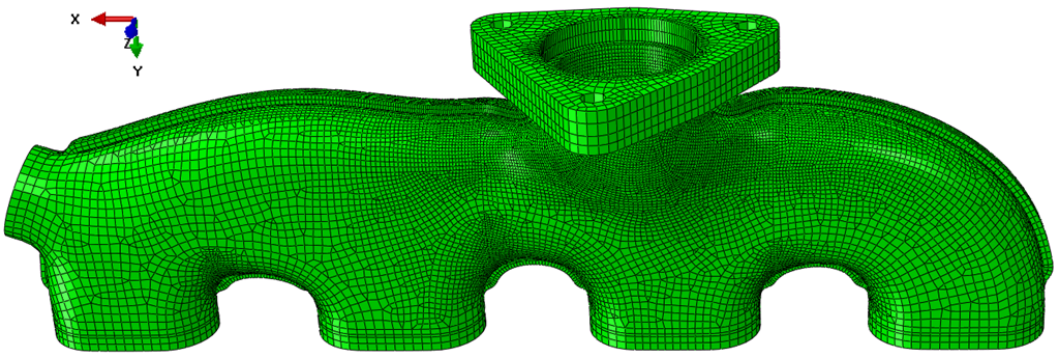


FIGURE 5.38 – Maillage du collecteur d'échappement bridé sur la culasse et le turbocompresseur

5.5.2.2 Modélisation des soudures du collecteur d'échappement

L'objectif de l'étude est de proposer un modèle de soudure simple de mise en oeuvre permettant de prédire la durée de vie d'un collecteur d'échappement en tôle soudée avec des temps de calcul comparables à ceux obtenus pour des collecteurs en fonte. La ruine du collecteur d'échappement peut être liée aux dérives dimensionnelles (perte d'étanchéité liée à une désolidarisation locale entre le collecteur et la culasse) ou à la fatigue d'orgine thermomécanique (apparition de fissures liées aux variations de température et aux conditions de bridage). Ainsi, le modèle de soudure répond à plusieurs exigences. Dans un premier temps, il doit rendre compte de la rigidité apportée par la soudure afin de simuler la déformée réelle du collecteur d'échappement et permettre une caractérisation de l'endommagement en pleine tôle indépendante du modèle de soudure utilisé. Dans un second temps, le modèle est tenu de caractériser l'endommagement des zones soudées en prenant en compte l'effet d'entaille introduit par la géométrie du cordon et les propriétés mécaniques modifiées autour du cordon de soudure.

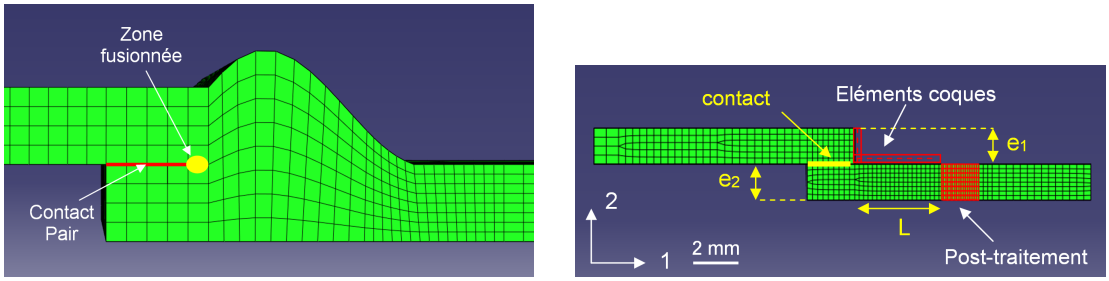
Le modèle de soudure envisagé est dérivé des travaux de J.L. Fayard [34] sur la modélisation des soudures en fatigue polycyclique. Son approche consiste à modéliser le cordon de soudure à l'aide d'éléments poutres rigides et d'analyser à l'aide du critère de Dang Van les niveaux de contraintes obtenus dans un volume de post-traitement dont la taille est associée à la géométrie du cordon de soudure. Cette méthode est actuellement utilisée chez PSA Peugeot Citroën pour le dimensionnement en fatigue de structures soumises à des chargements isothermes.

Nous souhaitons adapter cette méthode aux soudures du collecteur d'échappement qui sont soumises à un chargement anisotherme. Les éléments poutres rigides sont remplacés par des éléments coques dont le comportement mécanique évolue avec la température. Ces éléments coques modélisent la rigidité apportée par le cordon de soudure et l'effet d'entaille introduit par sa géométrie. L'influence de la microstructure sur la durée de vie de la tôle soudée étudiée au chapitre 3 est prise en compte à l'aide des critères de ruine développés précédemment. Afin de déterminer les caractéristiques des éléments coques (longueur, épaisseur, position) et la taille optimale du volume de post-traitement, une étude numérique est menée sur deux types de soudure observés sur le collecteur d'échappement. Il s'agit de comparer la rigidité et les niveaux de contrainte obtenus dans différents volumes de post-traitement entre un modèle volumique de référence (modèle V) qui reproduit à l'identique la géométrie du cordon de soudure et un modèle utilisant les éléments coques (modèle C) pour représenter le cordon de soudure.

Etude numérique sur deux géométries de soudure observées sur le collecteur d'échappement

Les soudures du collecteur d'échappement présentent différentes géométries. La validité de la modélisation à l'aide d'éléments coques est étudiée sur deux types de soudures : les soudures tôle-tôle avec recouvrement et les soudures entre la tôle et la bride de sortie (types I et III respectivement de la Figure 3.1). Pour ces deux types de soudures, un modèle volumique V, où la géométrie du cordon est reproduite à l'identique, est mis au point en tant que modèle de référence. Un second modèle (modèle C) est mis au point à l'aide d'éléments coques pour représenter le cordon de soudure. Les deux modèles de soudure V et C sont présentés sur la Figure 5.39 pour les soudures de type I et sur la Figure 5.40

pour les soudures de type III. La modélisation coque choisie doit permettre un post-traitement au niveau du pied de cordon, zone propice à l'apparition de fissures. La longueur des éléments coques dépend donc de la taille du volume de post-traitement.



(a) Modèle de référence volumique (V) (b) Modèle coque (C)

FIGURE 5.39 – Modélisation adoptée pour la soudure de type I

Les caractéristiques du modèle coque de type I sont les suivantes :

- e1 = épaisseur de la tôle supérieure
- e2 = épaisseur de la tôle inférieure
- Eléments coques disposés en L
- Longueur L des éléments coques horizontaux = largeur du cordon - $\frac{1}{2}$ taille du volume de post-traitement
- Longueur de la coque verticale = e1
- Epaisseur des coques = (e1+e2)/2
- Zone de post-traitement (VER) centrée en pied de cordon
- 1 ligne de noeuds fusionnés en racine de cordon puis contact entre les deux tôles superposées.

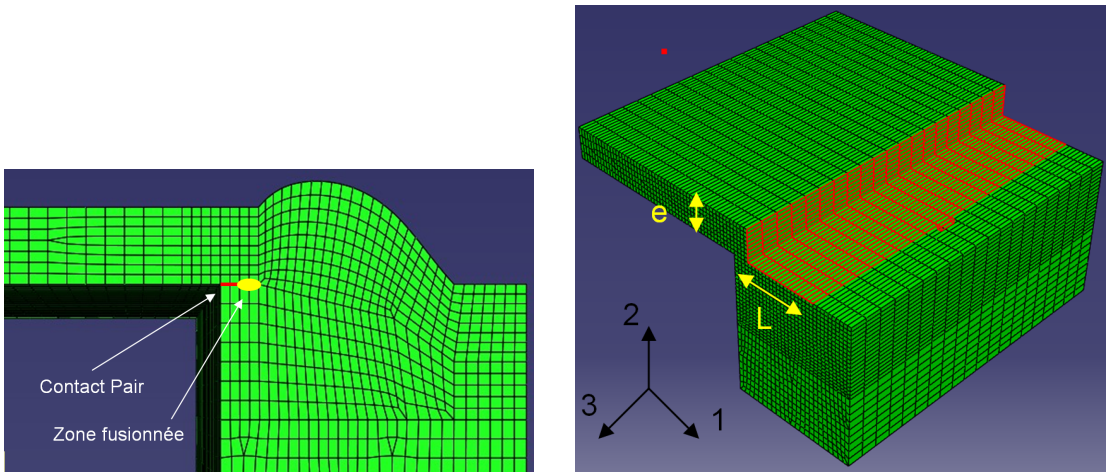
Pour ce type de soudure, les tôles font chacune 2 mm d'épaisseur et le cordon de soudure a une largeur de 5.6 mm. Pour un VER de 1 mm de côté, la longueur L des éléments coques est de 5.1 mm et leur épaisseur est de 2 mm. Le maillage de ce modèle est très fin au niveau de la zone de post-traitement (centrée en pied de cordon), la taille de maille étant de l'ordre de 0.25 mm.

Les caractéristiques du modèle coque de type III sont les suivantes :

- e = épaisseur de la tôle
- Longueur L de la coque horizontale = largeur du cordon - $\frac{1}{2}$ taille du volume de post-traitement
- Longueur de la coque verticale = e
- Zone de post-traitement (VER) centrée en pied de cordon
- 2 lignes de noeuds fusionnés en racine de cordon puis contact entre les deux tôles superposées.
- Epaisseur des coques = e

Pour ce type de soudure, la largeur du cordon de soudure est de 5.1 mm et la tôle a une épaisseur de 2 mm. Pour un volume de post-traitement de 1 mm de côté, les éléments coques ajoutés ont donc une longueur L égale à 4.6 mm et une épaisseur de 2 mm.

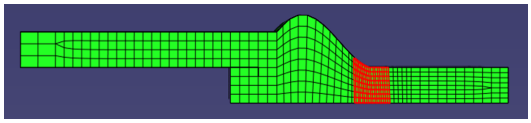
Différentes sollicitations sont ensuite appliquées sur ces modèles en vue de comparer leur rigidité en traction, flexion et torsion. La rigidité de la soudure est correctement reproduite pour les deux types de soudure : pour la soudure de type I, les écarts de raideur sont inférieurs à 3 % tandis que pour la soudure de type III, les écarts sont inférieurs à 6 %.



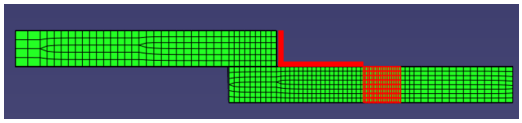
(a) Modèle de référence (b) Modèle coque

FIGURE 5.40 – Modélisation adoptée pour la soudure de type III

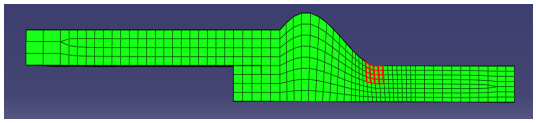
La présence du cordon de soudure introduit une concentration de contrainte au pied de cordon qui favorise l'apparition de fissure. Plus on s'approche du pied de cordon, plus la contrainte augmente. Pour obtenir une mesure raisonnable du niveau d'endommagement induit, plusieurs méthodes sont employées dans le cadre des sollicitations isothermes telles que la contrainte au point chaud ou l'utilisation d'une distance critique à partir de laquelle la contrainte est évaluée. Ici, la représentation du cordon de soudure à l'aide d'éléments coques entraîne une discontinuité géométrique plus forte que la géométrie réelle du cordon. Plusieurs volumes de post-traitement de tailles différentes (0.25, 0.5, 1, 1.5 et 2 mm de côté), sont définis en pied de cordon sur les deux modèles. Certains d'entre eux sont présentés sur les Figures 5.41 et 5.42.



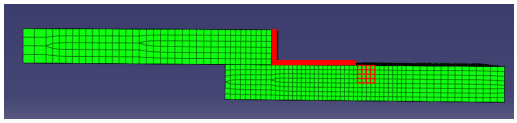
(a) Modèle V : 2 mm de côté



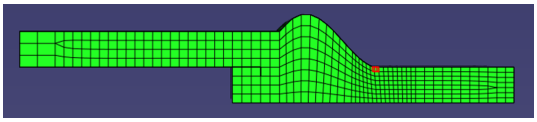
(b) Modèle C : 2 mm de côté



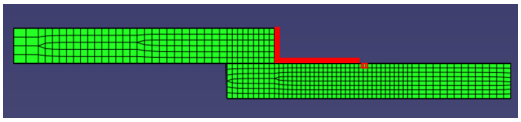
(c) Modèle V : 1 mm de côté



(d) Modèle C : 1 mm de côté



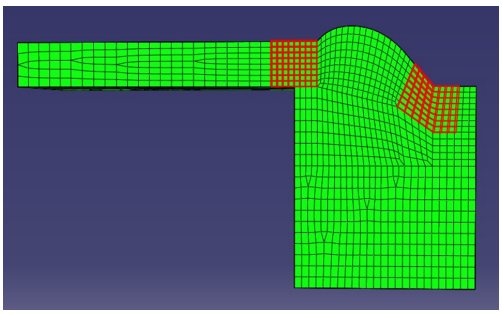
(e) Modèle V : 0.25 mm de côté



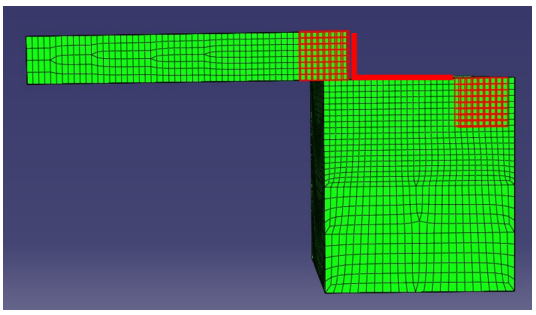
(f) Modèle C : 0.25 mm de côté

FIGURE 5.41 – Volumes de post-traitement pour la soudure de type I

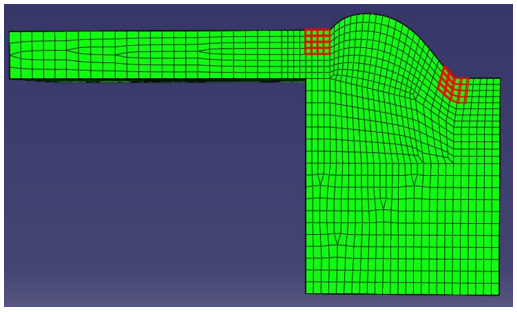
On effectue la moyenne des composantes les plus importantes de la contrainte sur les différents volumes de post-traitement, pour chaque type de sollicitation. Une comparaison est ensuite effectuée entre les contraintes moyennes évaluées pour les deux modèles : le modèle volumique de référence (V)



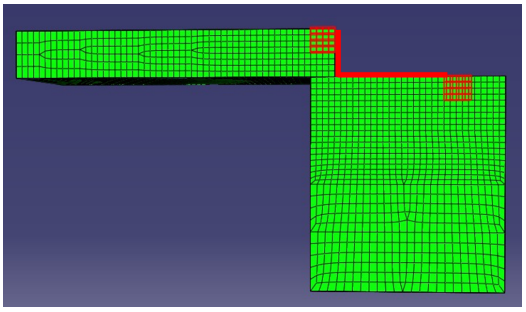
(a) Modèle V : 2 *mm* de côté



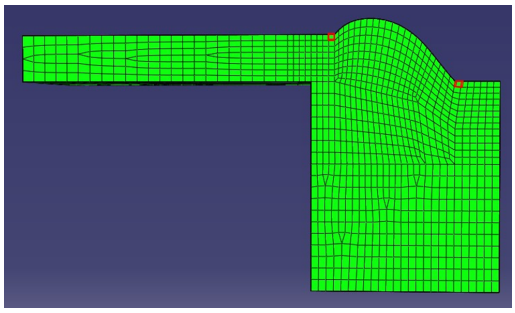
(b) Modèle C : 2 *mm* de côté



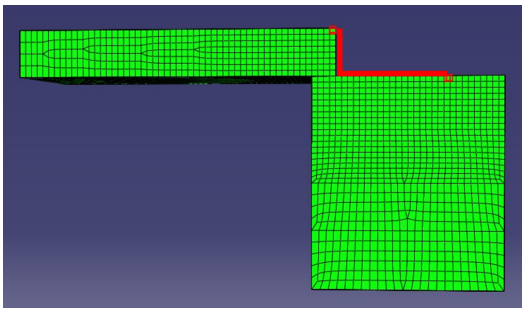
(c) Modèle V : 1 *mm* de côté



(d) Modèle C : 1 *mm* de côté



(e) Modèle V : 0.25 *mm* de côté



(f) Modèle C : 0.25 *mm* de côté

FIGURE 5.42 – Volumes de post-traitement pour la soudure de type III

et le modèle coque (C). A partir d'une taille de 1 mm, les écarts entre le modèle C et le modèle V sont faibles. La taille du volume de post-traitement est donc choisie égale à 1 mm pour limiter la perte d'information liée aux gradients de contrainte dans l'épaisseur des tôles.

Pour un volume de post-traitement de 1 mm de côté, l'écart observé sur la contrainte prépondérante est inférieure à 4 % pour la soudure de type I. Pour la soudure de type III, l'écart est inférieur à 6 % au niveau de la bride mais atteint 19 % au niveau de la tôle. Cet écart significatif est atteint pour une sollicitation de traction qui est peu observée en pratique sur le collecteur d'échappement. Les sollicitations de flexion, plus représentatives du comportement du collecteur, conduisent à des écarts inférieurs à 2 % selon la direction 1 et inférieurs à 4 % selon la direction 3 pour la soudure de type III.

Ainsi le modèle de soudure en L, utilisant des éléments coques dont la longueur et l'épaisseur dépendent de la géométrie des tôles et de la soudure, semble satisfaisant pour reproduire la rigidité du cordon de soudure pour les soudures de type I et III. Un volume de post-traitement de 1 mm de côté permet d'obtenir une estimation correcte des contraintes en pied de cordon. Ce volume de post-traitement sera utilisé pour l'évaluation du critère de fatigue.

Préconisation de maillage

La taille de post-traitement optimale a été déterminée égale à 1 mm Ainsi, pour les soudures de type I entre les deux coquilles du collecteur, les caractéristiques du modèle coque sont les suivantes :

- Eléments coques disposés en L
- e1 = épaisseur de la tôle supérieure
- e2 = épaisseur de la tôle inférieure
- Longueur L des éléments coques horizontaux = largeur du cordon - 0.5 mm
- Longueur de la coque verticale = e1
- Epaisseur des coques = (e1+e2)/2
- Zone de post-traitement de type brique (C3D8) de longueur 1 mm, positionnée en sortie des éléments coques
- 1 ligne de noeuds fusionnés en racine de cordon puis contact entre les deux tôles superposées.

Pour les soudures de type III entre la tôle et la bride de sortie, les caractéristiques du modèle coque sont les suivantes :

- Eléments coques disposés en L
- e = épaisseur de la tôle
- Longueur L de la coque horizontale = largeur du cordon - 0.5 mm
- Longueur de la coque verticale = e
- Zone de post-traitement de type brique (C3D8) de longueur 1 mm, positionnée en sortie des éléments coques
- 2 lignes de noeuds fusionnés en racine de cordon puis contact entre les deux tôles superposées.
- Epaisseur des coques = e

Le modèle de soudure en L semble convenir à tous les types de soudure. Néanmoins, des calculs supplémentaires doivent être menés pour valider cette démarche sur les autres types de soudure observés sur le collecteur d'échappement.

Dans le cas du collecteur DW12C, l'épaisseur des coquilles est de 3 mm. Ainsi, les éléments coques

utilisés pour modéliser la soudure ont une épaisseur de 3 mm et la zone de post-traitement s'étend sur 1 mm en sortie des éléments coques.

5.5.2.3 Calcul Thermique

Le chargement thermique est issu d'une simulation dynamique de l'écoulement des gaz à partir du débit, de leur température en entrée de tubulure ainsi que de la pression en sortie d'échappement. Le régime est supposé stationnaire et turbulent. Ce calcul permet d'obtenir une cartographie 3D des températures maximales des parois internes du collecteur ainsi que les coefficients et les températures d'échange entre les gaz et la paroi, pour différents régimes du moteur.

Pour obtenir la température en tout point du collecteur, un calcul thermique transitoire est réalisé sous Abaqus. Le chargement déterminé précédemment est appliqué au collecteur avec diverses conditions aux limites :

- Convection forcée avec les gaz d'échappement
- Convection naturelle avec l'air ambiant
- Conduction avec les pièces environnantes (culasse, turbo...)
- Rayonnement thermique

Les mesures expérimentales sont utilisées afin d'ajuster les coefficients de convection et de rayonnement en vue de recaler au mieux la distribution spatiale de température.

Le calcul thermique sur collecteur DW12C effectué à l'aide du logiciel Abaqus 6.10 dure 18000 secondes CPU. La distribution des températures à la fin de la phase de chauffage est présentée sur la Figure 5.43.

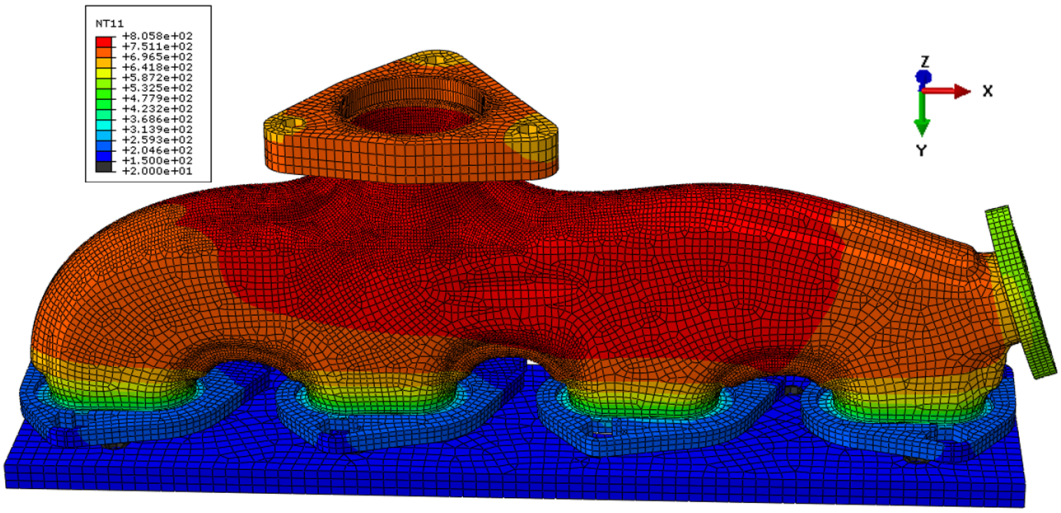


FIGURE 5.43 – Distribution des températures sur le collecteur d'échappement en fin de chauffage

5.5.2.4 Calcul mécanique

Le calcul mécanique permet d'obtenir en tout point les grandeurs mécaniques nécessaires pour caractériser l'endommagement de la structure. En utilisant le même maillage que le calcul thermique, on simule successivement le serrage du collecteur sur la culasse, plusieurs cycles de chargement thermique

puis le retour à la température ambiante. La culasse est modélisée par une plaque épaisse (maillée à l'aide d'éléments volumiques), dont l'épaisseur varie pour tenir compte de la dilatation thermique au cours des cycles. Des vis et des colonnettes maintiennent le collecteur sur la culasse. Les conditions de contact utilisées autorisent les grandes rotations des vis mais évitent les forts déplacements du collecteur vis-à-vis de la culasse pour rester conforme aux observations expérimentales.

Le comportement du matériau est modélisé à l'aide d'une loi élasto-visco-plastique mise au point par L. Bucher [12] et décrite à la section 4.4.1. Les paramètres de la loi sont rappelés dans le Tableau 4.1.

Dans l'exemple d'application, cinq cycles de chargement sont simulés et le critère de fatigue est évalué sur le dernier cycle, considéré comme stabilisé. Le calcul thermomécanique dure 2 700 000 secondes CPU en utilisant la version 6.10 du logiciel Abaqus. Ce temps de calcul élevé est dû en partie au contrôle du pas de temps inclus dans la loi de comportement. Il peut être réduit à 800 000 secondes CPU en utilisant des paramètres de contrôle moins sévères tout en conservant la qualité des résultats. Ces temps de calcul, inenvisageables il y a cinq ans, sont dorénavant acceptables grâce à la parallélisation et à la croissance des moyens de calcul au sein de PSA Peugeot Citroën. Le calcul mécanique de 3 000 000 secondes CPU dure un peu plus d'une journée sur 24 processeurs.

La distribution des contraintes de von Mises à la fin du dernier cycle de chargement est présentée sur la Figure 5.44.

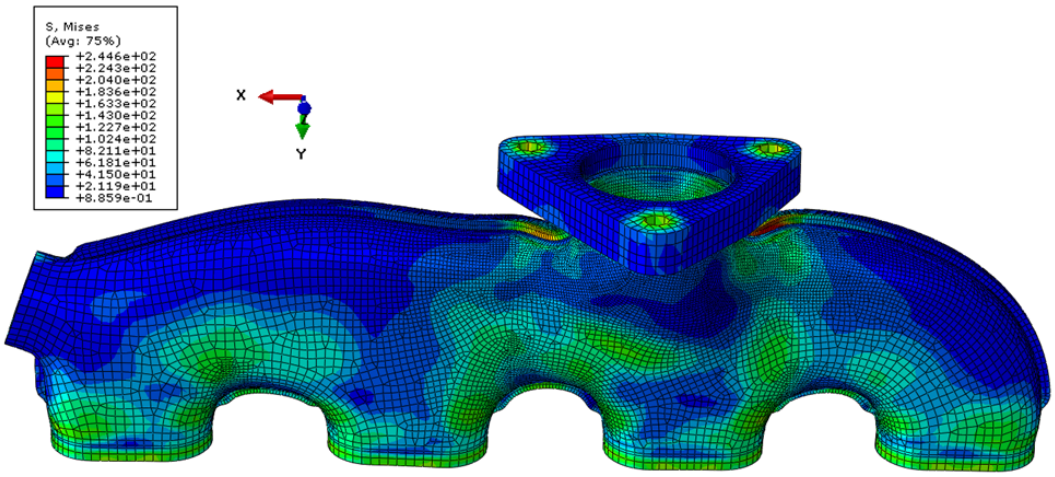
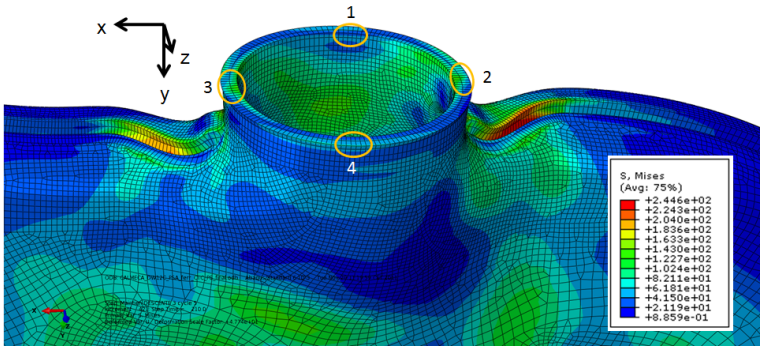


FIGURE 5.44 – Répartition des contraintes de von Mises après 5 cycles de chargement

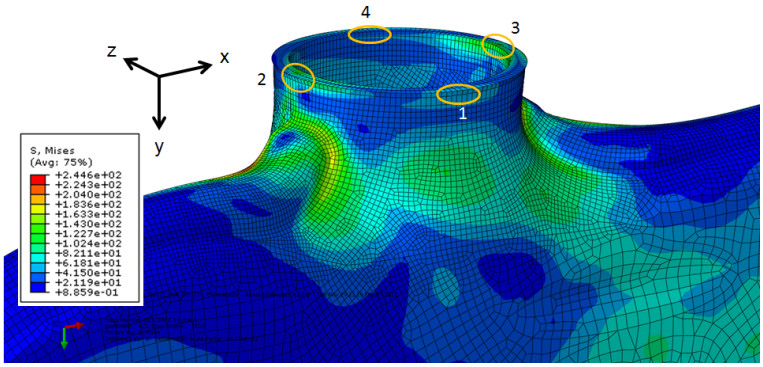
La Figure 5.45 montre la répartition de ces contraintes au niveau de la bride de sortie, zone où sont observées les fissures de fatigue.

La Figure 5.46 montre que les éléments qui dissipent le plus d'énergie sont les éléments adjacents aux éléments coques modélisant le cordon de soudure au niveau de la bride de sortie. Pour observer l'allure des boucles contrainte-déformation dans les 4 zones critiques de la Figure 5.46, les points d'intégration des éléments sont considérés de manière indépendante pour distinguer le comportement en peau interne (rouge) et en peau externe (bleu) du collecteur. De plus, nous séparons les points d'intégration situés à proximité de la soudure (trait pointillé) de ceux plus éloignés de la soudure (trait plein). La Figure 5.47 explique le post-traitement réalisé pour la zone 4.

Les zones 1 et 4 présentent un comportement mécanique semblable, les zones 2 et 3 également. L'allure des boucles contrainte - déformation viscoplastique est présentée pour les zones 3 et 4 uni-



(a)



(b)

FIGURE 5.45 – Répartition des contraintes de von Mises après 5 cycles de chargement au niveau de la bride de sortie

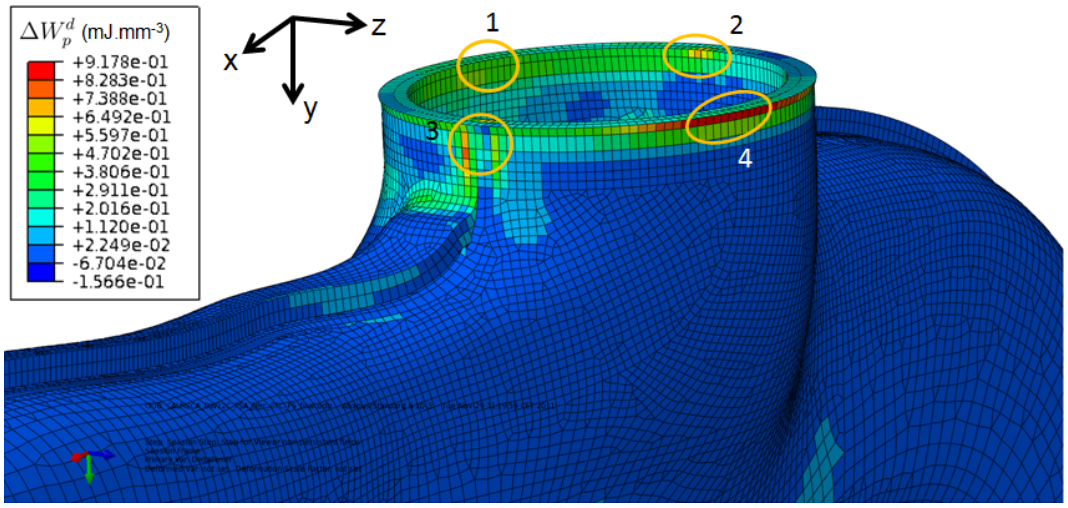


FIGURE 5.46 – Energie dissipée au cours du dernier cycle

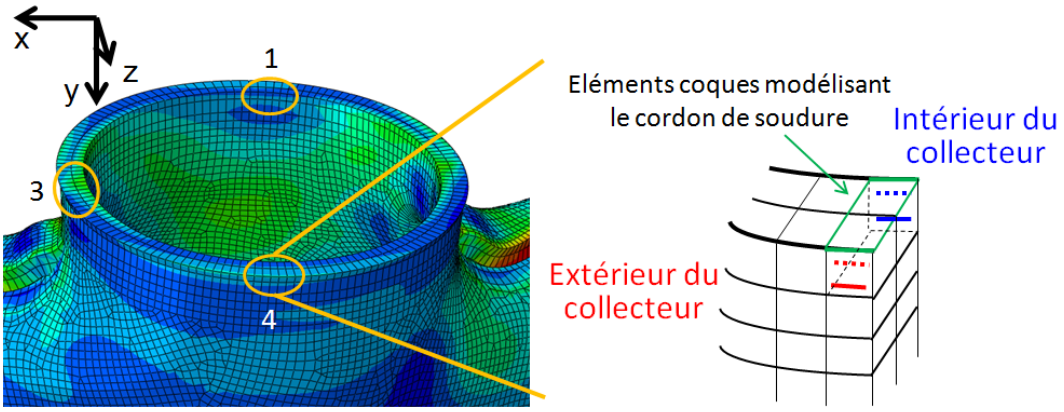


FIGURE 5.47 – Schéma du post-traitement réalisé pour l'étude du comportement de la zone 4

quement.

La Figure 5.48 présente le comportement mécanique observé dans la zone 3 qui est également représentatif du comportement de la zone 2. Les contraintes prépondérantes sont observées selon les directions (22) et (33) ce qui correspond à des sollicitations dans le plan de la tôle, perpendiculairement et longitudinalement au cordon de soudure. Selon la direction perpendiculaire (22), l'élément est mis en flexion car les contraintes mesurées à l'intérieur du collecteur sont opposées à celles mesurées en peau externe. Selon la direction (33), on observe également un gradient de contrainte significatif et des contraintes faibles à l'intérieur du collecteur. Le gradient de contrainte introduit par le modèle de soudure est faible devant le gradient de contrainte observé dans l'épaisseur de la tôle. En revanche, l'amplitude de déformation viscoplastique calculée aux points d'intégration situés à proximité de la soudure est significativement plus faible que l'amplitude de déformation calculée aux points d'intégration plus éloignés de la soudure.

La Figure 5.49 présente l'évolution de la déformation viscoplastique en fonction de la température selon les deux directions prépondérantes (22) et (33), dans la zone 3. Entre le 1er et le 5ème cycle, nous observons une dérive de la déformation viscoplastique. L'évolution de la déformation au cours des cycles 2 à 4 n'a pas été enregistrée, nous ne pouvons donc pas étudier l'évolution du taux de rochet par cycle au cours du calcul. Néanmoins, au point d'intégration soumis au chargement le plus élevé (à l'extérieur du collecteur), le taux de rochet par cycle passe de 7.64 10^{-4} au premier cycle à 2.06 10^{-4} au cinquième cycle. La Figure 5.50 présente l'évolution de l'énergie dissipée calculée en ce point d'intégration au cours des cycles.

L'énergie dissipée par cycle est stable à partir du 2ème cycle, sa valeur ne varie que de 0.7 % entre le 2ème et le 5ème cycle. De même, l'amplitude de contrainte selon les directions 2 et 3 varie de 0.7 % entre les cycles 2 et 5. Ainsi, après 5 cycles de calcul, le taux de rochet n'est pas négligeable mais les niveaux de contrainte atteints et l'énergie dissipée par cycle sont stables. Les critères de ruine étant mis au point à partir de ces grandeurs, nous pouvons utiliser le 5ème cycle pour estimer l'endommagement de la zone 3. En revanche, le comportement asymptotique de cette zone ne pourra être déterminé qu'en simulant davantage de cycles de chargement.

La Figure 5.51 présente le comportement mécanique observé dans la zone 4 qui est également représentatif du comportement observé dans la zone 1. La contrainte prépondérante est observée selon

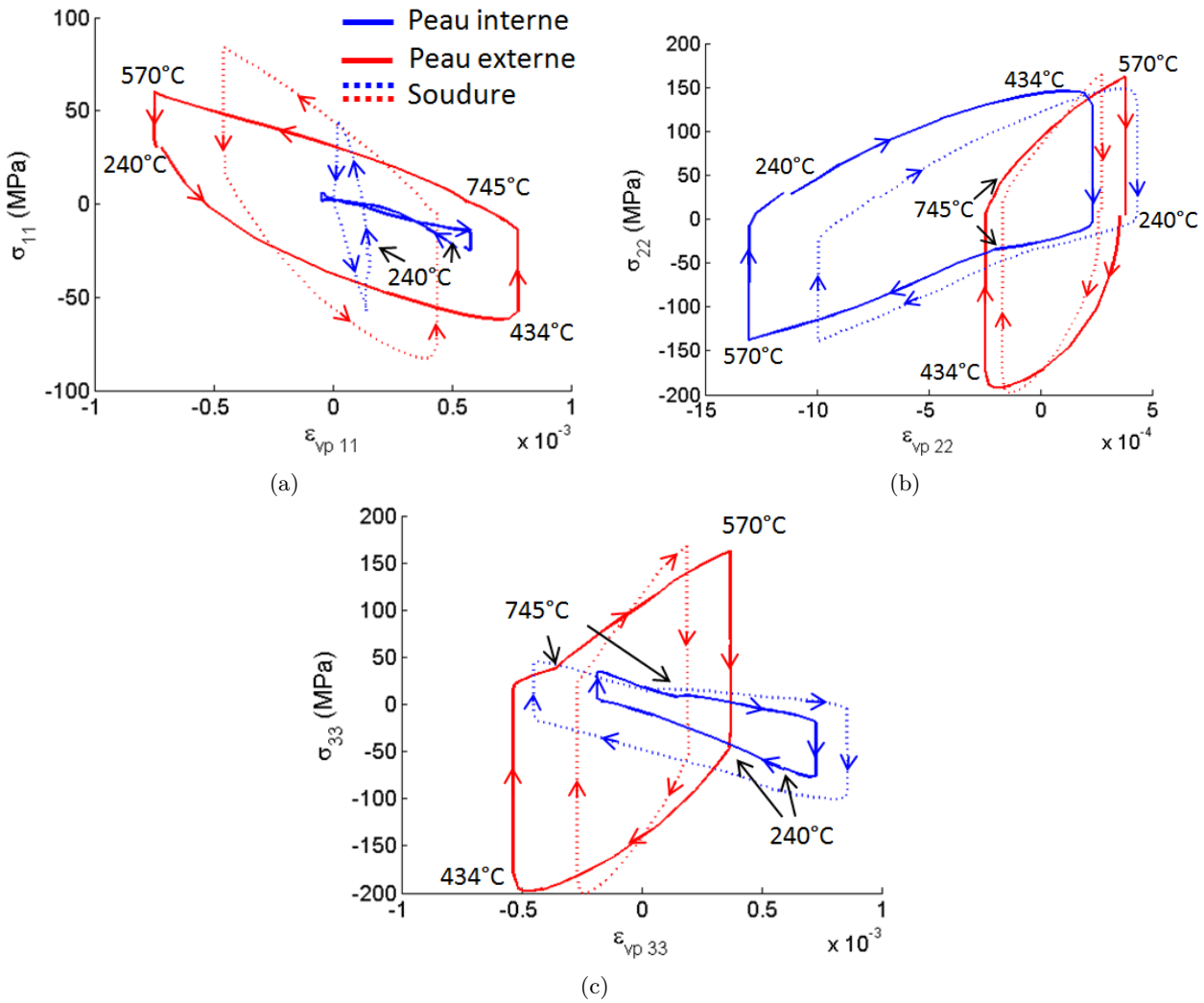
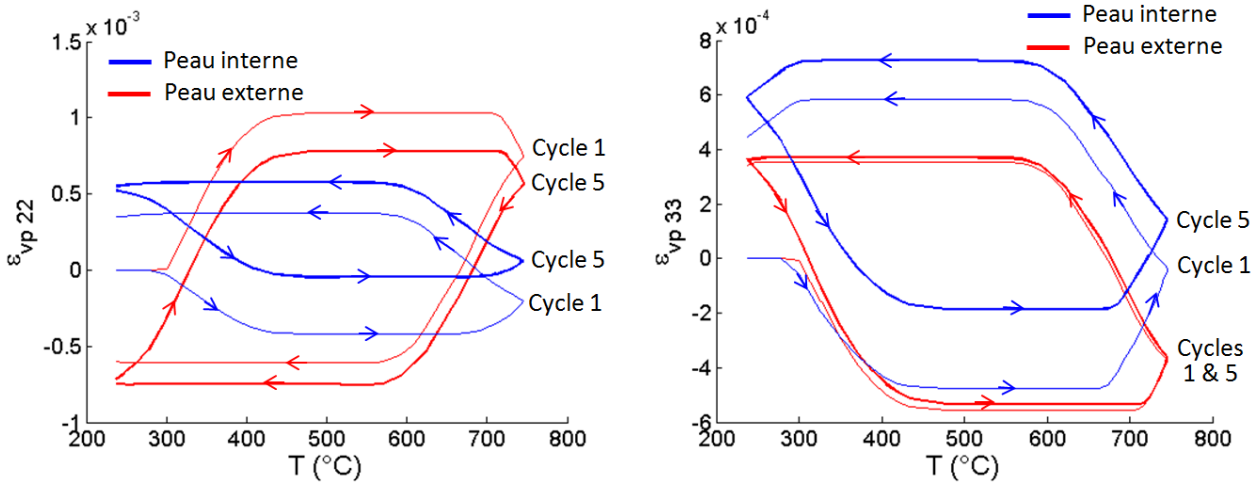


FIGURE 5.48 – Allure du dernier cycle contrainte - déformation viscoplastique selon les directions 11, 22 et 33 dans la zone 3 indiquée sur la Figure 5.45



(a) (b)

FIGURE 5.49 – Evolution de la déformation viscoplastique selon les directions 22 et 33 en fonction de la température dans la zone 3

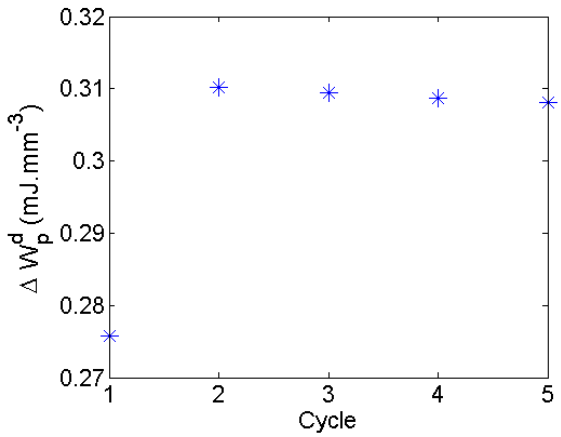


FIGURE 5.50 – Evolution de l'énergie dissipée calculée en un point d'intégration sur la peau externe du collecteur dans la zone 3

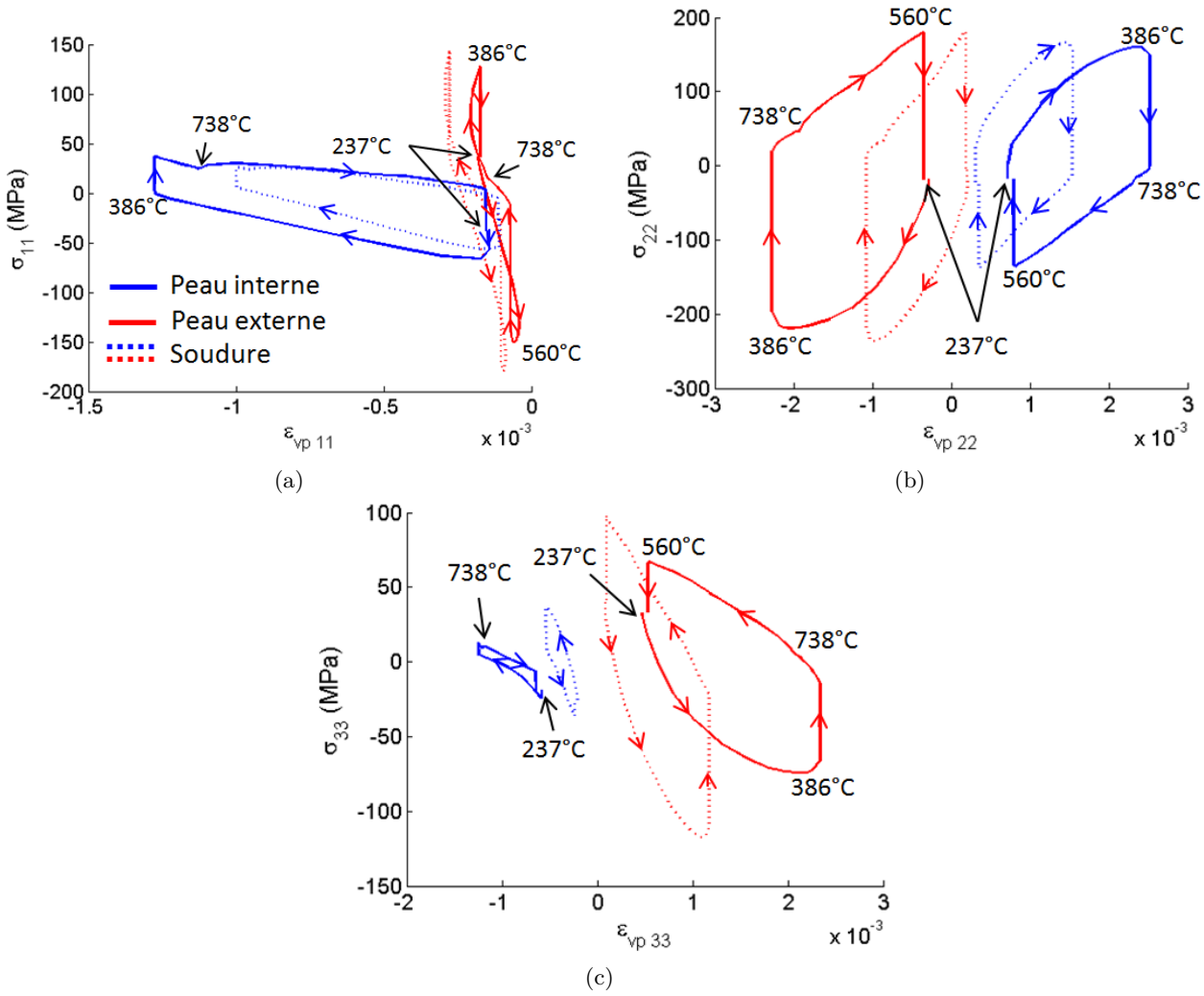


FIGURE 5.51 – Allure du dernier cycle contrainte - déformation viscoplastique selon les directions 11, 22 et 33 dans la zone 4 indiquée sur la Figure 5.45

la direction (22), ce qui correspond à un chargement dans le plan de la tôle, perpendiculairement au cordon de soudure. Nous observons un phénomène identique à celui rencontré dans la zone 3 : une mise en flexion de la tôle confirmée par un fort gradient de contrainte dans l'épaisseur de la coquille. La présence de la soudure génère un gradient de contrainte faible par rapport à celui observé dans l'épaisseur de la tôle mais a un effet non négligeable sur l'amplitude de déformation viscoplastique qui est plus faible aux points d'intégration les plus proches de la soudure.

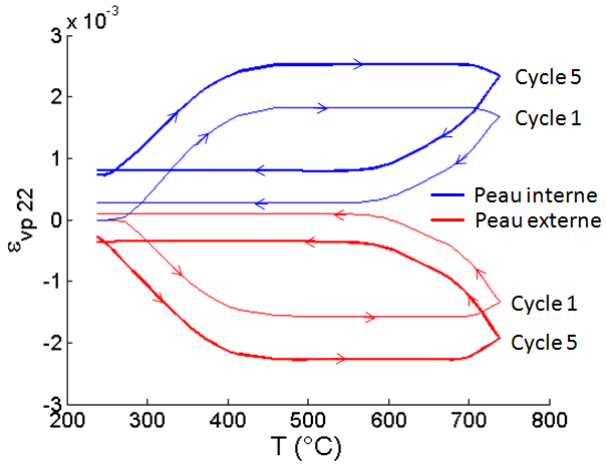


FIGURE 5.52 – Evolution de la déformation viscoplastique selon la direction 22 en fonction de la température dans la zone 4

La Figure 5.52 présente l'évolution de la déformation viscoplastique en fonction de la température selon la direction (22) dans la zone 4. Entre le 1er et le 5ème cycle, nous observons une dérive de la déformation viscoplastique. Comme pour la zone 3, l'évolution des déformations n'a pas été enregistrée pour les cycles 2 à 4. Néanmoins, au point d'intégration soumis au chargement le plus élevé (à l'extérieur du collecteur), le taux de rochet par cycle passe de 3.51 10^{-4} au premier cycle à 2.6 10^{-5} au cinquième cycle. Le taux de rochet est alors proche du seuil de détection ε_{limit} défini comme étant $\frac{0.1}{1875}\varepsilon_{ult}(20°C)$, soit 1.9 10^{-5}. La Figure 5.53 présente l'évolution de l'énergie dissipée calculée en ce point d'intégration au cours des cycles.

L'énergie dissipée par cycle est stable à partir du 3ème cycle, sa valeur ne varie que de 0.1 % entre le 3ème et le 5ème cycle. Dans la zone 4, le matériau a quasiment atteint un état accommodé au 5ème cycle de chargement. Ainsi, les différents critères de ruine mis au point peuvent être estimés à partir des grandeurs mécaniques calculées au cours du 5ème cycle pour caractériser l'endommagement de cette zone.

5.5.3 Estimation de la durée de vie du collecteur DW12C

La Figure 5.46 montre que l'énergie inélastique dissipée au cours du 5ème cycle présente des niveaux élevés dans 4 zones autour de la bride de sortie, la zone 1 correspondant au site d'amorçage observé au cours de l'essai sur le collecteur DW12C.

La Figure 5.54 montre l'application des différents critères au niveau de la bride de sortie. Seules les zones 1 et 2 sont présentées, les critères donnant des résultats semblables pour les zones 3 et 4.

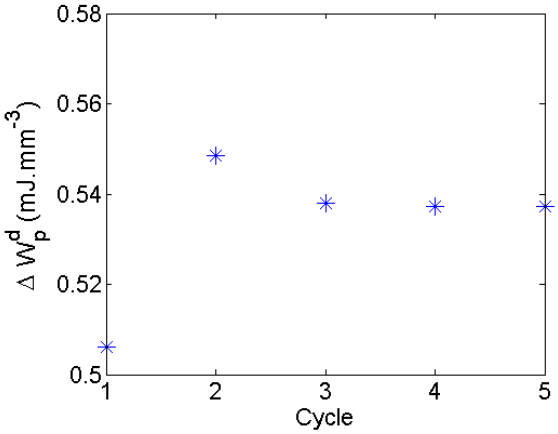
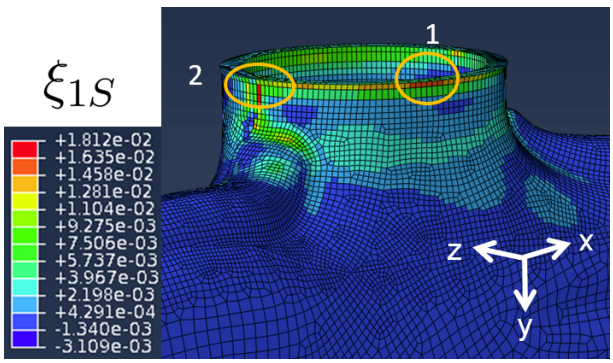
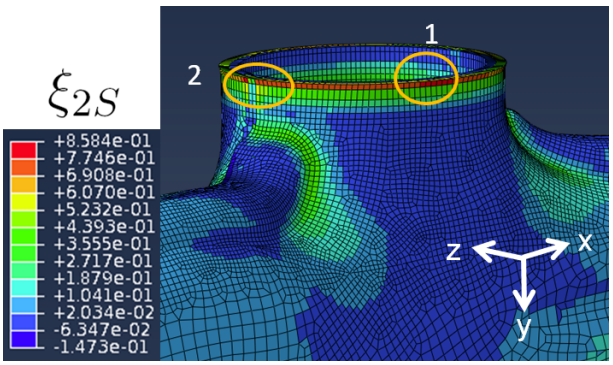


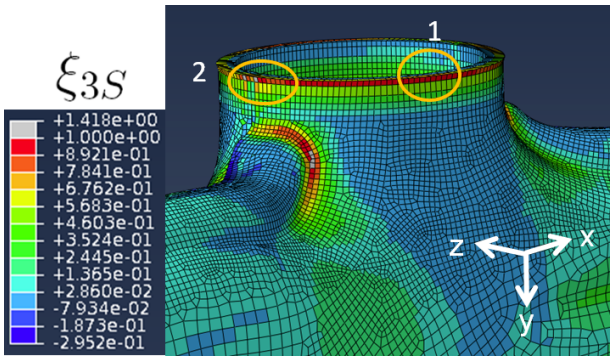
FIGURE 5.53 – Evolution de l'énergie dissipée calculée en un point d'intégration sur la peau externe du collecteur dans la zone 4



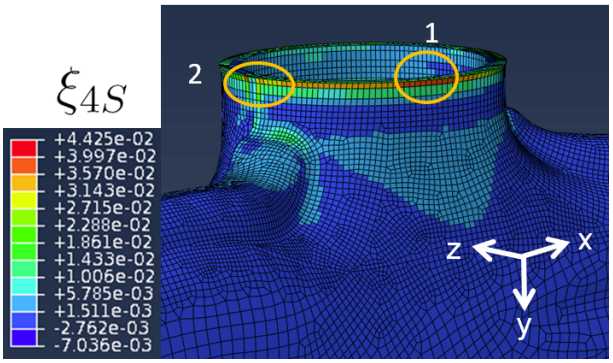
(a) Critère en ξ_{1S}



(b) Critère en ξ_{2S}



(c) Critère en ξ_{3S}



(d) Critère en ξ_{4S}

FIGURE 5.54 – Zones critiques identifiées par les différents critères

TABLE 5.9 – Durée de vie estimée dans chaque zone, pour chaque critère avec un post-traitement en volume ou en surface

Durée de vie	Post-traitement volumique					Post-traitement surfacique				
	ΔW_p	ξ_{1S}	ξ_{2S}	ξ_{3S}	ξ_{4S}	ΔW_p	ξ_{1S}	ξ_{2S}	ξ_{3S}	ξ_{4S}
Zone 1	1520	11768	227	56	1343	866	1656	155	19	325
Zone 2	1393	16934	221	30	1575	971	2775	138	12	417
Zone 3	1585	22927	235	75	1584	958	2443	129	13	392
Zone 4	1445	10549	127	14	1083	774	1181	121	13	278

Ainsi, les 4 zones dissipant le plus d'énergie au cours du dernier cycle sont détectées comme propices à l'amorçage de fissure par les différents critères mis au point précédemment.

Le Tableau 5.9 présente les durées de vie estimées à l'aide des différents critères dans les zones critiques du collecteur d'échappement. Notons que le post-traitement n'est pas réalisé dans un volume de 1 mm^3 comme préconisé dans la démarche. En effet, l'épaisseur de la tôle est de 3 mm et le collecteur ne présente que 2 éléments dans l'épaisseur. Ainsi, les arêtes contenues dans l'épaisseur de la tôle mesurent 1.5 mm, les autres arêtes mesurent 1 mm.

Le critère noté ΔW_p est un critère en énergie dissipée, classiquement utilisé chez PSA Peugeot Citroën pour estimer la durée de vie de collecteurs d'échappement en fonte. Pour l'acier F18TNb, le calage du critère a été effectué à partir d'essais de fatigue thermique réalisés par Aperam sur des éprouvettes en V (voir la section 1.2.4). Ces essais introduisent un chargement de flexion dans la tôle, comparable à celui observé classiquement sur le collecteur d'échappement. En revanche, la durée de vie de l'éprouvette est très sensible à la température maximale imposée au cours du cycle qui varie entre 800°C et 950°C selon les essais [12]. Ainsi, ce critère est calé directement à partir d'essais anisothermes, en supposant que la relation entre l'énergie dissipée et la durée de vie ne dépend pas de la température. La note interne PSA [8] donne la relation obtenue entre l'énergie plastique dissipée par cycle ΔW_p^d et le nombre de cycles à rupture :

$$\Delta W_p^d = 276838 N_f^{-1.8549}$$

Les essais utilisés pour le calage du critère ont des durées de vie comprises entre 1000 et 10000 cycles. Ce critère présente une pente bien plus élevée que celle des critères mis au point à la section précédente, il est donc moins sensible que ces derniers.

Afin de calculer les niveaux d'énergie dissipée extrêmes observés à la surface de la tôle, PSA Peugeot Citroën associe un post-traitement surfacique à ce critère, réalisé à l'aide de membranes d'épaisseur négligeable recouvrant le collecteur. En effet, le collecteur d'échappement étant essentiellement soumis à des chargements de flexion, un fort gradient de contrainte est observé dans l'épaisseur de la tôle. Un post-traitement surfacique permet d'avoir accès aux contraintes maximales sans considérer ce gradient. Néanmoins, l'endommagement observé sur l'acier ferritique n'est pas un endommagement de surface uniquement. En effet, la ruine de la structure peut être associée à une taille critique de fissure qui pénètre dans le matériau. L'utilisation d'un post-traitement volumique est donc plus conforme à la notion d'endommagement. De plus, dans le cas des structures soudées, le modèle de soudure est associé

à un volume de post-traitement permettant d'estimer l'endommagement en pied de cordon. Ainsi, un post-traitement volumique est plus cohérent avec la procédure d'identification du critère mise en place dans cette étude. Le Tableau 5.9 présente les résultats obtenus avec les deux types de post-traitement.

La durée de vie du collecteur est mesurée expérimentalement à 1420 cycles avant le détachement complet de la bride. Sur le plan numérique, le critère prédit la durée de vie de la structure jusqu'à l'apparition d'une fissure de taille critique, égale à 1 mm pour la tôle. La durée de vie estimée par le critère est donc plus faible que la durée de vie correspondant au détachement complet de la bride de sortie.

5.5.3.1 Post-traitement volumique

Nous nous intéressons dans un premier temps aux résultats obtenus avec un post-traitement volumique.

Le critère en énergie dissipée ΔW_p, calé à partir des essais anisothermes, prédit une durée de vie comparable à la durée de vie expérimentale. Les zones 2 et 4 sont détectées comme les plus critiques mais les écarts entre les différentes zones sont faibles : les 4 zones sont donc considérées comme propices à l'amorçage de fissure.

Le critère en ξ_{1S} est également basé sur l'énergie inélastique dissipée au cours du cycle stabilisé mais, mis au point à partir d'essais isothermes à différentes températures, il considère que la relation entre l'énergie dissipée et la durée de vie dépend de la température. En utilisant un post-traitement volumique, la durée de vie est surestimée par le calcul d'un facteur 7 à 20. Ce critère ne prend pas en compte l'effet de contrainte moyenne qui peut favoriser la propagation de fissure ni le gradient de contrainte et donc d'énergie dissipée observé dans l'épaisseur de la tôle. En effet, au sein de l'élément de post traitement, la durée de vie estimée aux points d'intégration proches du centre de la tôle est de 50 à 100 fois plus faible que celle estimée aux points d'intégrations proches de la surface. En comparaison, la présence de la soudure introduit un facteur 2 à 5 entre les durées de vie calculées aux points d'intégration les plus proches et les plus éloignés de la soudure, à la même distance de la surface de la tôle.

Le critère en ξ_{2S} prédit une durée de vie de 3 à 5 fois plus faible que la durée de vie réelle du collecteur d'échappement. L'effet de contrainte moyenne est pris en compte à l'aide de la pression maximale observée au cours du cycle p_{max}. Cependant, la pente du critère étant faible ($n_2 = -0.118$), ce critère est très sensible à l'évaluation de p_{max} et le gradient de contrainte dans l'épaisseur de la tôle n'est pas considéré. Lorsque l'on calcule la durée de vie aux points d'intégration des éléments les plus dissipatifs, on observe des facteurs de 80 à 190 entre les durées de vie mesurées à la surface et celles mesurées au cœur de la tôle. Le critère en ξ_{3S}, dérivé de celui en ξ_{2S}, sous-estime davantage la durée de vie du collecteur d'échappement.

Le critère en ξ_{4S} est basé sur les densités d'énergie plastique de distortion et d'énergie élastique d'ouverture dissipées au cours du cycle stabilisé. L'indicateur de dommage considère que ces deux variables présentent une évolution propre en fonction de la température. De plus, le coefficient d'abattement lié à la présence de la soudure est appliqué uniquement sur la partie plastique de la dissipation. En effectuant un post-traitement volumique, la durée de vie estimée avec ce critère est comparable à la durée de vie expérimentale du collecteur. La zone 4 est identifiée comme la plus critique, suivie de la zone 1 où la fissure s'est amorcée sur le collecteur. Dans la zone 1, la durée de vie estimée à l'aide

du critère, relative à une fissure de 1 mm de profondeur, est de 1343 cycles soit 80 cycles avant le détachement complet de la bride observé expérimentalement. De plus, ce critère étant plus sensible que le critère en ΔW_p, l'écart de durée de vie entre les différentes zones est plus marqué avec l'indicateur de dommage ξ_{4S}.

Nous remarquons que les différents critères mis au point identifient la zone 4 puis la zone 1 comme les plus propices à l'amorçage de fissure. Ces deux zones subissent le même type de chargement et présentent donc des durées de vies semblables. Au cours de l'essai, la zone 1 correspond à la zone d'amorçage de fissure tandis que la zone 4 est la dernière zone fissurée avant le détachement de la bride d'après les observations réalisées par Tenneco. L'incertitude sur la localisation de la zone d'amorçage peut être liée aux défauts géométriques ou aux impuretés du cordon qui ne sont pas considérés dans le modèle.

En conclusion, le critère en ξ_{4S} est le meilleur critère pour prédire la durée de vie du collecteur à l'aide d'un post-traitement volumique. Ce critère mis au point à partir d'essais isothermes à différentes températures permet de considérer une évolution indépendante des termes de dissipation plastique et élastique en fonction de la température. Le critère en ΔW_p, calé à partir d'essais de fatigue thermique anisotherme, donne également une estimation correcte de la durée de vie du collecteur. Néanmoins le critère ne met pas en évidence une seule zone critique car il est peu sensible aux variations de l'énergie dissipée et le site d'amorçage observé expérimentalement correspond à la troisième zone critique identifiée par le critère en ΔW_p.

5.5.3.2 Post-traitement surfacique

En utilisant un post-traitement surfacique, le critère en ΔW_p sous-estime la durée de vie du collecteur d'un facteur 1.5 à 1.8. Les zone identifiées comme les plus critiques sont les zones 4 puis 1.

Le critère en ξ_{1S} qui considère que la relation entre l'énergie dissipée et le nombre de cycles à rupture dépend de la température donne des durées de vie comparables à la durée de vie expérimentale, les deux zones les plus critiques étant les zones 4 et 1. Ce critère ne prend pas en compte l'effet de contrainte moyenne qui peut favoriser la propagation de fissure. Le post-traitement en surface permet de rendre compte, dans une certaine mesure, du gradient de contrainte observé sur le collecteur. Dans ce cas, l'énergie calculée correspond aux sollicitations les plus sévères observées sur le collecteur d'échappement, qui sont différentes des sollicitations moyennes calculées sur la demi-épaisseur du collecteur. Cependant, le critère en ξ_{1S} utilisé en surface est très sensible puisque la durée de vie estimée pour les zones 2 et 3 est 2 fois plus grande que celle des zones 1 et 2. Il serait intéressant de prendre en compte le gradient de contrainte observé dans l'épaisseur de la tôle pour réduire ces différences.

En utilisant un post-traitement surfacique, les critères en ξ_{2S} et en ξ_{3S} sous-estiment largement la durée de vie du collecteur. Ceci est dû au terme en p_{max} qui a un poids trop important par rapport à l'énergie dissipée dans le calcul de ces critères.

Enfin, le critère en ξ_{4S} sous-estime également la durée de vie du collecteur d'un facteur 3 à 5. Ce critère a été mis au point dans une stratégie d'identification volumique. La densité d'énergie d'ouverture élastique permet de considérer l'effet de contrainte moyenne et lorsque cette énergie est évaluée dans un volume correspondant à la demi-épaisseur de la tôle, elle rend compte du gradient de contrainte observé dans l'épaisseur de la tôle. Lorsque le critère est évalué en surface, l'endommagement induit

par le gradient de contrainte est surestimé. Néanmoins, la présence d'un gradient de contrainte lié au chargement dans l'épaisseur de la tôle n'a pas été pris en compte pour mettre au point les critères et il serait intéressant de regarder son influence sur les durées de vie estimées.

En conclusion, le critère en ξ_{1S} permet d'estimer la durée de vie du collecteur de manière satisfaisante à l'aide d'un post-traitement surfacique. L'effet de contrainte moyenne n'étant pas pris en compte dans ce critère, il est judicieux de se placer à la surface du collecteur pour caractériser l'endommagement lié aux niveaux de contrainte les plus élevés. Néanmoins, il serait intéressant d'analyser l'effet du gradient de contrainte observé dans l'épaisseur de la tôle et de le prendre en compte dans les critères de ruine.

5.6 Conclusion

Grâce aux résultats d'essais sur le matériau de base fournis par Aperam et grâce aux essais réalisés au cours de la thèse sur des éprouvettes en tôle et en tôle soudée, nous disposions d'une base expérimentale fournie pour mettre au point un critère de ruine. La mise au point des critères s'est déroulée en 3 étapes :

- Mise au point du critère à partir des essais isothermes effectués sur les éprouvettes cylindriques.
- Adaptation du critère aux zones soudées.
- Validation du critère à l'aide des essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée.

Les différents indicateurs de dommage sont finalement testés sur structure, en simulant un essai de choc thermique sur un collecteur de type DW12C.

La base expérimentale isotherme a montré une nette influence de la température sur la durée de vie des éprouvettes, pour un même niveau d'énergie dissipée. Suite à ces observations, l'indicateur ξ_1 est mis au point de manière à traduire l'influence de la température sur la relation entre l'énergie plastique dissipée et le nombre de cycles à rupture. Pour améliorer ce critère, le critère en ξ_2 considère l'effet de contrainte moyenne en ajoutant un terme contenant la pression hydrostatique maximale observée au cours du cycle. Cependant, cet indicateur ne permet pas de prédire correctement la durée de vie des éprouvettes en tôle soudée soumises à un chargement anisotherme sans l'ajout d'un terme contenant la moyenne de la pression hydrostatique au cours du cycle. Finalement, un dernier indicateur d'endommagement est mis au point en associant les densités d'énergie plastique (de distortion) et élastique (d'ouverture) dissipées au cours du cycle stabilisé. Ces deux énergies présentent une évolution différente en fonction de la température et la présence de la soudure a une influence sur la dissipation plastique uniquement. Sur l'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes, le critère en ξ_4 permet une meilleure corrélation des résultats mais les critères en ξ_1 et en ξ_3 présentent des résultats satisfaisants.

Néanmoins, l'application des différents critères au collecteur d'échappement montre que le critère en ξ_1 associé à un post-traitement surfacique ainsi que le critère en ξ_4 associé à un post-traitement volumique permettent de prédire la durée de vie du collecteur de manière satisfaisante. Les critères en ξ_2 et en ξ_3 sous-estiment la durée de vie du collecteur en raison du déséquilibre entre le terme lié à l'énergie dissipée et ceux liés à la contrainte moyenne. Au vu des résultats obtenus avec le critère en ξ_4, les indicateurs de dommage ξ_2 et ξ_3 pourraient être améliorés en considérant une évolution indépendante du terme en énergie dissipée et du terme en pression, en fonction de la température.

Concernant l'application du critère de ruine au collecteur d'échappement, les différences obtenues entre les post-traitements surfacique et volumique soulignent l'importance du gradient de contrainte lié à la flexion de la tôle. En effet, l'effet de gradient n'étant pas considéré dans le critère, la durée de vie estimée pour une même zone dépend de la position de l'élément ou du point d'intégration dans la profondeur de la tôle. Les maillages actuels de collecteurs en tôle ne présentent que deux éléments dans l'épaisseur. Ainsi, pour un gradient de contrainte symétrique dans l'épaisseur de la tôle, l'énergie d'ouverture élastique estimée au centre de l'élément est égale au quart de l'énergie d'ouverture élastique estimée en surface. Pour obtenir une prédiction fiable de la durée de vie de la structure, il est indispensable de modifier les critères afin de prendre en compte l'effet gradient dans la prédiction de la durée de vie du collecteur.

Conclusion et Perspectives

Les collecteurs d'échappement sont des organes soumis à des sollicitations thermomécaniques complexes. PSA Peugeot Citroën dispose actuellement d'une démarche de dimensionnement capable de prédire la durée de vie de ces pièces lorsqu'elles sont fabriquées en fonte d'un seul tenant. Cependant, pour faire face à de fortes contraintes d'encombrement et à des températures des gaz d'échappement de plus en plus élevées, l'utilisation de tôles d'acier inoxydable est privilégiée dans certains cas, notamment en raison de leur meilleure tenue mécanique à haute température et des gains de masse réalisés. Ainsi, l'objectif de la thèse était d'adapter la démarche de dimensionnement au cas de collecteurs d'échappement en tôle soudée en respectant les exigences suivantes :

1. Pour détecter les fuites liées aux dérives dimensionnelles, le modèle de soudure doit reproduire de manière satisfaisante le comportement global des soudures du collecteur d'échappement afin d'obtenir la déformée réelle de la structure.

2. L'indicateur de dommage doit être adapté à la zone soudée et en particulier doit rendre compte des effets liés à la géométrie et à la microstructure de la soudure.

3. Le modèle de soudure et le critère d'endommagement doivent être intégrables dans les outils numériques actuellement disponibles chez PSA Peugeot Citroën. Les temps de calcul pour les collecteurs en tôle soudée doivent rester du même ordre de grandeur que ceux des collecteurs en fonte.

Concernant le premier point, les essais réalisés au cours de la thèse ont permis d'analyser l'influence du cordon de soudure sur le comportement des éprouvettes et de proposer un modèle de soudure compatible avec les observations expérimentales. Les essais de chargement-déchargement en traction réalisés à la température ambiante ont montré que la géométrie et la microstructure du cordon de soudure avaient une influence sur le comportement du matériau. En effet, dans le cas de la tôle soudée arasée, les déformations se concentrent dans la Zone Affectée Thermiquement. Ce phénomène est accentué sur les éprouvettes en tôle soudée par l'effet d'entaille créé par la discontinuité géométrique du cordon de soudure.

Dans le cas d'un calcul sur le collecteur d'échappement, nous ne souhaitons pas reproduire le comportement local de la zone soudée. La modélisation doit être simple de mise en oeuvre et reproduire le comportement global de la soudure afin d'obtenir la déformée réelle du collecteur. Nous proposons ainsi une modélisation de la soudure à l'aide d'éléments coques dont le positionnement et la longueur dépendent de la géométrie du cordon de soudure. Une loi de comportement unique est utilisée pour les

éléments coques représentant le cordon de soudure et la tôle. Pour simuler les essais isothermes, la loi de comportement choisie est paramétrée pour représenter au mieux le comportement de la tôle seule. Les boucles contrainte nominale - déformation nominale simulées et observées expérimentalement sont proches. De plus, la zone dissipant le plus d'énergie est bien localisée au niveau du site d'amorçage de fissure observé expérimentalement. Le modèle de soudure de type C permet donc de reproduire le comportement global de la soudure de manière satisfaisante pour les essais de durée de vie isothermes.

Les essais de durée de vie anisothermes permettent de valider ce modèle de soudure pour des chargements comparables aux sollicitations observées dans les zone soudées du collecteur d'échappement soumis à un choc thermique. La loi de comportement utilisée est différente de la loi choisie pour simuler les essais isothermes, elle permet de mieux rendre compte du comportement anisotherme de la tôle. La comparaison des boucles contrainte nominale - déformation nominale est satisfaisante pour l'ensemble des essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée et les zones critiques sont correctement localisées. Ainsi les essais réalisés au cours de la thèse ont permis de proposer un modèle de soudure correspondant au procédé de soudage et à la géométrie du cordon de la tôle soudée dans laquelle ont été prélevées les éprouvettes. Ce modèle nécessite d'être adapté aux soudures du collecteur d'échappement qui présentent des géométries différentes.

Pour deux types de soudure observés sur le collecteur, nous réalisons une étude numérique comparative entre un modèle volumique de référence reproduisant fidèlement la géométrie du cordon de soudure et un modèle utilisant des éléments coques dont la longueur et l'épaisseur dépendent de la géométrie du cordon. Des chargements élémentaires sont appliqués sur ces éprouvettes numériques et la rigidité du cordon de soudure est estimée selon différentes directions. Le modèle coque permet de reproduire de manière satisfaisante les raideurs observées sur le modèle volumique. Ce modèle de soudure sera donc utilisé pour représenter les cordons de soudure du collecteur d'échappement lors de la simulation de l'essai de choc thermique sur le collecteur DW12C. Dans le cadre de la thèse, nous avions envisagé une étape supplémentaire pour valider la modélisation des soudures du collecteur d'échappement. Nous souhaitions réaliser un essai sur une éprouvette prélevée sur le collecteur d'échappement afin de tester une soudure du collecteur seule avant le calcul de validation final sur le collecteur complet. Cet essai nécessite une reflexion sur la mise en place du dispositif expérimental et sur les conditions de chargement applicables à ce type d'éprouvette. Il n'a pas pu être réalisé dans les délais impartis mais cet essai apporterait des informations complémentaires intéressantes sur les modes de déformation et d'endommagement des soudures du collecteur d'échappement.

Concernant le second point, les essais de durée de vie isothermes ont permis d'étudier l'influence de la soudure sur la tenue en fatigue des éprouvettes. Les essais menés sur les éprouvettes en tôle soudée arasée montrent que l'évolution de la microstructure au niveau de la zone soudée a une influence sur la localisation de la fissure et sur la durée de vie des éprouvettes. La présence du cordon de soudure sur les éprouvettes en tôle soudée diminue davantage leur durée de vie en raison de l'effet d'entaille créé en pied de cordon. L'étude de la fissuration des éprouvettes en tôle soudée a permis d'identifier une taille de fissure critique d'environ 1 mm correspondant au nombre de cycles à rupture détecté par la chute de la charge maximale.

Suite à ces observations, l'ensemble des essais est simulé à l'aide d'une loi de comportement adaptée pour les sollicitations anisothermes et du modèle de soudure de type coque pour les essais sur les éprouvettes en tôle soudée. L'identification des différents indicateurs d'endommagement est réalisée

à partir des grandeurs mécaniques calculées sur le cycle stabilisé associées à la durée de vie mesurée expérimentalement. Pour les éprouvettes en tôle soudée, le critère est évaluée dans un volume de 1 mm^3 centré sur le pied de cordon. Nous proposons la démarche d'identification suivante :

- L'indicateur d'endommagement est d'abord mis au point à partir d'essais isothermes réalisés à différentes températures sur le matériau de base par Aperam, afin d'observer l'influence de la température sur la relation entre l'indicateur proposé et le nombre de cycles à rupture.
- Le critère est ensuite adapté à la zone soudée à l'aide des essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée.
- Les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée permettent de valider le critère dans le cas de chargements anisothermes.
- Enfin, la simulation de l'essai de choc thermique sur le collecteur d'échappement permet de tester la pertinence des différents critères vis-à-vis de l'application industrielle.

Les indicateurs d'endommagement sont mis au point à partir de la densité d'énergie plastique dissipée au cours du cycle stabilisé. La base expérimentale fournie par Aperam montre que la relation entre la dissipation plastique et le nombre de cycles à rupture dépend de la température et de la fréquence de l'essai. Cependant, la base expérimentale comporte peu d'essais où l'effet de fréquence est significatif, il ne peut donc pas être considéré dans le critère. En revanche, l'évolution des paramètres en fonction de la température est prise en compte, ainsi que l'effet de contrainte moyenne pour certains indicateurs grâce à l'utilisation de la pression hydrostatique ou de la densité d'énergie élastique d'ouverture dissipée au cours du cycle stabilisé.

Sur la simulation de l'essai de choc thermique, tous les critères permettent d'identifier la zone d'amorçage observée expérimentalement comme une zone critique du collecteur d'échappement. En utilisant un post-traitement volumique, le critère en ξ_4 associant les densités d'énergie plastique et élastique dissipées au cours du cycle stabilisé donne une estimation satisfaisante de la durée de vie du collecteur d'échappement. Lorsqu'un post-traitement surfacique est privilégié, le critère en ξ_1 basé sur la dissipation plastique uniquement donne une meilleure estimation de la durée de vie du collecteur. Les écarts importants observés entre l'utilisation d'un post-traitement surfacique ou volumique sont liés à la présence d'un gradient de contrainte important dans l'épaisseur de la tôle au niveau des zones critiques. En effet, la tôle subit un chargement de flexion et les indicateurs d'endommagement, mis au point pour des sollicitations de traction principalement, ne sont pas adaptés pour prendre en compte l'effet du gradient de contrainte dans l'épaisseur de la tôle.

Enfin, concernant le troisième point, la modélisation des soudures à l'aide d'éléments coques permet de limiter le nombre d'éléments et de degrés de liberté à ajouter par rapport aux modèles de collecteur en fonte. Cependant, le post-traitement en fatigue des soudures nécessite le respect de normes de maillage à proximité des zones soudées. Ces dernières doivent donc être traitées séparément lors de la réalisation du maillage du collecteur.

Sur les plans scientifique et industriel, de nombreuses perspectives font suite à ces travaux.

L'étude du comportement asymptotique des matériaux soulève de nombreuses questions vis-à-vis de la procédure de dimensionnement actuellement utilisée chez PSA Peugeot Citroën. En effet, cette démarche repose sur l'existence d'un cycle stabilisé qui est atteint par le calcul en une dizaine de cycles. L'étude du comportement des éprouvettes a montré qu'il était difficile de définir un cycle stabilisé, notamment pour la tôle qui présente un durcissement cyclique significatif. Ainsi la définition

du cycle stabilisé dépend de l'application visée, des conditions de chargement et du matériau. De plus, l'évaluation du critère est souvent effectuée dans des zones qui présentent une dérive en déformation significative. L'étude de l'évolution du rochet devrait être effectuée de manière systématique afin d'estimer son influence sur la durée de vie de la structure ainsi que sur le calcul du critère. L'étude menée sur la quantification du rochet pour des chargements anisothermes dans le cadre de la thèse fournit des premiers éléments pour mesurer l'influence du rochet et son impact sur la durée de vie de la structure.

L'étude du comportement des différents types d'éprouvette a permis de rendre compte de l'influence de la microstructure sur le comportement local de la zone soudée. En effet, l'utilisation d'un modèle volumique reproduisant fidèlement la géométrie du cordon de soudure ne permet pas d'obtenir les champs de déplacements observés expérimentalement dans la zone soudée lorsqu'une loi de comportement unique est utilisée pour la soudure et pour la tôle. Les modèles de comportement macroscopiques caractérisent le comportement de manière globale, sans faire le lien avec la microstructure. Il serait intéressant d'utiliser un modèle qui repose sur la description des phénomènes physiques, à partir de paramètres liés à la microstructure du matériau, pour caractériser son influence sur le comportement de la zone soudée. De plus, la corrélation d'image permet d'avoir accès à des informations locales sur le déplacement et les déformations du matériau qui peuvent compléter les mesures expérimentales classiques (extensomètre, cellule de charge) et permettre l'identification de modèles de comportement ou d'endommagement par méthode inverse.

Concernant l'application du critère de ruine au collecteur d'échappement, un chargement de flexion est essentiellement observé dans les zone critiques, ce qui introduit un gradient de contrainte significatif dans l'épaisseur de la tôle. Les différents critères ont été mis au point pour des chargements de traction principalement et l'effet du gradient mériterait d'être pris en compte pour obtenir une prédiction plus fiable de la durée de vie du collecteur d'échappement. De plus les sollicitations des soudures observées sur le collecteur d'échappement sont généralement multiaxiales avec deux directions de chargement privilégiées : l'axe du cordon et l'axe perpendiculaire au cordon de soudure dans le plan de la tôle. Les indicateurs d'endommagement sont applicables tels quels aux sollicitations multiaxiales mais il serait intéressant de réaliser des essais multiaxiaux sur des éprouvettes afin de vérifier la pertinence du critère vis-à-vis de ce type de chargement.

Enfin, la mise au point du modèle de soudure et du critère associé est réalisée à partir d'éprouvettes prélevées dans une tôle soudée bout à bout, loin des bords du cordon. Le critère est appliqué de manière identique pour l'ensemble des zones soudées du collecteur, on ne tient pas compte des imperfections de soudage ni des défauts qui peuvent apparaître lors de l'assemblage (défaut d'accostage, mauvaise pénétration du cordon...) et favoriser un amorçage de fissure prématuré. Une étude sur l'influence de ces défauts sur la durée de vie des pièces permettraient d'améliorer la prédiction de la durée de vie du collecteur d'échappement.

Bibliographie

[1] Abdel-Karim M. and Ohno N. Kinematic hardening model suitable for ratcheting with steady-state. Int J Plasticity 16 (2000), 225-240.

[2] Ambrico J.M. and Begley M.R. Plasticity in fretting contact. J Mech Phys Solids 48 (2000), 2391-2417.

[3] Ambrico J.M.and Begley M.R. The role of macroscopic plastic deformation in fretting fatigue life predictions. Int J Fatigue 23 (2001), 2 : 121-128.

[4] Amiable S., Chapuliot S., Constantinescu A. and Fissolo A. A comparison of lifetime prediction methods for a thermal fatigue experiment. Int J Fatigue 28 (2006), 7 : 692-706.

[5] Site internet www.arcelormittal.com.

[6] Armstrong, P.J. and Frederick, C.O. A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. CEGB Report No. RD/B/N 731, (1966).

[7] Ashby M.F. and Jones D.R.H Matériaux 1 : Propriétés applications et conceptions. Dunod (2008).

[8] Augustins L., Szmytka F. Récapitulatif des lois de comportement et des critères de durée de vie utilisés dans les calculs de dimensionnement à la fatigue thermomécanique pour les matériaux les plus fréquemment utilisés. Note interne PSA Peugeot Citroën (2008), STEO_MAST08_0115.

[9] Avalos M., Alvarez-Armas I., Armas A.F. Dynamic strain aging effects on low-cycle fatigue of AISI 430F. Mater Sci Eng A 513-514 (2009), 1-7.

[10] Begley M.R. and Hutchinson J.W. Plasticity in fretting of coated substrates. Engrg Fract Mech 62 (1999), 145-164.

[11] Besson J., Cailletaux G., Chaboche J.L. and Forest S. Mécanique non linéaire des matériaux. Hermes Science Europe (2001).

[12] Bucher L. Etude de l'endommagement en fatigue thermique des aciers inoxydables F17TNb et R20-12 pour application automobile. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines, Paris (2004).

[13] Bucher L., Santacreu P.O., Köster A. and Rémy L. Elasto-viscoplastic behaviour of the ferritic stainless steel AISI 441 - EN 1 4509 from room temperature to $850°C$. In Link, RE and Nikbin, KM, editor, Fatigue and Fracture Mechanics, ASTM STP 35 (2007), 168-73.

[14] Chaboche J.L. Lifetime predictions and cumulative damage under high-temperature conditions. Low-cycle fatigue and life prediction, ASTM STP 770, American Society for Testing and Materials (1982), 81-104.

[15] Chaboche J.L. Continuum damage mechanics I : General concepts & II : Damage growth, crack initiation and crack growth. J Appl Mech 55 (1988), 59-72.

[16] Chaboche J.L. and Lesne P.M. A nonlinear continuous fatigue damage model. Fatigue Fract Engrg Mater Struct 11 (1988), 1 : 1-17.

[17] Chaboche J.L. Modeling of ratchetting : evaluation of various approaches. Eur J Mech A/Solids 13 (1994), 4 : 501-518.

[18] Chaboche J.L. and Cailletaud G. Integration methods for complex plastic constitutive equations. Comput Methods Appl Mech Engrg 133 (1996), 125-155.

[19] Chaboche J.L. and Gallerneau F. An overview of the damage approach of durability modelling at elevated temperature. Fatigue Fract Eng Mater Struct 2001 ; 24 : 405-18.

[20] Chalant G. and Rémy L. The slip character and low cycle fatigue behaviour : the influence of F.C.C. twinning and strain-induced F.C.C.to H.C.P. martensitic transformation. Acta Metall (1980), 28 : 75-88.

[21] Charkaluk E. Dimensionnement des structures à la fatigue thermomécanique. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique (1999).

[22] Charkaluk E. and Constantinescu A. An energetic approach in thermomechanical fatigue for silicon molybdenum cast iron. Mater High Temp 17 (2000), 3 : 1199-1206.

[23] Charkaluk E., Bignonnet A., Constantinescu A. and Dang Van K. Fatigue design of structures under thermomechanical loadings. Fatigue Fract Engng Mater Struct 25 (2002), 1199-1206.

[24] Coffin L.F.A study of the effects of cyclic thermal stresses in a ductile metal. Trans ASME (1954), 76 : 931.

[25] Coffin L.F. Fatigue at high temperature. Fatigue at elevated temperatures, ASTM STP 520, American Society for Testing and Materials (1973), 5-34.

[26] Cojocaru D. and Karlsson A.M. A simple numerical method of cycle jumps for cyclically loaded structures. Int J Fatigue 28 (2006), 12 : 1677-1689.

[27] Constantinescu A., Dang Van K. and Maitournam M.H. A unified approach for high and low cycle fatigue based on shakedown concepts. Fatigue Fract Engng Mater Struct 26 (2003), 6 : 561-568.

[28] Constantinescu A., Charkaluk E., Lederer G. and Verger. L. A computational approach to thermomechanical fatigue. Int J Fatigue 26 (2004), 8 : 805-818.

[29] Dang Van K. Macro-micro approaches in high cycle multi-axial fatigue. In : McDowell DL, Ellis R, editors, Advances in multiaxial fatigue, Philadelphia, PA : American Society for Testing and Materials (1993), 120-30.

[30] Ellyin F., Golos K. and Xia Z. In-phase and out-of-phase multiaxial fatigue. Trans ASME. J Eng Mater Technol (1991), 113 : 112-8

[31] Faivre L., Santacreu P.O. and Leseux J. Thermal fatigue resistance of welded joints in stainless steel high temperature exhaust applications. Tecnol. Metal. Mater. Miner (2011), 8(1) : 24-30.

[32] Faria R. Effet du titane et du niobium sur le comportement en fatigue dŠaciers inoxydables ferritiques pour le système dŠéchappement des véhicules automobiles. Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines et Universidad Federal de Ouro Preto (2006).

[33] Fatemi A and Socie D.F. A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading. Fatigue Fract Eng Mater Struct (1988), 11(3) : 149-65.

[34] Fayard J.L. Dimensionnement à la fatigue polycyclique de structures soudées. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique (1996).

[35] Feltner C.E. and Morrow J. An energy criterion for low-cycle fatigue. ASME Journal of Basic Engineering (1961), 83(1) : 15-22.

[36] François D., Pineau A. and Zaoui A. Comportement mécanique des matériaux. volume II (1994), Hermès.

[37] Garud Y.S. A new approach to the evaluation of fatigue under multiaxial loadings. Trans ASME, J Eng Mater Technol, (1981), 103 : 118-25.

[38] Germain P., Nguyen Q.S. and Suquet P. Continuum thermodynamics. Journal of Applied Mechanics 50 (1983), 4 : 1010-1020.

[39] Gopinath K., Gogia A.K., Kamat S.V., Balamuralikrishnan R. and Ramamurty U. Low cycle fatigue behaviour of a low interstitial Ni-base superalloy, Acta Mater (2009), 57 : 3450-9.

[40] Halford G.R. The energy required for fatigue. J Mater (1966), 1(1) : 3-18.

[41] Halford G.R., Hirschberg M.H. and Manson S.S Temperature effects on the strain range partitionning approach for creep fatigue analysis. Fatigue at elevated temperatures, ASTM STP 520, American Society for Testing and Materials (1973), 658-669.

[42] Halphen B. and Nguyen Q.S.. Sur les matériaux standards généralisés. Journal de Mécanique 14 (1975), 1 : 39-63.

[43] Hong H.U., Kim I.S., Choi B.G., Jeong H.W. and Jo C.Y. Effects of temperature and strain range on fatigue cracking behavior in Hastelloy X. Mater Letters (2008), 62 : 4351-3.

[44] Jabbado M. and Maitournam M.H. A high-cycle fatigue life model for variable amplitude multiaxial loading. Fatigue Fract Eng Mater Struct 31 (2008), 67-75.

[45] Jahed H., Varvani-Farahani A., Noban M. and Khalaji I. An energy-based fatigue life assessment model for vairous metallic materials under proportional and non proportional loading conditions. Int J Fatigue 29 (2007), 647-55

[46] Jaske C.E. Thermal-mechanical, low-cycle fatigue of AISI 1010 steel. Therm Fatigue Mater Compon, ASTM STP 612 (1976), 170-98.

[47] Johnson K.L. The application of shakedown principles in rolling and sliding contact. Eur J Mech A/Solids 11 (1992), 155-72, Special issue.

[48] Kang G. Ratchetting : Recent progresses in phenomenon observation, constitutive modeling and application. Int J Fatigue 30 (2008), 1448-72.

[49] Kang G., Liu Y. and Ding J. Multiaxial ratchetting-fatigue interactions of annealed and tempered 42CrMo steels : Experimental observations. Int J Fatigue 30 (2008), 12 : 2104-2118.

[50] Kapoor A. and Johnson K.L. Plastic ratchetting as a mechanism of erosive wear. Wear 186-7 (1995), 8th International Conference on Erosion by Liquid and Solid Impact, 1 : 86-91.

[51] Kapoor A., Johnson K.L. and Williams J.A. A model of a mild ratchetting wear of metals. Wear 200 (1996), 38-44.

[52] Köster A., Fleury E., Vasseur E. and Rémy L. Thermal-mechanical fatigue testing. Automation in fatigue and fracture : testing and analysis, ASTM STP 1231 (1994), 563-80.

[53] Köster A. Fatigue thermique d'un alliage pour aubes de turbopompe astronautique : le superwaspaloy, Thèse de doctorat, Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris (1997).

[54] Kwofie S. and Chandler H.D. Low cycle fatigue under tensile mean stresses where life extension occurs. Int J Fatigue (2001), 23 : 341-5.

[55] Lemaitre J. and Chaboche J.L. Mechanics of solid materials. Cambridge Univeristy Press, Cambridge (1990).

[56] Lesne P.M. and Savalle S. An efficient cycles jump technique for viscoplastic structure calculations involving large number of cycles. ONERA, TP no. 1989-138 (1989).

[57] Lesne P.M. and Savalle S. An efficient cycles jump technique for viscoplastic structure calculations involving large numbers of cycles. 2nd Int. Conf. on Computational Plasticity, Barcelona (1989), 591-602.

[58] Liu Y., Kang G. and Gao Q. Stress-based fatigue failure models for uniaxial ratchetting-fatigue interaction. Int J Fatigue 30 (2008), 6 : 1065-1073.

[59] Lu G.Y., Behling M.B. and Halford G.R. Bithermal low-cycle fatigue evaluation of automotive exhaust system alloy SS409. Fatigue Fract Engng Mater Struct 23 (2000), 787-94.

[60] Maitournam M.H., Pommier B. and Thomas J.J. Determination of the asymptotic response of a structure under cyclic thermomechanical loading. Comptes Rendus Mecanique 330 (2002), 10 : 703-708.

[61] Maitournam M.H., Krebs C. and Galtier A. A multiscale fatigue life model for complex cyclic multiaxial loading. Int J Fatigue 33 (2011), 2 : 232-240.

[62] Mandel J., Zarka J. and Halphen B. Adaptation d'une structure élastoplastique à écrouissage cinématique, Mechanics Research Communications 4 (1977), 309-14.

[63] Manonukul A and Dunne FPE. High and low-cycle fatigue crack initiation using polycrystal plasticity. Proc Roy Soc London Ser A - Math Phys Eng Sci 460 (2004), 2047 : 1881-903.

[64] Manson S. S. Fatigue : a complex subject - some simple approximations, Experimental Mechanics 1965.

[65] Maurel V., Rémy L., Dahmen F. and Haddar N. An engineering model for low cycle fatigue life based on a partition of energy and micro-crack growth. Int J Fatigue 31 (2009), 952-61.

[66] McDowell D.L. Simulation-based strategies for microstructure-sensitive fatigue modeling. Mater Sci Eng 468-70 (2007), 4-14.

[67] McDowell D.L. and Dunne F.P.E. Microstructure-sensitive computational modeling of fatigue crack formation, Int J Fatigue 32 (2010), 9 : 1521-1542.

[68] Murakami Y. Stress intensity factors handbook. Volumes 1 and 2, Pergamon Press (1987).

[69] Nguyen-Tajan T.M.L., Pommier B., Maitournam H., Houari M., Verger L., Du Z.Z. and Snyman M. Determination of the stabilized response of a structure undergoing cyclic thermal-mechanical loads by a direct cyclic method. ABAQUS Users' Conference Proceedings (2003).

[70] Nguyen Q.S. On shakedown analysis in hardening plasticity. J Mech Phys Solids 51 (2003), 101-25.

[71] Norme AFNOR A 03-403. Produits métalliques, Pratique des essais de fatigue oligocycliques (1990).

[72] Obrtlik K., Petrenec M., Man J., Polak J. and Hrbacek K. Isothermal fatigue behavior of cast superalloy Inconel 792-5A at 23 and 900°C. J Mater Sci (2009), 44 : 3305-14.

[73] Ohno N. Constitutive modeling of cyclic plasticity with emphasis on ratchetting. Int J Mech Sciences 40 (1998), 251-61.

[74] Ostergren W.J. A damage function and associated failure equations for predicting hold time and frequency effects in elevated temperature, low-cycle fatigue. J Test Eval (1976), 4 : 327-39.

[75] Papadopoulos I.V., Davoli P., Gorla C., Filippini M. and Bernasconi A. A comparative study of multiaxial high-cycle fatigue criteria for metals. Int J Fatigue 19 (1997), 3 : 219-35.

[76] Peigney M. and Claude Stolz C. An optimal control approach to the analysis of inelastic structures under cyclic loading. J Mech Phys Solids 51 (2003), 4 : 575-605.

[77] Poirier, J.P. Plasticité à haute température des solides cristallins (1976), Editions Eyrolles.

[78] Proult B. Caractérisation en fatigue oligocyclique du F17TNb (1.4509) à 20°C, 300°C, 650°C, 850°C. Note technique Ugine (2001), 1-14.

[79] Pycko S. and Mroz Z. Alternative approach to shakedown as a solution of min-max problem. Acta Mech 93 (1992), 205-22.

[80] Rémy L., Köster A., Chataigner E. and Bickard A. Thermal-mechanical fatigue and the modelling of materials behaviour under thermal transients, ASTM STP 1371, 2000, 223-38.

[81] Rémy L., Alam A., Haddar N., Köster A. and Marchal N. Growth of small cracks and prediction of lifetime in high-temperature alloys, Mater Sci Eng A (2007), 468-470 : 40-50.

[82] Renaudot N., Santacreu P.O., Ragot J., Moiron J.L. and Cozar R. 430 LNb - A new ferritic wire for automotive exhaust applications. SAE (2000).

[83] Reuchet J. and Rémy L. Fatigue oxidation interaction in a superalloy - application to life prediction in high temperature low cycle fatigue, Metall Trans A (1983), 14 : 141-9.

[84] Rezai-Aria F. and Rémy L. An oxidation fatigue interaction damage model for thermal fatigue crack growth, Engng Fract Mech (1989), 34(2) : 283-94.

[85] Rider R.J., Harey S.J. and Chandler H.D. Fatigue and ratcheting interactions. Int J Fatigue (1995), 17 : 507-11.

[86] Santacreu P.O., Bucher L., Köster A. and Rémy L. Thermomechanical fatigue of stainless steels for automotive exhaust systems, Revue de métallurgie, CIT (2006), 103 : 37-42.

[87] Skelton R.P. Energy criterion for high temperature low cycle fatigue, Mat Sci Technol (1991), 7 : 427-39.

[88] Skelton R.P. and Loveday M.S. A re-interpretation of the BCR/VAMAS low cycle fatigue intercomparison programme using an energy criterion. Mater High Temp 14 (1997), 1 : 53-68.

[89] Skelton R.P., Vilhelmsen T. and Webster G.A. Energy criteria and cumulative damage during fatigue crack growth. Int J Fatigue 20 (1998) 9 : 641-9.

[90] Smith K.N., Watson P. and Topper T.H. A stress-strain function for the fatigue of metals, J Mater (1970) 4 : 767-78.

[91] Smith R.W., Hirschberg M.H. and Manson S.S. NASA Technical Note D-1574, National Aeronautics and Space Administration (1963).

[92] Socie D.F. Multiaxial fatigue damage models. J Eng Mater Technol (1987), 109 : 293-8.

[93] Solomon H.D. and Coffin L.F. Effects of frequency and environment on fatigue crack growth in A286 at 1100 F, Fatigue at elevated temperatures, ASTM STP 520, American Society for Testing and Materials (1973), 112-22.

[94] Szmytka F. Nouveaux modèles de comportement élasto-viscoplastique pour des matériaux métalliques : Application au dimensionnement de structures automobiles en fonte. Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique (2007).

[95] Szmytka F., Rémy L., Maitournam H., Köster A. and Bourgeois M. New Flow Rules In Elasto-Viscoplastic Constitutive Models For Spheroidal Graphite Cast-iron. Int J Plasticity 26 (2010), 6 : 905-24.

[96] Tabibian S., Charkaluk E., Constantinescu A., Oudin A. and Szmytka F. Behavior, damage and fatigue life assessment of lost foam casting aluminum alloys under thermo-mechanical fatigue conditions. Procedia Engineering 2 (2010), 1145Ű54

[97] Taira S., Ohtani R. and Komatsu T. Application of J-integral to high temperature crack propagation Part II - Fatigue crack propagation, J Eng Mater Technol, Trans ASME (1979), 101 : 162-7.

[98] Tjong S.C. and Zhu S.M. Creep and Low-Cycle Fatigue Behavior of Ferritic Fe-24Cr-4Al Alloy in the Dynamic Strain Aging Regime : Effect ofAluminum Addition. Metall Mater Trans 28A (1997), 1347-55.

[99] Tomkins B.Fatigue crack propagation - an analysis. Phil Mag (1968), 18(155) : 1041-66.

[100] Verger L. Sur la fatigue thermomécanique d'un alliage d'aluminium, Thèse de doctorat, Ecole Polytechnique (2002).

[101] von Mises R. Mechanil der festen körper im plasticisch deformablen zustand, Gött Nach. Math.-phys. Kl (1913), 582-92.

[102] Wareing J. and Vaughan H.G. The relationship between striation spacing, macroscopic crack growth rate, and the low-cycle fatigue life of a Type 316 stainless steel at $625°C$. Met Sci (1977), 11 : 439-46.

[103] Williams J.A. The influence of repeated loading, residual stresses and shakedown on the behaviour of tribological contacts. Tribology International 38 (2005), 9 : 786-797.

[104] Xia Z., Kujawski D. and Ellyin F. Effect of mean stress and ratcheting strain on fatigue life of steel. Int J Fatigue (1996), 18 : 335-41.

Annexe A

Choix de la géométrie des éprouvettes

A.1 Utilisation des normes

Au cours d'un essai de durée de vie classique réalisé sur un collecteur d'échappement, le matériau peut présenter des phases de traction et de compression. Ainsi, les essais de caractérisation et de durée de vie à effectuer sur la tôle devront couvrir ces deux domaines de sollicitation. Généralement, les essais de fatigue isotherme ou anisothermes sont réalisés sur des éprouvettes cylindriques ou tubulaires [52, 13], la zone utile de l'éprouvette représente alors un élément de volume représentatif du matériau. Le matériau de l'étude est une tôle en acier ferritique F17TNb de 2 mm d'épaisseur. Pour des matériaux sous forme de tôle de faible épaisseur, la norme AFNOR [71] recommande d'utiliser des raidisseurs à température ambiante, pour enrayer le flambement de la tôle au cours des phases de compression. Cependant, à haute température, l'utilisation des raidisseurs entraîne un frottement important sur l'éprouvette, difficilement quantifiable. Après avoir considéré les contraintes expérimentales (mise en place de l'extensomètre, lignes d'amarrage disponibles...) et les recommandations des normes, pour une épaisseur de tôle de 2 mm, nous choisissons une largeur de 10 mm et une longueur utile de 12 mm. La géométrie de l'éprouvette est présentée sur la Figure A.1.

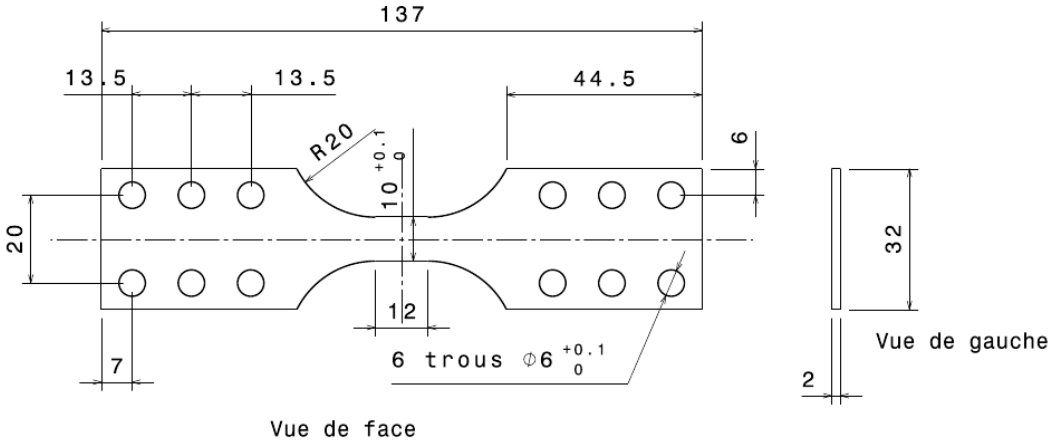


FIGURE A.1 – Plan de l'éprouvette utilisée pour les essais de caractérisation

Une étude numérique a ensuite été effectuée pour déterminer les conditions de chargement permet-

tant de limiter le flambement de l'éprouvette tout en couvrant les domaines de traction et compression.

A.2 Conditions de chargement déterminées par calcul

Des simulations Abaqus ont été réalisées pour déterminer les conditions de chargement permettant d'éviter le flambement de l'éprouvette. La loi de comportement utilisée est une loi élasto-visco-plastique à écrouissage cinématique et avec un écoulement visqueux de type Poirier. Les principales équations du modèle sont présentées dans le Tableau 2.3 et les paramètres de la loi ont été identifiés à partir d'une base expérimentale fournie par Aperam. Cette base est composée d'essais de caractérisation isothermes réalisés sur de l'acier F18TNb en sortie de train à bande, sous forme d'éprouvette cylindrique, à différentes températures ($300°C$, $650°C$, $850°C$).

L'éprouvette en tôle est maillée à l'aide d'éléments quadratiques de 1 mm de côté dans la zone utile. Les extrémités de l'éprouvette sont maillées jusqu'au mord à l'aide d'éléments tétraèdriques de 1 mm de côté. Une première extrémité est encastrée tandis que la seconde subit un déplacement cyclique U_1, de période $T_c = 10$ s. Le signal est de forme triangulaire et varie entre $U_1 = 0$ et $U_1 = U_{max} > 0$. La liaison entre les deux maillage est réalisée à l'aide d'un contact « tied »qui n'autorise aucun déplacement entre les deux surfaces en contact. Le maillage de l'éprouvette et les conditions de chargement sont présentées sur la Figure A.2.

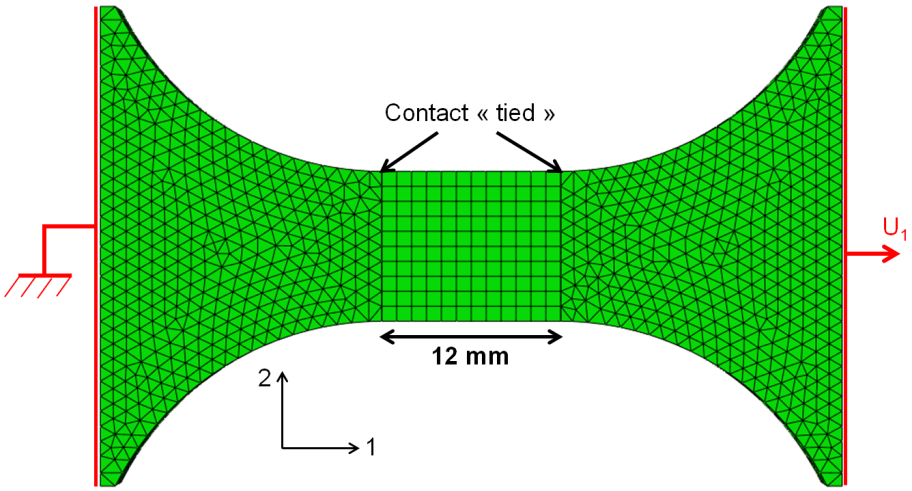


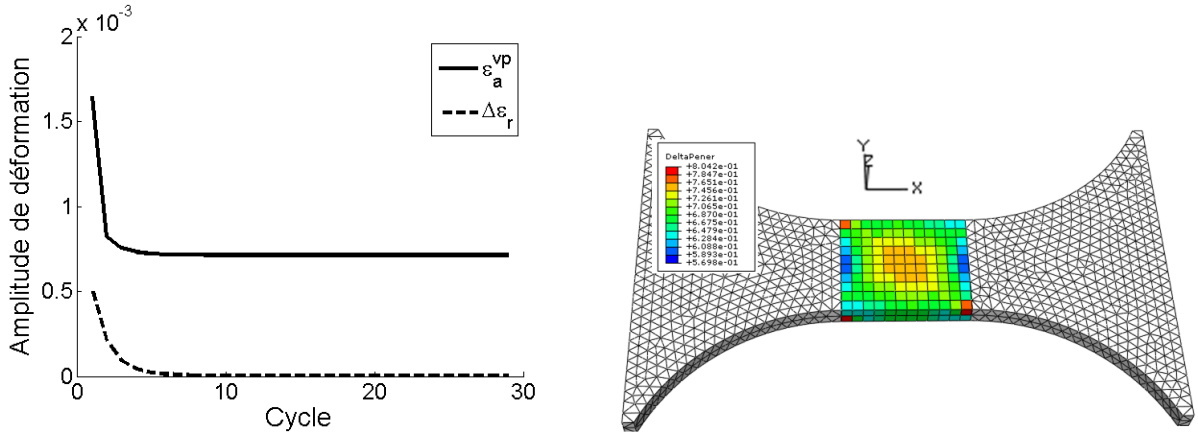
FIGURE A.2 – Maillage et conditions de chargement de l'éprouvette en tôle

Trente cycles de chargement sont appliqués avec $U_{max} = 0.16$ mm. La déformation nominale, mesurée aux bornes de l'extensomètre se stabilise à partir du 7ème cycle entre les valeurs $\varepsilon_{min} = 0.19\%$ et $\varepsilon_{max} = 0.66\%$, ce qui correspond à une amplitude de déformation imposée $\Delta\varepsilon = 0.47\%$. Une estimation du comportement asymptotique de l'éprouvette peut être menée à l'aide des outils développés dans la section 2.2.

La durée de vie souhaitée pour l'éprouvette est de l'ordre de 2500 cycles. Ce nombre de cycles représente la cible visée pour l'application industrielle comme l'explique la section 2.2.4. L'énergie dissipée par cycle correspondant à une durée de vie de 2500 cycles, $W^c_{d\ 2500}$, est obtenue à partir de données expérimentales [12] et est de l'ordre de 0.23 $mJ.mm^{-3}$. La déformation à rupture à la

température ambiante est $\varepsilon_{ult} = 35\%$. Les seuils $W^c_{d\ limit}$ pour l'accommodation et ε_{limit} pour le rochet, sont pris respectivement égaux à 0.1 $W^c_{d\ 2500}$ et $\frac{0.1}{2500}\varepsilon_{ult}$.

Le nombre d'éléments à caractériser étant élevé, nous choisissons la procédure simplifiée (équation (2.10)) pour estimer l'amplitude plastique cyclique en limitant les temps de calcul. Une comparaison avec la méthode exacte est effectuée sur un élément critique de la structure, l'écart est de 0.07%.



(a) Amplitude plastique cyclique ε_a^{vp} et taux de rochet $\Delta\varepsilon_r$ en fonction du nombre de cycles

(b) Energie dissipée au cours du dernier cycle

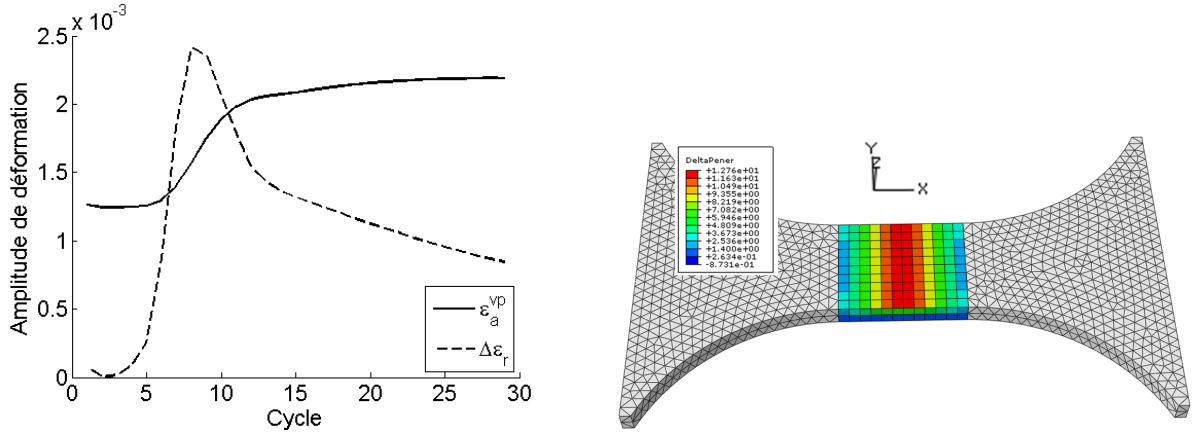
FIGURE A.3 – Comportement asymptotique de l'éprouvette - $U_{max} = 0.16\ mm$

La Figure A.3a montre l'allure du taux de rochet de cet élément, qui est représentatif du comportement des autres éléments de la zone utile de l'éprouvette. Le taux de rochet décroît de manière significative au cours des premiers cycles et passe sous le seuil ε_{limit} au 7ème cycle. De manière similaire, l'amplitude cyclique plastique décroît au cours des premiers cycles puis se stabilise à une valeur relativement élevée. La Figure A.3b présente l'énergie dissipée dans la zone utile au cours du dernier cycle, elle est supérieure au seuil $W^c_{d\ limit}$ dans tous les éléments. Cela signifie que l'éprouvette a atteint un état stabilisé après 30 cycles de chargement, il s'agit ici d'un régime accommodé.

La même étude est réalisée pour un niveau de chargement plus élevé ($U_{max} = 0.25\ mm$) et est présentée sur la Figure A.4. Dans le domaine où le comportement de l'éprouvette est stable, ce chargement correspond à une déformation nominale comprise entre $\varepsilon_{min} = 1.17\%$ et $\varepsilon_{max} = 0.34\%$, soit une amplitude de déformation égale à $\Delta\varepsilon = 0.83\%$.

Les premiers cycles présentent des niveaux de déformation cyclique et de rochet comparables à ceux observés précédemment. Cependant, à partir du 5ème cycle, l'amplitude cyclique plastique ainsi que le rochet par cycle augmentent de manière significative. De plus, la déformation de rochet ainsi que l'énergie dissipée au cours du dernier cycle dépassent leurs seuils respectifs. Ce chargement conduit à un état instable qui correspond au flambement de l'éprouvette, comme le montre l'évolution du déplacement selon l'axe 3 du centre de l'éprouvette sur la Figure A.5.

Ces calculs montrent que les essais de caractérisation et de durée de vie ne peuvent couvrir qu'un domaine de déformation limité. Par le calcul, le flambement apparaît sur une éprouvette en tôle, pour une amplitude de déformation $\Delta\varepsilon = 0.7\%$. Expérimentalement, le flambement de l'éprouvette est observé au cours du cycle 1030, sur un essai de durée de vie réalisé à $300°C$, pour un niveau de déformation $\Delta\varepsilon = 0.6\%$.



(a) Amplitude plastique cyclique ε_a^{vp} et taux de rochet $\Delta\varepsilon_r$ en fonction du nombre de cycles

(b) Energie dissipée au cours du dernier cycle

FIGURE A.4 – Comportement asymptotique de l'éprouvette - $U_{max} = 0.25\ mm$

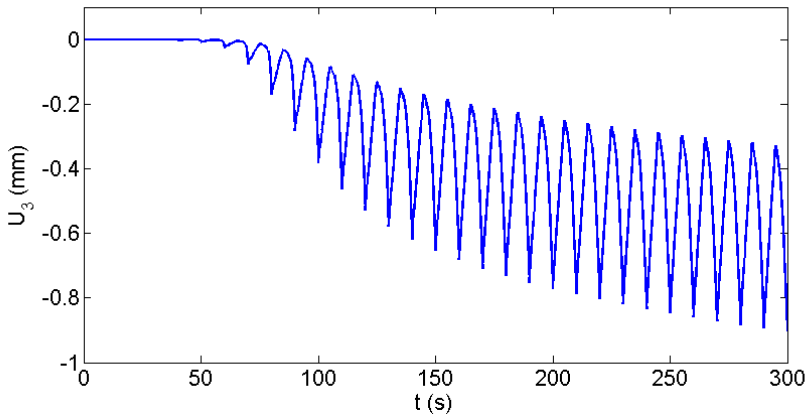


FIGURE A.5 – Déplacement du centre de l'éprouvette selon la direction perpendiculaire à la tôle

A.3 Essais de caractérisation réalisés à différentes températures

Des essais de caractérisation isothermes ont été réalisés sur des éprouvettes en tôle à différentes températures : $25°C$, $300°C$, $600°C$ et $750°C$. Il s'agit d'essais de traction-compression avec peu d'énergie dissipée par cycle. Ces essais, pilotés en déformation, sont réalisés à vitesse de déformation constante $10^{-4}s^{-1}$. Ils se déroulent de la manière suivante (voir Figure A.6) :

- Un premier chargement en traction est appliqué jusqu'au niveau ϵ_1.
- 15 boucles sont ensuite réalisées entre ce niveau de déformation et le niveau $\epsilon_1 - \Delta\epsilon$. $\Delta\epsilon$ est suffisamment faible pour limiter les risques de flambement mais permet néanmoins d'observer l'écrouissage du matériau. Au cours du 15ème cycle, le comportement du matériau semble stabilisé.
- Un nouveau niveau de déformation $\epsilon_2 > \epsilon_1$ est ensuite atteint.
- 15 boucles sont alors effectuées entre ϵ_2 et $\epsilon_2 - \Delta\epsilon$.
- Différents niveaux de déformation sont ainsi successivement atteints jusqu'au niveau de déformation maximal $\epsilon_{max} = 1,55\%$.

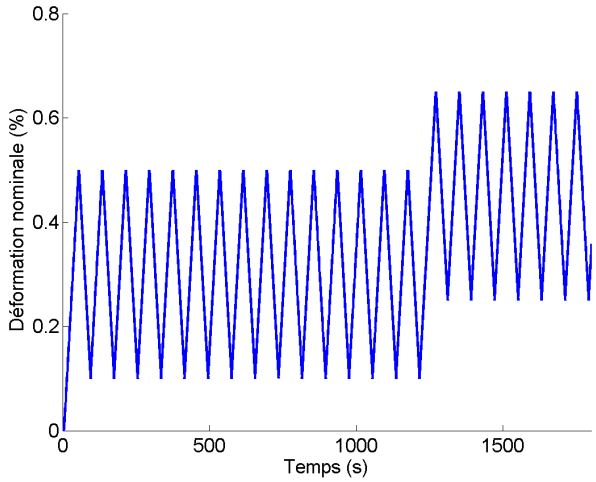
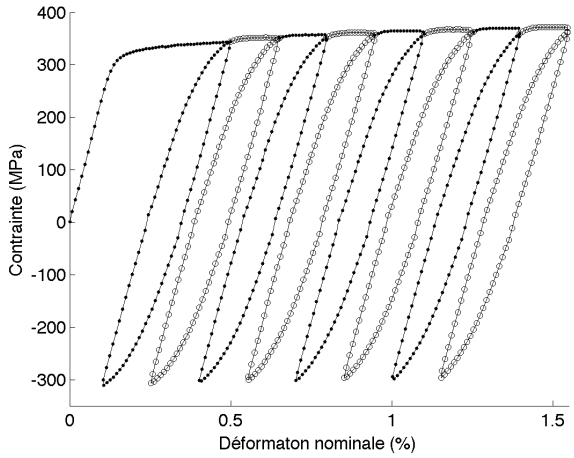


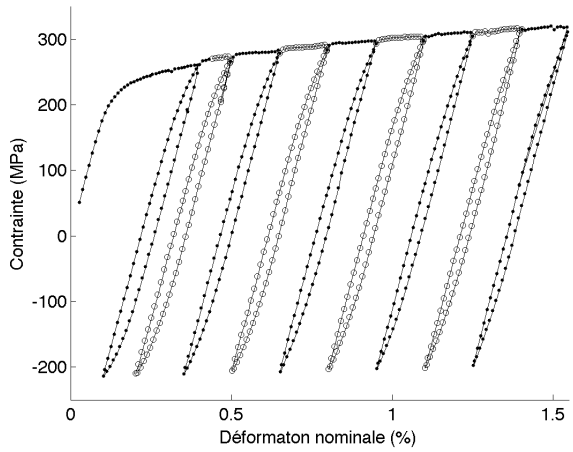
FIGURE A.6 – Essai de caractérisation réalisé sur tôle

La Figure A.7 présente la montée en charge et la boucle stabilisée (après 15 cycles de chargement) pour chaque niveau de déformation atteint au cours de ces essais de caractérisation.

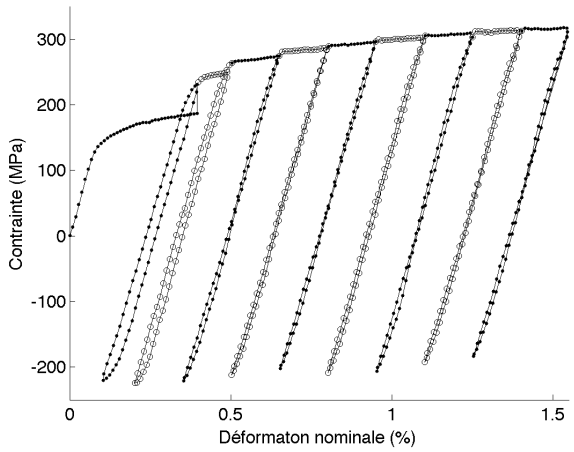
A $20°C$ et à $750°C$, le matériau semble présenter très peu d'écrouissage isotrope. En effet, après la première montée en charge, la taille du domaine d'élasticité reste identique quel que soit le niveau de déformation atteint. En revanche, à $300°C$ et à $600°C$, la composante isotrope de l'écrouissage n'est plus négligeable. A $600°C$ en particulier, à partir du troisième niveau de chargement, le comportement de la tôle est purement élastique : le chargement appliqué ne permet plus de franchir le domaine d'élasticité.



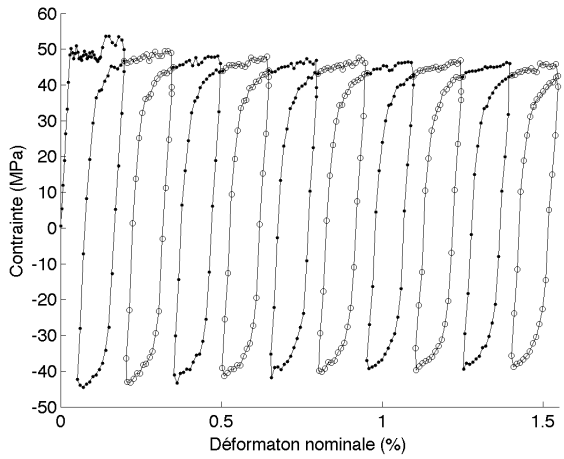
(a) à $20°C$



(b) à $300°C$



(c) à $600°C$

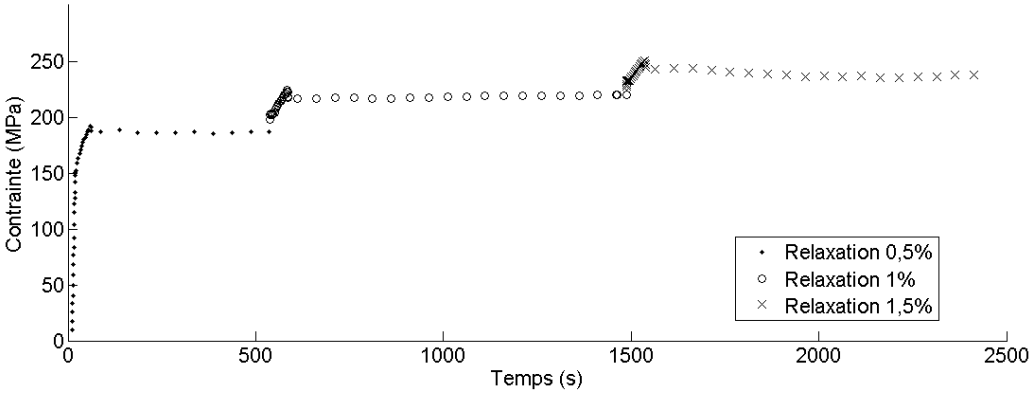


(d) à $750°C$

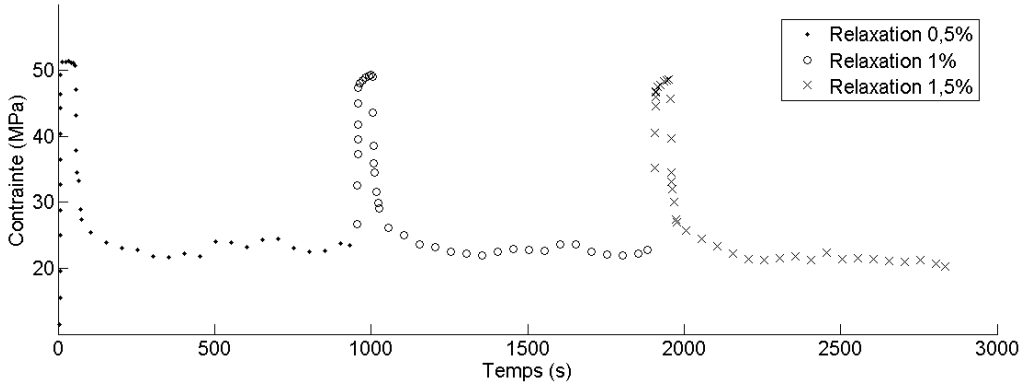
FIGURE A.7 – Essais de traction-compression réalisés sur tôle

A.4 Essais de traction relaxqtion réalisés à différentes températures

Des essais de traction-relaxation ont été effectués à 600°C et à 750°C afin d'observer l'effet de la viscosité. Les résultats sont présentés sur la Figure A.8.



(a) à 600°C



(b) à 750°C

FIGURE A.8 – Essais de traction-relaxation réalisés sur tôle

A 600°C, la relaxation de la tôle est faible : la chute de charge mesurée est de l'ordre de 3 à 4% de la contrainte maximale. A 750°C le comportement de l'acier est beaucoup plus visqueux avec une relaxation de contrainte de l'ordre de 50% de la contrainte maximale.

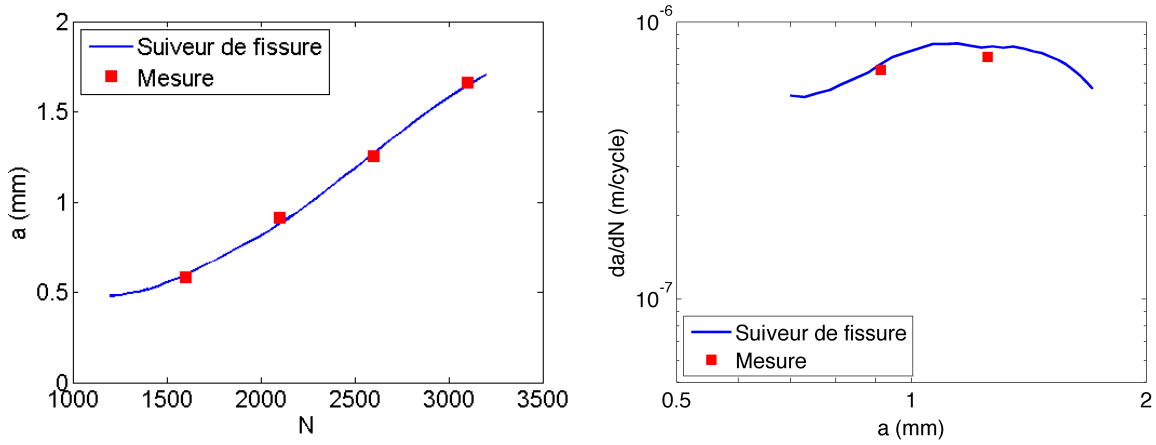
A.5 Conclusion

Actuellement, la loi de comportement utilisée a été identifiée à partir d'essais réalisés sur des éprouvettes cylindriques prélevées dans l'acier ferritique F17TNB, en sortie de train à bandes. Après laminage, la microstructure de la tôle est différente de celle du matériau en sortie de train à bandes, en particulier les grains de la tôle sont 2 à 3 fois plus petits. Ainsi, ces essais de caractérisation permettront de vérifier que la tôle présente un comportement comparable à celui de l'acier en sortie de train à bandes et d'identifier de nouveau certains paramètres de la loi de comportement si nécessaire.

Annexe B

Fissuration de l'éprouvette soudée - Chargement $\Delta\varepsilon = 0.5\%$

Cette annexe présente les résultats de propagation de fissure obtenus pour l'éprouvette soudée soumise au niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.5\%$. Seules 4 photos ont permis de mesurer la longueur de fissure. La différence de potentiel relevée par le suiveur de fissure a donc été recalée à partir de ces 4 mesures. La longueur de fissure est mesurée dans la direction perpendiculaire au bord de l'éprouvette.



(a) a - N

(b) $\frac{da}{dN}$ - a

FIGURE B.1 – Propagation de fissure dans l'éprouvette soudée soumise au chargement $\Delta\varepsilon = 0.5\%$

L'évolution de la longueur de fissure en fonction du nombre de cycle et l'évolution de la vitesse de propagation en fonction de la longueur de fissure sont présentées sur la Figure B.1. La vitesse de propagation semble stable au cours de l'essai : elle augmente de 5.3 10^{-7} $m/cycle$ à 8.3 $10^{-7} m/cycle$ pour une longueur de fissure variant de 0.7 mm à 1.1 mm, puis elle décroît jusqu'à une valeur de 5.7 $10^{-7} m/cycle$ pour une longueur de fissure de 1.7 mm. Le faciès de rupture de l'éprouvette est observé au microscope optique KEYENCE sur la Figure B.2. Cette éprouvette présente un faciès similaire à celui de l'éprouvette soudée soumise au niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4\%$. Dans une première zone, oxydée, la fissure se propage par fatigue, de manière intergranulaire et intragranulaire. La seconde zone très peu oxydée constitue la fin de la propagation de fissure avec de grandes "marches"

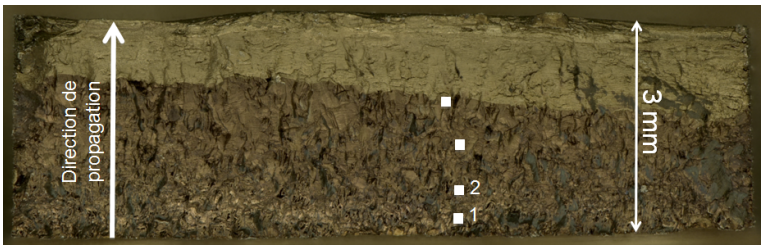
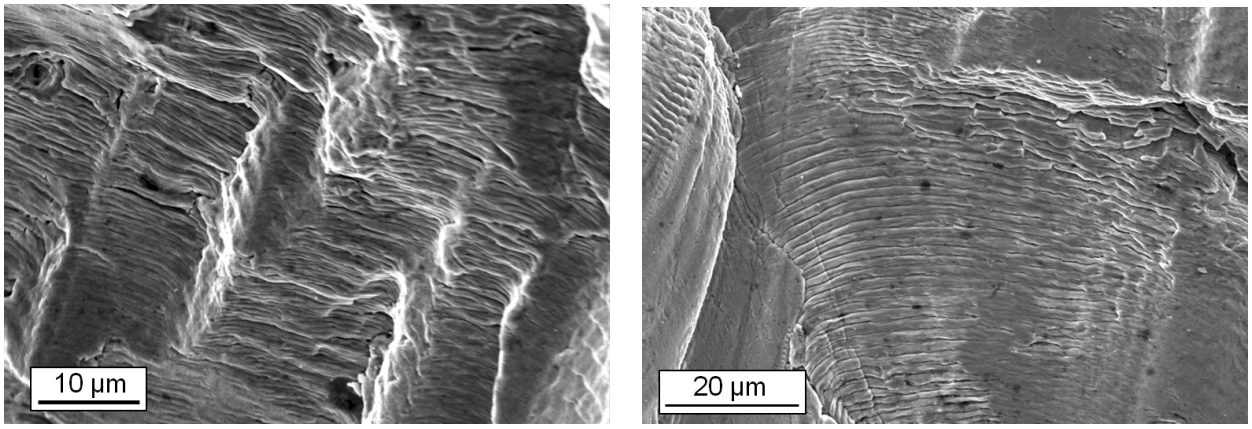


FIGURE B.2 – Faciès de rupture de l'éprouvette soudée soumise à $\Delta\varepsilon = 0.5\%$ observé grâce au microscope optique KEYENCE

visibles à l'oeil nu et une rupture ductile finale attestée par la présence de cupule sur le bord du faciès de rupture. Des stries de fatigue (Figure B.3) sont observées en différentes zones indiquées sur le faciès de rupture de la Figure B.2.



(a) Zone 1 (b) Zone 2

FIGURE B.3 – Zones de stries observées sur le faciès de rupture de l'éprouvette soudée - $\Delta\varepsilon = 0.5\%$

L'espace inter-stries de la zone 1 est en moyenne de 0.5 μm, cette zone correspond à une profondeur de fissure de 0.32 mm. L'espace inter-stries de la zone 2 est en moyenne de 1.5 μm, cette zone étant située à 0.68 mm du bord du faciès de rupture. La zone 1 confirme la valeur de vitesse de propagation obtenue pour les fissure de faible profondeur. Cependant, la zone 2 montre que la vitesse de propagation augmente davantage que ce qui est observé à partir du recalage du suiveur de fissure. Cette mauvaise estimation peut s'expliquer par le nombre limité de clichés permettant de mesurer la longueur de la fissure sur la tranche. En se rapprochant de la zone de rupture ductile finale à partir de la zone 2, l'espace inter-stries est mesuré à 1.8 μm puis à 1.2 μm. Ainsi, la vitesse de propagation augmente jusqu'à une valeur supérieure à 1.8 10^{-6} $m/cycle$ puis diminue peu avant la rupture finale. Ce phénomène est également observé sur les éprouvettes en tôle soudée et en tôle soudée arasée soumises au niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4\%$

L'allure des cycles contraintes nominale - déformation nominale est présentée sur la Figure B.4. La contrainte nominale est la charge divisée par la section minimale définie à la section 3.3.2. On observe l'existence d'un phénomène d'ouverture-fermeture de fissure ainsi qu'une diminution de l'énergie dissipée au cours des cycles, comme sur les essais de durée de vie effectués avec le niveau de chargement

$\Delta\varepsilon = 0.4\%$. A la fin de l'essai, l'énergie dissipée est faible et la fissure se propage plus lentement, comme le montre l'évolution de l'espace inter-stries.

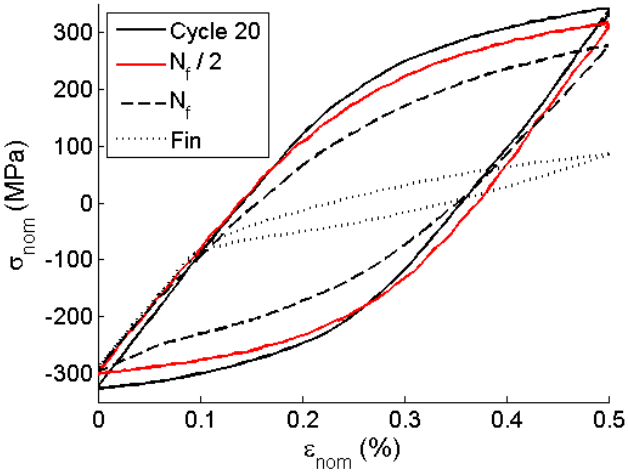


FIGURE B.4 – Evolution de l'allure des cycles de l'éprouvette soudée soumise au chargement $\Delta\varepsilon = 0.5\%$

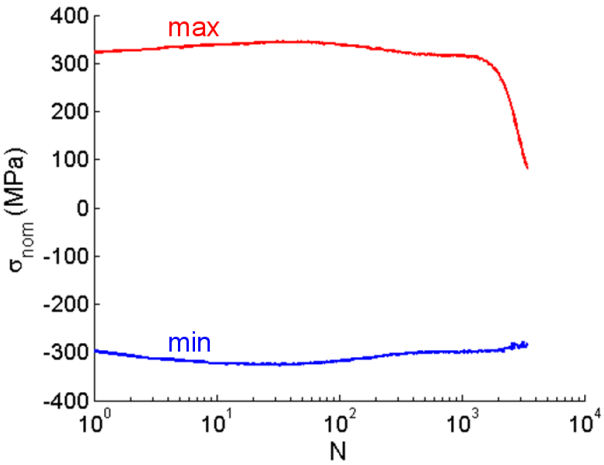


FIGURE B.5 – Evolution de la contrainte pour l'éprouvette soudée soumise au chargement $\Delta\varepsilon = 0.5\%$

La figure B.5 présente l'évolution des contraintes maximales et minimales au cours des cycles pour l'éprouvette en tôle soudée soumise au niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.5\%$. Au cours de l'essai, la fissure est observée pour la première fois au cycle 1600, elle mesure alors 0.58 mm. Pour $N = N_f$, la fissure mesure près de 0.9 mm. Nous retrouvons la taille critique de 1 mm observée sur l'éprouvette en tôle soudée soumise au niveau de chargement $\Delta\varepsilon = 0.4\%$.

Annexe C

Observations réalisées sur les éprouvettes plates

C.1 Eprouvettes en tôle soudée

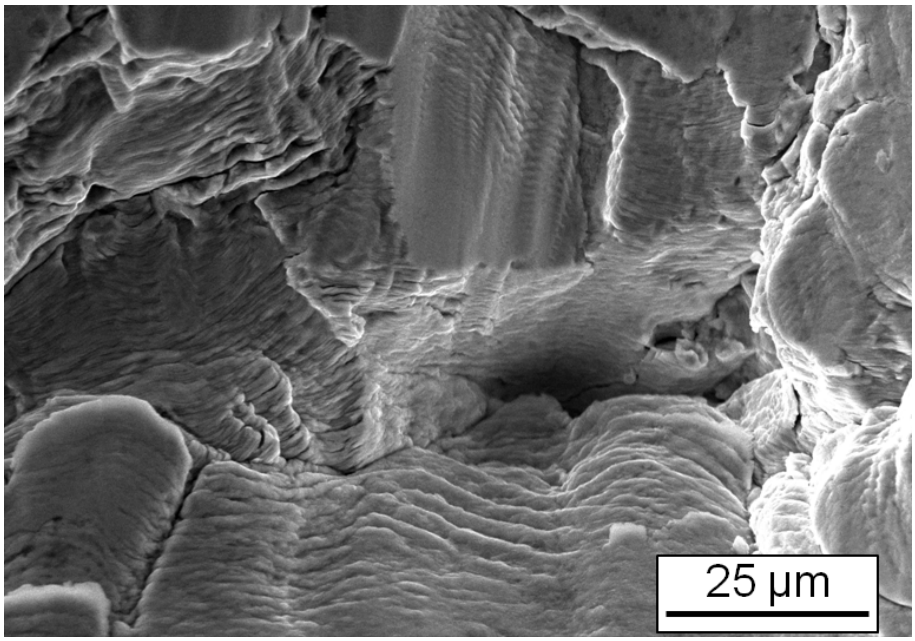


FIGURE C.1 – Cliché MEB sur éprouvette en tôle soudée, $\Delta\varepsilon = 0.4$ % - Zone 1

C.2 Eprouvettes en tôle soudée arasée

C.3 Eprouvettes en tôle

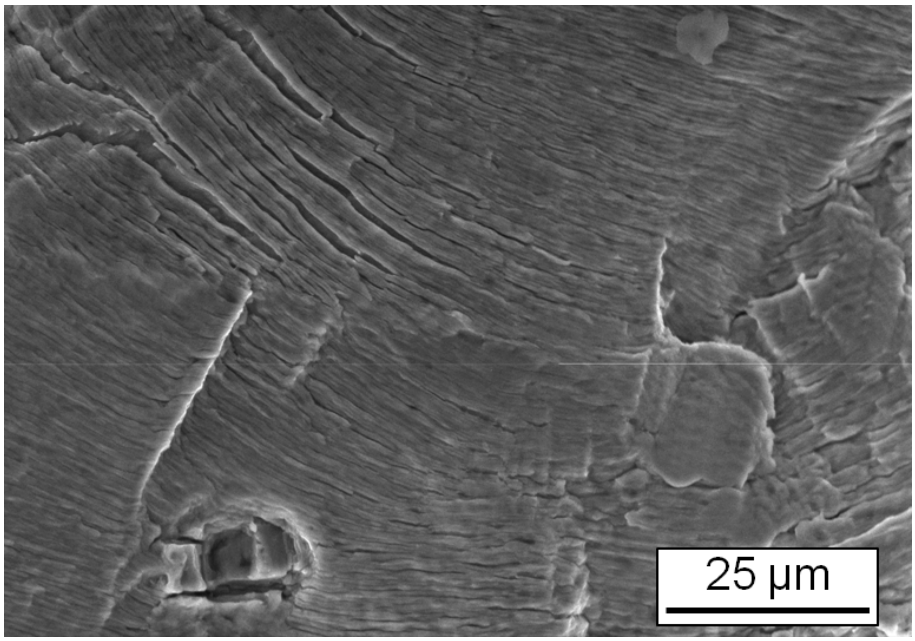


Figure C.2 – Cliché MEB sur éprouvette en tôle soudée, $\Delta\varepsilon = 0.4$ % - Zone 2

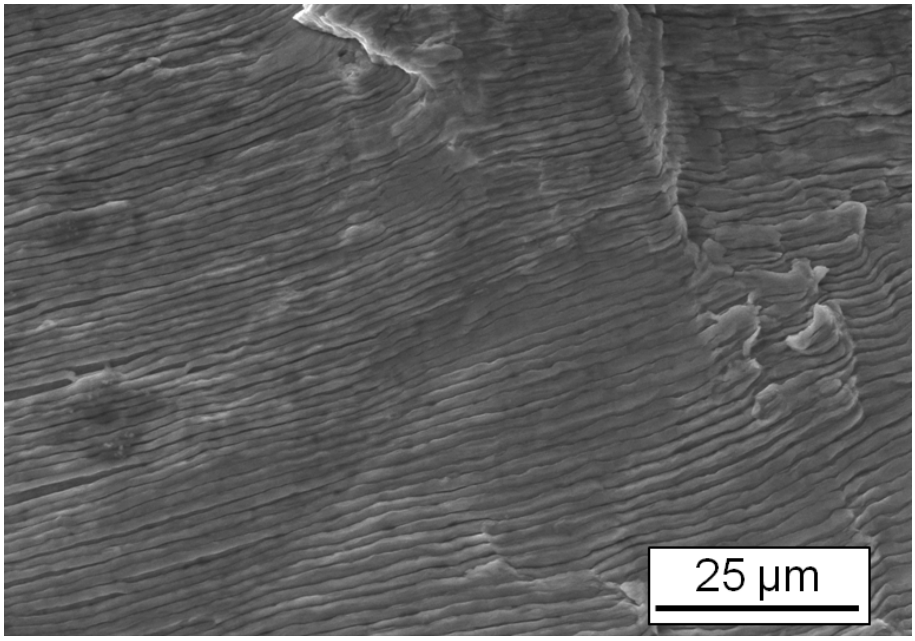


Figure C.3 – Cliché MEB sur éprouvette en tôle soudée, $\Delta\varepsilon = 0.4$ % - Zone 3

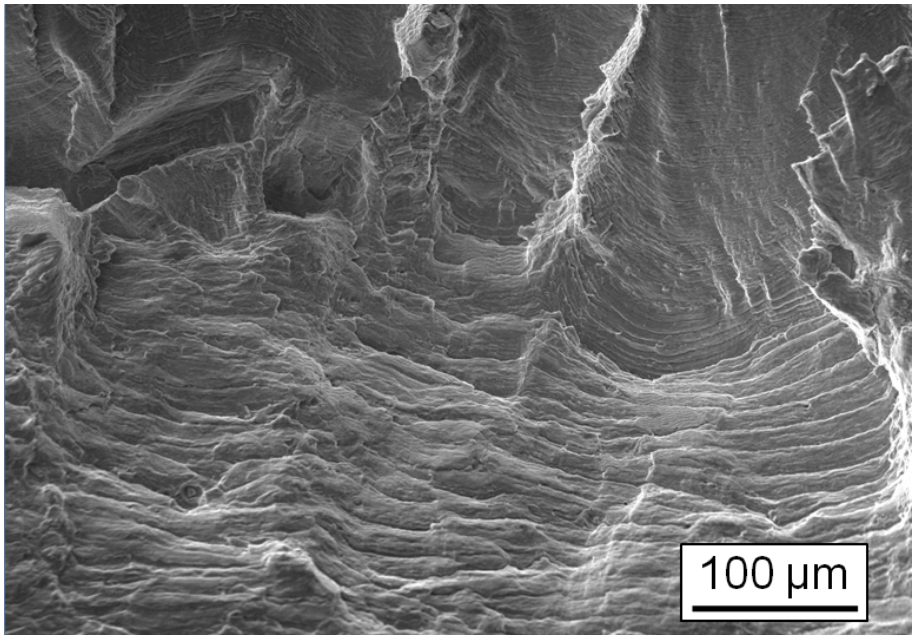


FIGURE C.4 – Cliché MEB sur éprouvette en tôle soudée, $\Delta\varepsilon = 0.4$ % - Zone 4

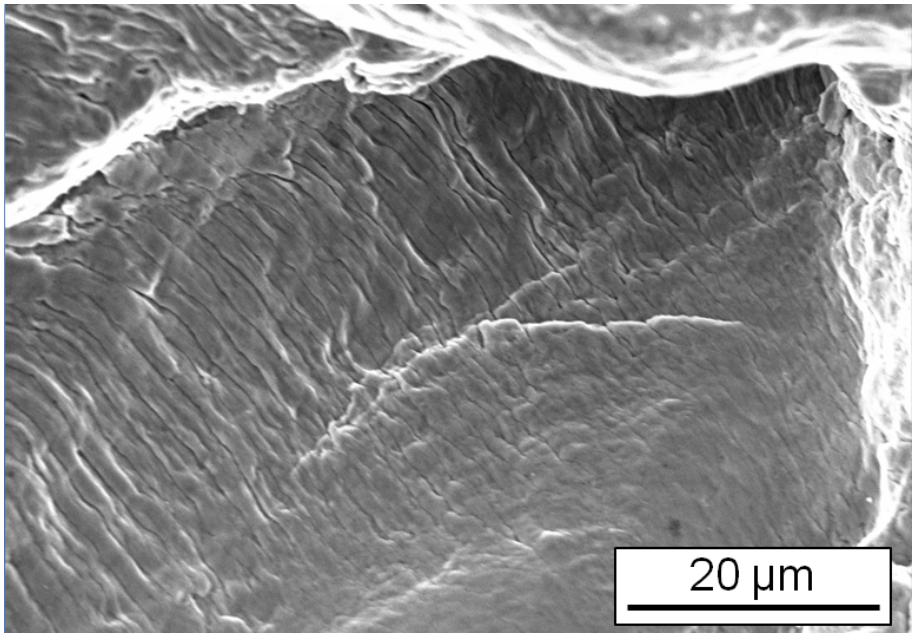


FIGURE C.5 – Cliché MEB sur éprouvette en tôle soudée, $\Delta\varepsilon = 0.5$ % - Zone 3

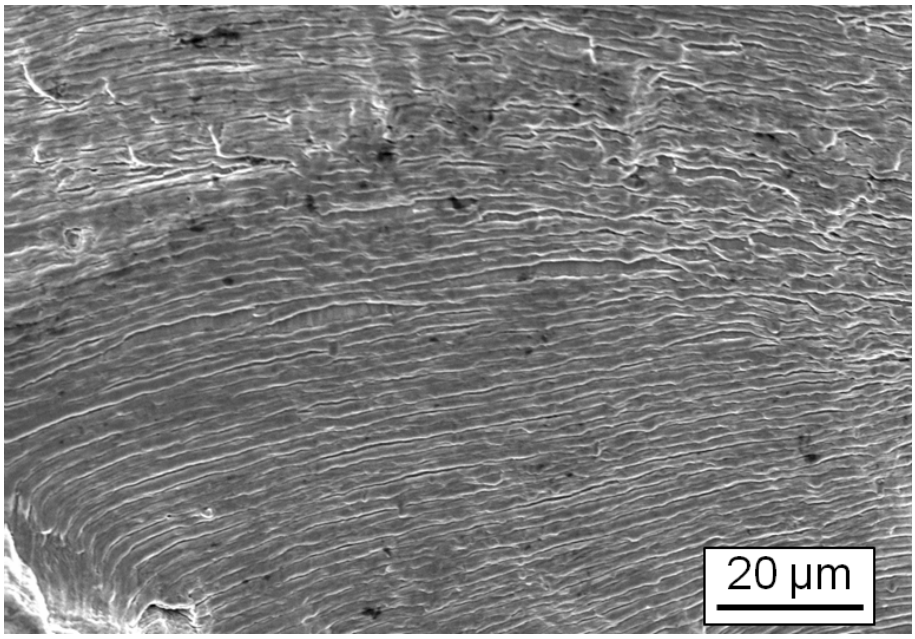


FIGURE C.6 – Cliché MEB sur éprouvette en tôle soudée, $\Delta\varepsilon = 0.5$ % - Zone 4

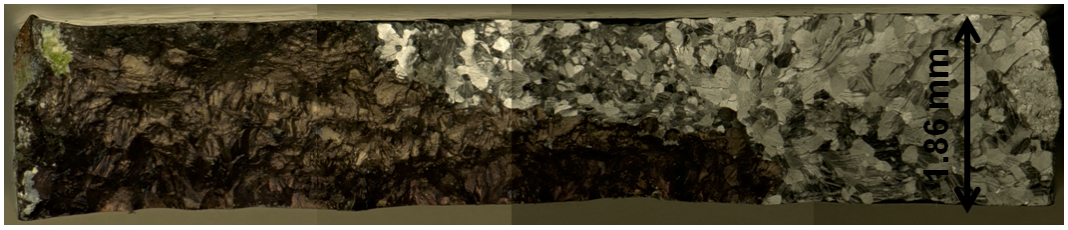


FIGURE C.7 – Faciès de rupture de l'éprouvette en tôle soudée arasée, $\Delta\varepsilon = 0.35$ %

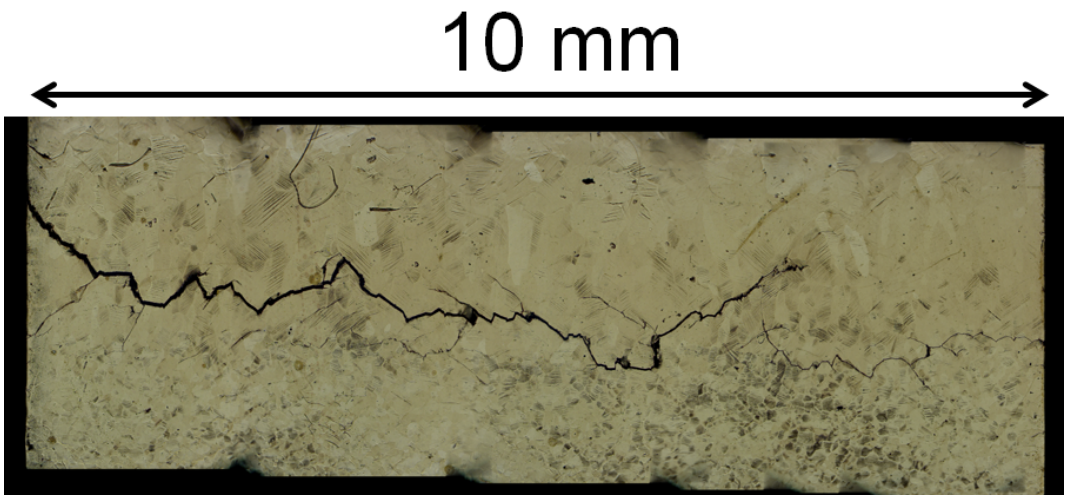
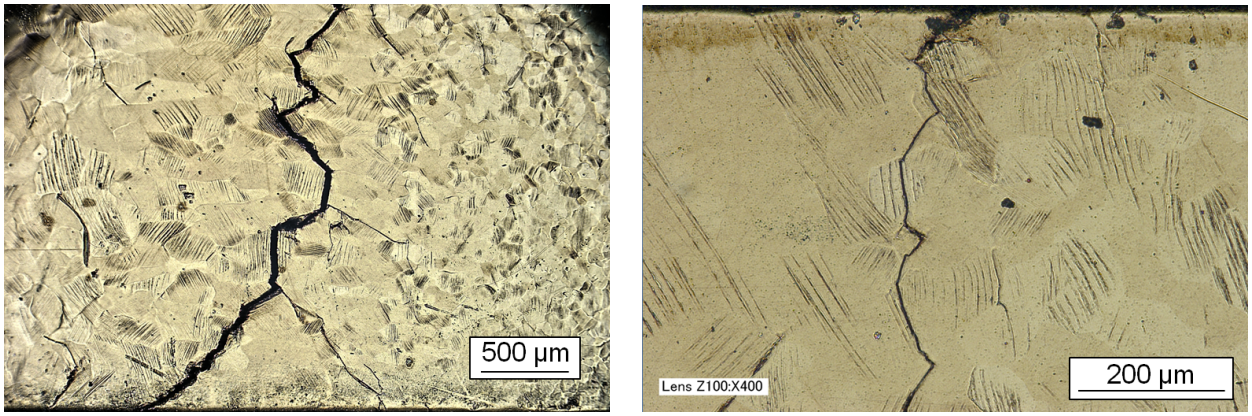


FIGURE C.8 – Fissure principale sur éprouvette en tôle soudée arasée, $\Delta\varepsilon = 0.35$ %



(a) Extrémité 1 (b) Extrémité 2

FIGURE C.9 – Micrographies de l'éprouvette en tôle soudée arasée le long de la fissure principale, $\Delta\varepsilon = 0.35$ %

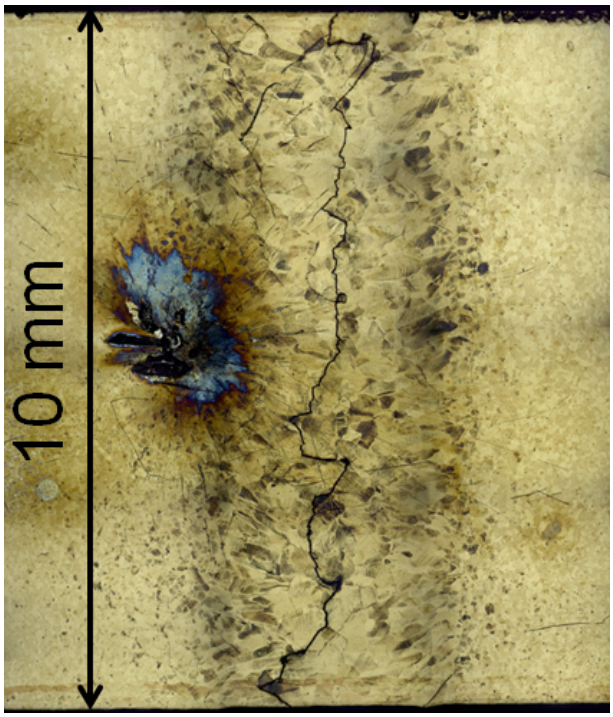
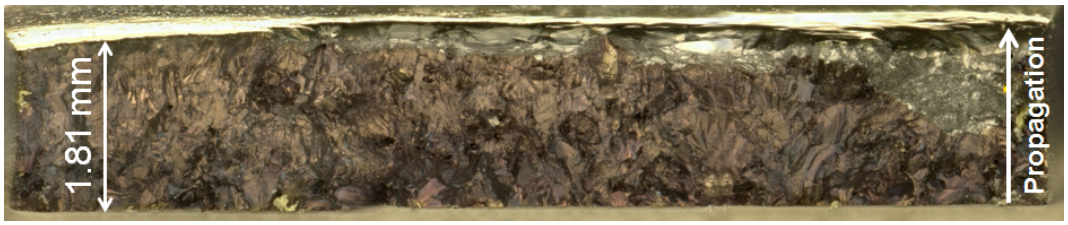
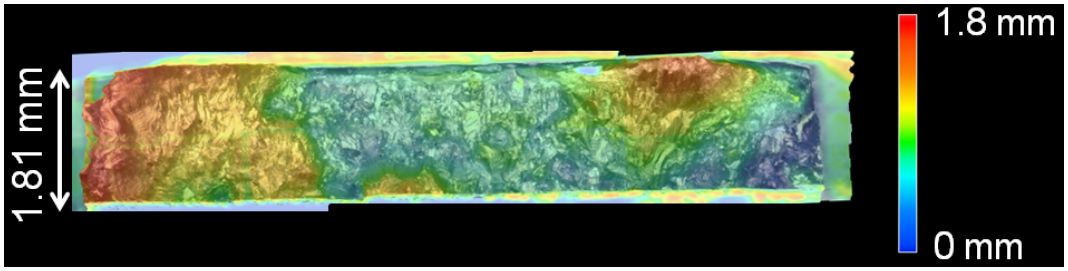


FIGURE C.10 – Fissure principale sur éprouvette en tôle soudée arasée, $\Delta\varepsilon = 0.4$ %

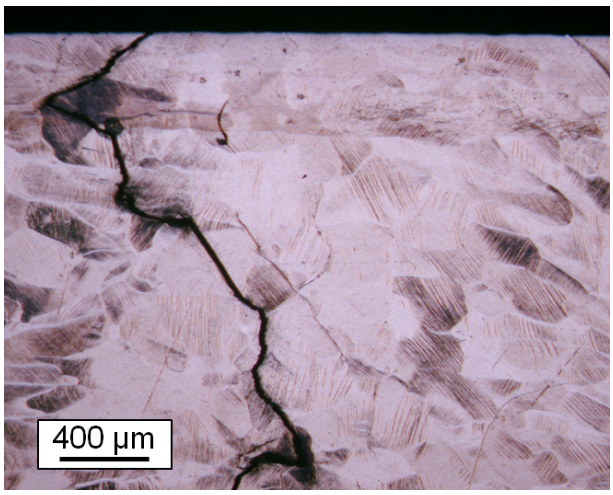


(a) Faciès

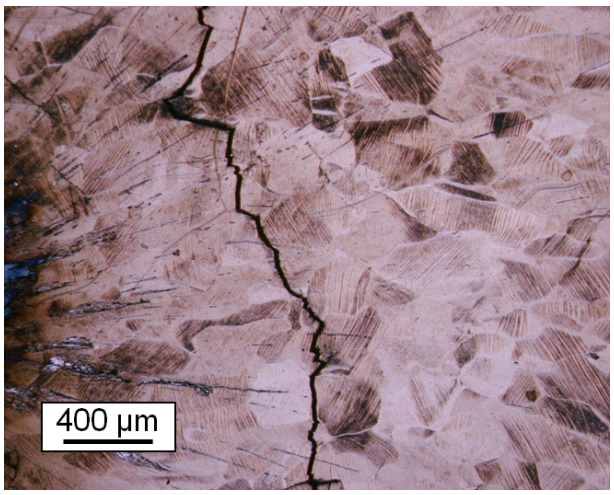


(b) Dénivelé

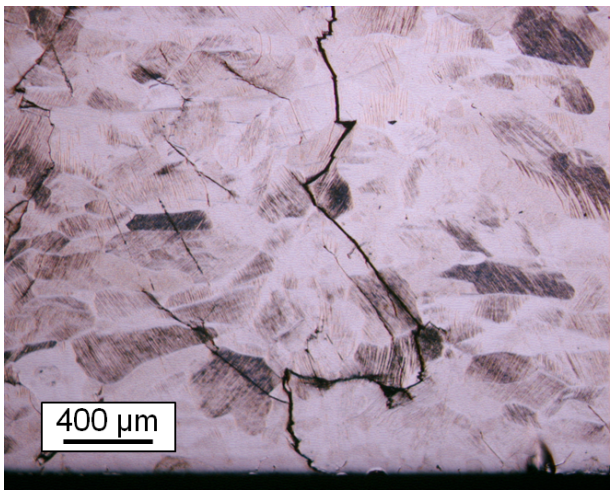
Figure C.11 – Faciès de rupture de l'éprouvette en tôle soudée arasée, $\Delta\varepsilon = 0.4$ %



(a) Extrémité 1

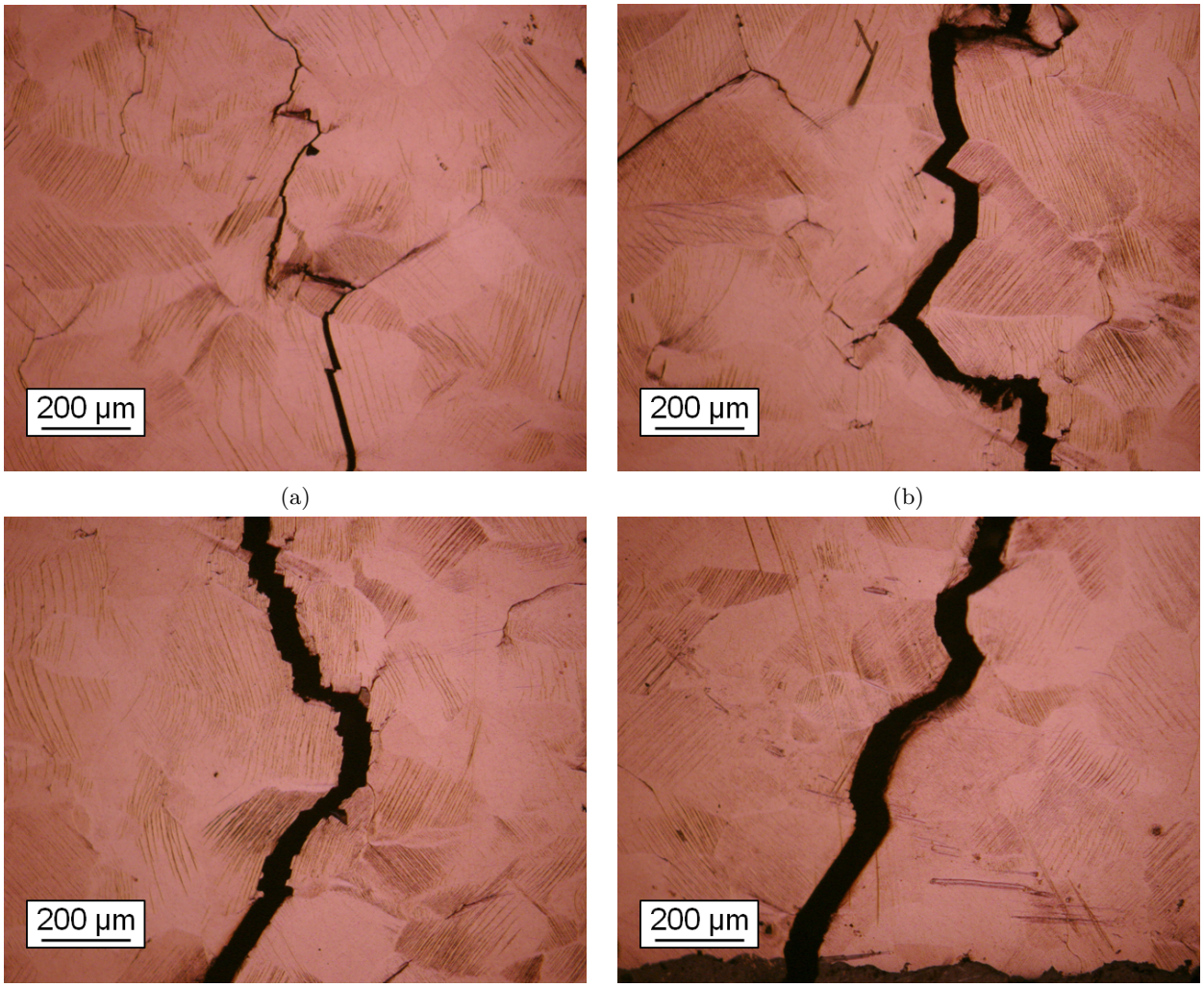


(b) Milieu



(c) Extrémité 2

FIGURE C.12 – Micrographies de l'éprouvette en tôle soudée arasée le long de la fissure principale, $\Delta\varepsilon = 0.4$ %



(a) (b) (c) (d)

FIGURE C.13 – Micrographies de l'éprouvette en tôle soudée arasée le long de la fissure principale, $\Delta\varepsilon = 0.5$ %

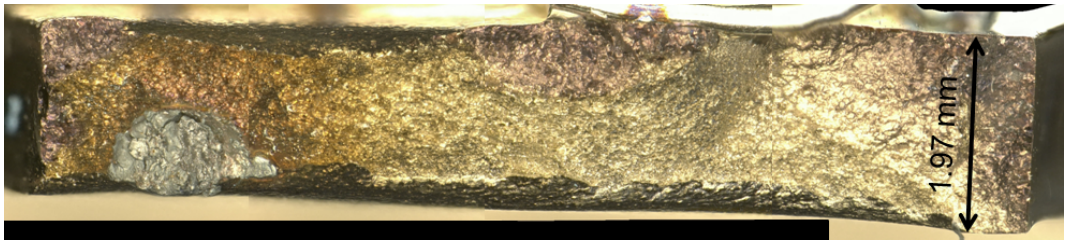
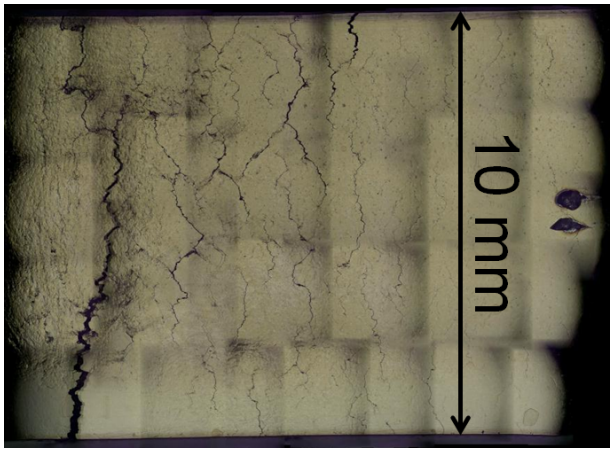
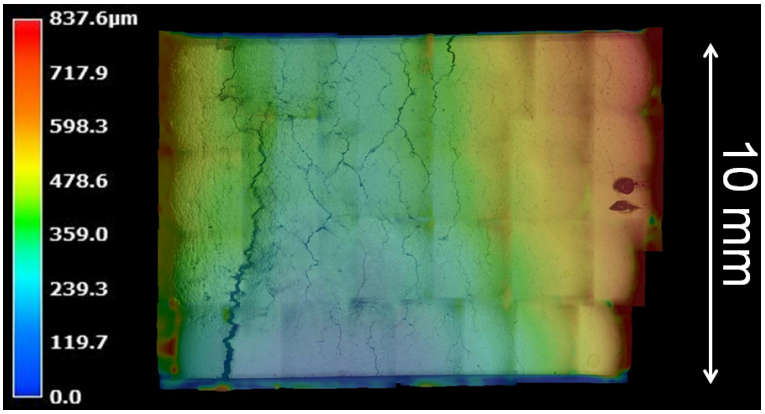


FIGURE C.14 – Faciès de rupture d'une éprouvette en tôle, $\Delta\varepsilon = 0.4$ %



(a) Zone utile



(b) Dénivelé

FIGURE C.15 – Fissure principale sur une éprouvette en tôle, $\Delta\varepsilon = 0.45$ %

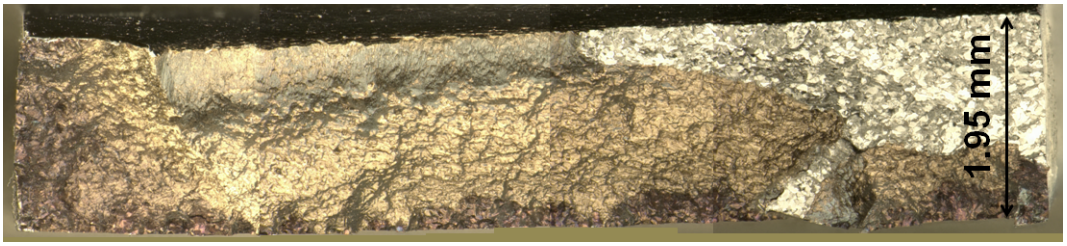
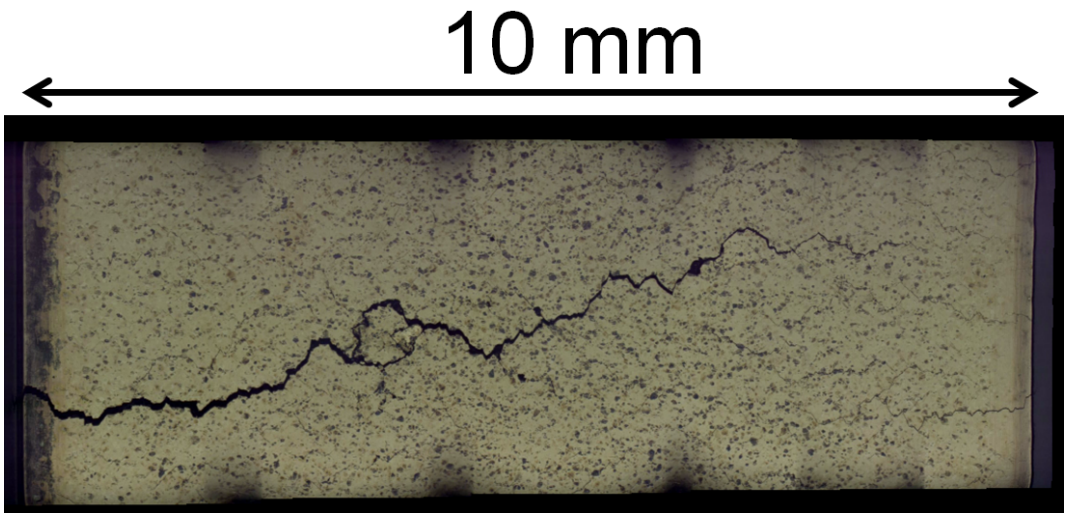
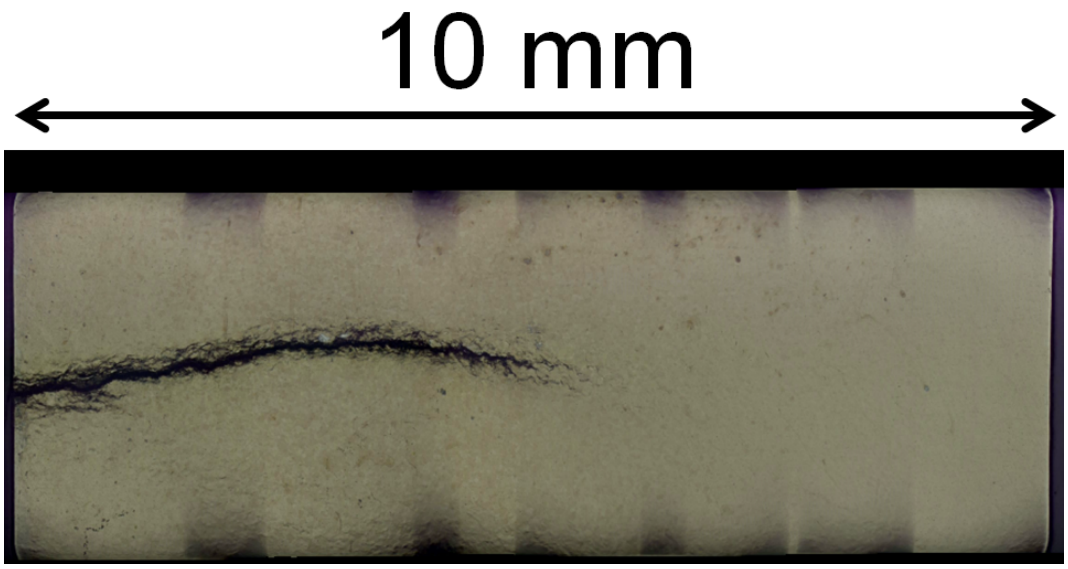


FIGURE C.16 – Faciès de rupture d'une éprouvette en tôle, $\Delta\varepsilon = 0.45$ %



(a) Face a



(b) Face b

Figure C.17 – Fissure principale sur une éprouvette en tôle, $\Delta\varepsilon = 0.5$ %

Annexe D

Tableaux récapitulatifs

D.1 Bilan des essais de durée isothermes - Caractéristiques mesurées expérimentalement

Les essais de durée de vie sont effectués à $300°C$ sur des éprouvettes en tôle (T), en tôle soudée (TS) et en tôle soudée arasée (TSA). Les caractéristiques de ces essais, mesurées à mi-durée de vie ($N = \frac{N_f}{2}$), sont récapitulées dans le Tableau D.1. $\frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2}$ est l'amplitude de déformation appliquée aux bornes de l'extensomètre, $\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}$, l'amplitude de déformation plastique et $\frac{\Delta\varepsilon_e}{2}$, l'amplitude de déformation élastique, mesurées au cours du cycle $\frac{N_f}{2}$. $\frac{\Delta\sigma}{2}$ est l'amplitude de contrainte nominale au cours de ce cycle, la section nominale étant définie à la section 3.3.2. Enfin, $\Delta W_{p\ ZU}^{d}$ est l'énergie dissipée dans l'ensemble de la zone utile, égale à l'aire de la boucle contrainte nominale - déformation nominale. Des essais de durée de vie à $300°C$ ont également été effectués sur des éprouvettes cylindriques (C) en F18TNB de diamètre 6 mm et de longueur utile 12 mm chez Aperam [78] et au cours de la thèse de R. Faria [32]. Ces essais, utilisés pour mettre au point le critère de ruine, ne sont pas répertoriés dans le tableau pour des raisons de confidentialité.

D.1.1 Caractéristiques mesurées à mi-durée de vie

Les caractéristiques des essais isothermes réalisés à $300°C$ sont mesurées à mi-durée de vie ($N = \frac{N_f}{2}$) et sont récapitulées dans le Tableau D.1.

Table D.1 – Essais de durée de vie isothermes réalisés à $300°C$ - Caractéristiques mesurées à $\frac{N_f}{2}$

Eprouvette	Durée de vie [cycles]	$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ [%]	$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ [%]	$\frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ [%]	$\frac{\Delta\sigma}{2}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ [MPa]	$\Delta W_{p\ ZU}^{d}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ $[mJ.mm^{-3}]$	Fréq. [Hz]	Vit. $[\%.s^{-1}]$	Remarques
T	>44070	0.0088	0.1898	0.1986	365	0.1996	0.05	0.040	Fissuration dans le rayon de raccordement
T	>27550	0.0122	0.1868	0.1990	360	0.3421	0.05	0.040	Tranches non polies. fissuration dans le rayon de raccordement
T	>30870	0.0229	0.2023	0.2252	390	0.3712	0.05	0.045	Fissuration dans le rayon de raccordement
T	20590	0.0519	0.1961	0.2480	378	0.6492	0.05	0.05	
TS	5179	-	-	0.1750	282	0.4619	0.05	0.035	
TS	5468	-	-	0.2001	289	0.5779	0.05	0.040	
TS	2021	-	-	0.2502	308	1.1436	0.05	0.050	
TSA	16240	-	-	0.1754	283	0.1819	0.05	0.035	
TSA	11490	-	-	0.1984	258	0.4086	0.05	0.040	
TSA	6520	-	-	0.2504	297	0.7531	0.05	0.050	

D.1.2 Caractéristiques mesurées au 20ème cycle

Les caractéristiques des essais isothermes réalisés à $300°C$ sont mesurées au cours du 20ème cycle et sont récapitulées dans le Tableau D.2.

TABLE D.2 – Essais de durée de vie isothermes réalisés à 300°C - Caractéristiques mesurées au 20ème cycle

Eprouvette	Durée de vie [cycles]	$\frac{\Delta\varepsilon_p}{2}$ (20) [%]	$\frac{\Delta\varepsilon_e}{2}$ (20) [%]	$\frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2}$ (20) [%]	$\frac{\Delta\sigma}{2}$ (20) [MPa]	$\Delta W^d_{p\ ZU}$ (20) [$mJ.mm^{-3}$]	Fréq. [Hz]	Vit. [$\%.s^{-1}$]	Remarques
T	>44070	0.0646	0.1351	0.1997	261	0.5692	0.05	0.040	Fissuration dans le rayon de raccordement
T	>27550	0.0628	0.1369	0.1997	264	0.6005	0.05	0.040	Tranches non polies, fissuration dans le rayon de raccordement
T	>30870	0.0855	0.1389	0.2244	268	0.7287	0.05	0.045	Fissuration dans le rayon de raccordement
T	20590	0.1049	0.1453	0.2502	280	0.9826	0.05	0.050	
TS	5179	-	-	0.1751	293	0.4691	0.05	0.035	
TS	5468	-	-	0.2005	307	0.7094	0.05	0.04	
TS	2021	-	-	0.2504	333	1.1740	0.05	0.05	
TSA	16240	-	-	0.1752	273	0.2441	0.05	0.035	
TSA	11490	-	-	0.1996	260	0.3975	0.05	0.04	
TSA	6520	-	-	0.2489	300	0.7751	0.05	0.05	

D.2 Bilan des essais de durée anisothermes - Caractéristiques mesurées expérimentalement

Les essais de durée de vie anisotherme sont réalisés sur des éprouvettes en tôle et en tôle soudée. Les caractéristiques des essais mesurées à mi-durée de vie sont reportées dans le Tableau D.3, et celles mesurées au 20ème cycle dans le Tableau D.4. $\frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2}$ est l'amplitude de déformation appliquée aux bornes de l'extensomètre, $\frac{\Delta\sigma}{2}$ est l'amplitude de contrainte nominale mesurée au cours du cycle considéré, la section nominale des éprouvettes étant définie à la section 4.2.2. Enfin, $\Delta W_{p\ ZU}^{d}$ est l'énergie dissipée dans la zone utile de l'éprouvette, égale à l'aire de la boucle contrainte nominale - déformation nominale.

D.2.1 Caractéristiques mesurées à mi-durée de vie

Les caractéristiques des essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle et en tôle soudée sont mesurées à mi-durée de vie puis reportées dans le Tableau D.3.

Table D.3 – Essais de durée de vie anisothermes - Caractéristiques mesurées à $\frac{N_f}{2}$

Eprouvette	Type de cycle	Durée de vie [cycles]	$\frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ [%]	$\frac{\Delta\sigma}{2}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ [MPa]	$\Delta W_{p\ ZU}^{d}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ $[mJ.mm^{-3}]$	Fréquence [Hz]	Vitesse $[\%.s^{-1}]$	Remarques
T	Tr	1391	0.1972	131	0.5316	0.05	0.0394	Fissure sur l'extensomètre
T	Tr	1068	0.2513	135	0.7532	0.05	0.0503	Forte striction au centre et à partir de l'extensomètre
T	Tr	303	0.3458	163	1.4215	0.05	0.0692	Forte striction au centre et à partir de l'extensomètre
TS	Tr	1068	0.2	158	0.5681	0.05	0.0400	
TS	Tr	701	0.2517	168	0.7796	0.05	0.0503	
TS	Tr	993	0.2964	174	1.0663	0.05	0.0593	
TS	Tr	301	0.3517	187	1.4849	0.05	0.0703	
TS	Co	955	0.2037	158	0.5731	0.05	0.0407	
TS	Co	845	0.2548	160	0.7925	0.05	0.0510	
TS	Co	287	0.3531	182	1.4102	0.05	0.0706	

D.2.2 Caractéristiques mesurées au 20ème cycle

Les caractéristiques des essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle et en tôle soudée sont mesurées au 20ème cycle puis reportées dans le Tableau D.4.

Table D.4 – Essais de durée de vie anisothermes - Caractéristiques mesurées 20ème cycle

Eprouvette	Type de cycle	Durée de vie [cycles]	$\frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ [%]	$\frac{\Delta\sigma}{2}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ [MPa]	$\Delta W_{p\ ZU}^{d}\left(\frac{N_f}{2}\right)$ $[mJ.mm^{-3}]$	Fréquence [Hz]	Vitesse $[\%.s^{-1}]$	Remarques
T	Tr	1391	0.196	146	0.5369	0.05	0.03944	Fissure sur l'extensomètre
T	Tr	1068	0.2501	143	0.7547	0.05	0.0503	Forte striction au centre et à partir de l'extensomètre
T	Tr	303	0.3486	162	1.3414	0.05	0.0692	Forte striction au centre et à partir de l'extensomètre
TS	Tr	1068	0.1968	172	0.5753	0.05	0.0400	
TS	Tr	701	0.2466	182	0.7702	0.05	0.0503	
TS	Tr	993	0.2970	188	1.0372	0.05	0.0593	
TS	Tr	301	0.3543	202	1.6181	0.05	0.0703	
TS	Co	955	0.2050	163	0.4458	0.05	0.0407	
TS	Co	845	0.2573	177	0.8226	0.05	0.0510	
TS	Co	287	0.3543	192	1.4539	0.05	0.0706	

D.3 Bilan des essais de durée de vie - Caractéristiques simulées

Pour mettre au point le critère de fatigue, nous disposons d'une base expérimentale composée d'essais de durée de vie isothermes réalisés sur des éprouvettes cylindriques à $300°C$, $650°C$ et $850°C$, dont les résultats ont été fournis par Aperam [78]. Certains essais de durée de vie ont également été réalisés par R. Faria au cours de sa thèse [32] sur des éprouvettes cylindriques à $300°C$ et à $850°C$. Ces essais, réalisés à une fréquence de 0.05 Hz, sont intéressants pour étudier l'influence de la fréquence sur l'endommagement créé, notamment à température élevée. De plus, nous disposons désormais d'essais de durée de vie réalisés sur des éprouvettes en tôle et en tôle soudée à $300°C$ ainsi que d'essais anisothermes réalisés sur des éprouvettes en tôle soudée. Nous avons remarqué à la section 4.3.2 que la rupture des éprouvettes en tôle soumises à un chargement anisotherme était due à une instabilité du comportement qui n'apparaît pas sur les autres essais ni sur le collecteur d'échappement. Les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle ne seront donc pas pris en compte dans la mise au point du critère de durée de vie.

La valeur du critère est obtenue à l'aide de simulations numériques, qui diffèrent selon le type d'éprouvette testé :

- **Eprouvettes cylindriques :** On considère que les conditions de chargement sont appliquées de manière uniforme sur la zone utile de l'éprouvette. La simulation de ces essais est alors effectuée sur un élément de volume dans le code de calcul par éléments finis Zébulon. Les grandeurs mécaniques intervenant dans le critère de durée de vie sont évaluées au centre de l'élément de volume, au cours du 20ème cycle de calcul, considéré comme stabilisé.

- **Eprouvettes en tôle soumise à des essais isothermes :** La zone utile ne présente pas de gradient de contrainte et de déformation significatif. La simulation des essais isothermes est donc réalisée sur un élément de volume dans le code de calcul Zébulon et les grandeurs mécaniques intervenant dans le critère de ruine sont évaluées en son centre, au cours du 20ème cycle de chargement, considéré comme stabilisé.

- **Eprouvettes en tôle soudée :** La présence du cordon de soudure génère des gradients de contrainte et de déformation significatifs dans la zone utile. Ces essais sont simulés, à l'aide du code de calcul par éléments finis Abaqus, en utilisant le modèle de soudure de type C présenté à la section 3.6.2. La zone de post-traitement est un volume de 1 mm^3 positionné en sortie des éléments coques, dans la zone dissipant le plus d'énergie. Pour les essais isothermes, le post-traitement est donc centré sur le pied du petit bourrelet de la soudure, tandis que pour les essais anisothermes le post-traitement est centré sur pied du gros bourrelet, comme le montre la Figure D.1. De plus, pour limiter les temps de calcul, on considère que l'état stabilisé est atteint au cours du 5ème cycle de chargement. En effet, pour les essais anisothermes, la section 4.4.1 montre que la simulation de 5 cycles de chargement est suffisante pour obtenir le comportement cyclique stabilisé du matériau, ce qui correspond aux standards de calcul actuellement utilisés chez PSA Peugeot Citroën.

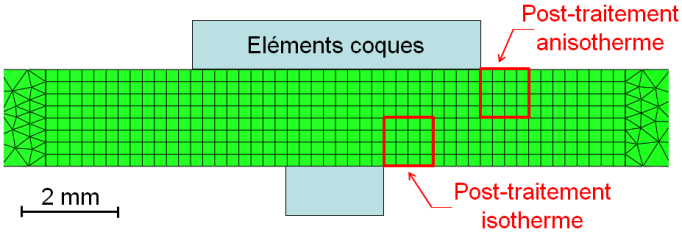


FIGURE D.1 – Zones de post-traitement du critère pour les éprouvettes soudées

L'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes en tôle et en tôle soudée et utilisés pour mettre au point le critère de fatigue est répertorié dans le Tableau D.5. L'ensemble des essais réalisés sur les éprouvettes cylindriques n'est pas présenté pour des raisons de confidentialité.

$\Delta\varepsilon_{nom}$ correspond à l'amplitude de déformation imposée aux bornes de l'extensomètre tandis que $\Delta\varepsilon_t$ correspond à l'amplitude de déformation totale relevée dans le volume de post-traitement. L'amplitude de déformation totale est définie comme le rayon de l'hypersphère circonscrite au trajet des déformations au cours du dernier cycle de chargement.

La loi de comportement utilisée pour simuler les essais a été développée par L. Bucher [12] et est présentée dans la section 4.4.1.

Table D.5 – Bilan des essais de durée de vie - Caractéristiques simulées

Eprouvette	N_f [cycles]	T [$°C$]	$\frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2}$ [%]	$\frac{\Delta\varepsilon_t}{2}$ [%]	$\frac{\Delta\sigma}{2}$ [MPa]	p_{max} [MPa]	p_{moy} [MPa]	ΔW_p^d [$mJ.mm^{-3}$]	ΔW_e^{op} [$mJ.mm^{-3}$]	Fréquence [Hz]	Remarques
T	44070	300	0.2000	0.2000	195	65.0	0.0	6.16E-01	1.32E-02	0.05	Fissuration dans le rayon de raccordement
T	30870	300	0.2250	0.2250	202	67.4	0.0	7.75E-01	1.42E-02	0.05	Fissuration dans le rayon de raccordement
T	20590	300	0.2500	0.2500	208	69.2	0.0	9.49E-01	1.50E-02	0.05	
TS	5179	300	0.1750	0.2219	203	76.6	0.30	8.39E-01	1.83E-02	0.05	
TS	5468	300	0.2000	0.2577	210	79.4	0.50	1.11	1.97E-02	0.05	
TS	2021	300	0.2500	0.3294	218	82.2	0.85	1.61	2.11E-02	0.05	
TS - Tr	1068	300-800	0.2005	0.2303	162	67.7	7.3	6.04E-01	1.87E-02	0.005	
TS - Tr	701	300-800	0.2508	0.3119	172	71.0	8.4	1.09	2.03E-02	0.005	
TS - Tr	993	300-800	0.3010	0.3743	177	73.1	8.9	1.50	2.09E-02	0.005	
TS - Tr	301	300-800	0.3517	0.4355	180	74.4	9.5	1.93	2.17E-02	0.005	
TS - Co	955	300-800	0.2005	0.2519	164	51.9	-7.3	7.03E-01	1.15E-02	0.005	
TS - Co	845	300-800	0.2508	0.3198	173	55.4	-8.5	1.10	1.36E-02	0.005	
TS - Co	287	300-800	0.3512	0.4615	181	57.7	-10.0	1.99	1.68E-02	0.005	

D.4 Bilan des essais - Comparaison essai-calcul

D.4.1 Essais isothermes réalisés sur éprouvettes cylindriques

Plusieurs caractéristiques expérimentales sont fournies par Aperam pour les essais de durée de vie réalisés à $300°C$, $650°C$ et $850°C$ sur éprouvettes cylindriques. La comparaison avec les données simulées n'est pas présentée pour des raisons de confidentialité.

D.4.2 Essais isothermes sur éprouvettes en tôle et en tôle soudée

Le Tableau D.6 récapitule les écarts observés sur l'amplitude de contrainte, sur l'énergie plastique dissipée dans la zone utile, et sur l'énergie d'ouverture élastique $\Delta W_{e\ ZU}^{op}$ pour les différents niveaux de déformations imposés.

La densité d'énergie d'ouverture élastique dissipée dans la zone utile $\Delta W_{e\ ZU}^{op}$ est calculée à partir de l'amplitude de contrainte nominale :

$$\Delta W_{e\ ZU}^{op} = \frac{1-2\nu}{6E}\Delta\sigma_{nom}^2$$

L'énergie d'ouverture élastique dissipée dans la zone utile est définie uniquement pour les éprouvettes en tôle, pour lesquelles nous disposons d'une mesure fiable du module de Young E. Les gradients de déformation et de contrainte étant considérés comme négligeables dans la zone utile de ce type d'éprouvette, la densité d'énergie d'ouverture élastique ainsi calculée dans la zone utile $\Delta W_{e\ ZU}^{op}$ est égale à la densité d'énergie d'ouverture dissipée localement dans le volume caractéristique de 1 mm^3, ΔW_e^{op}.

Table D.6 – Comparaison Essai-Calcul sur les essais isothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle et en tôle soudée à $300°C$

Eprouvette	N_f [cycles]	$\frac{\Delta\varepsilon_{nom}}{2}$ [%]	$\frac{\Delta\sigma_{nom}}{2}$ (20) [MPa]		$\Delta W^d_{p\ ZU}$ (20) $[mJ.mm^{-3}]$		$\Delta W^{op}_{e\ ZU}$ (20) $[mJ.mm^{-3}]$		$\frac{\Delta\sigma_{sim}-\Delta\sigma_{exp}}{\Delta\sigma_{exp}}$ [%]	$\frac{\Delta W^d_{pZUsim}-\Delta W^d_{pZUexp}}{\Delta W^d_{pZUexp}}$ [%]	$\frac{\Delta W^{op}_{eZUsim}-\Delta W^{op}_{eZUexp}}{\Delta W^{op}_{eZUexp}}$ [%]
		Simu	Exp	Simu	Exp	Simu	Exp	Simu			
T	>44070	0.20	261	195	0.5692	0.02355	0.01315	0.6209	-25	9	-44
T	>30870	0.225	268	202	0.7287	0.02483	0.01411	0.7822	-25	7	-43
T	20590	0.25	280	208	0.9826	0.02711	0.01496	0.9537	-26	-3	-45
TS	5179	0.175	293	203	0.4691	-	-	0.5372	-31	15	-
TS	5468	0.20	307	210	0.7094	-	-	0.7001	-32	-1	-
TS	2021	0.25	333	218	1.1740	-	-	1.0603	-35	-10	-

D.4.3 Essais anisothermes sur éprouvettes en tôle soudée

Le Tableau D.7 présente les écarts observés sur l'amplitude de contrainte et sur l'énergie plastique dissipée dans la zone utile au cours des essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée.

TABLE D.7 – Comparaison essai-calcul sur les essais anisothermes réalisés sur les éprouvettes en tôle soudée

Cycle	N_f [cycles]	$\frac{\Delta\epsilon_{nom}}{2}$ [%]	$\frac{\Delta\sigma_{nom}}{2}$ (20) [MPa]		$\Delta W^d_{p\ ZU}$ (20) $[mJ.mm^{-3}]$		$\frac{\Delta\sigma_{sim}-\Delta\sigma_{exp}}{\Delta\sigma_{exp}}$ [%]	$\frac{\Delta W^d_{p\ ZU\ sim}-\Delta W^d_{p\ ZU\ exp}}{\Delta W^d_{p\ ZU\ exp}}$ [%]
		Simu	Exp	Simu	Exp	Simu		
Tr	1068	0.20	172	174	0.5753	0.4782	1	-17
Tr	701	0.25	182	189	0.7702	0.7638	4	-1
Tr	993	0.30	188	197	1.0372	1.0697	5	3
Tr	301	0.35	202	202	1.6181	1.4072	0	-13
Co	955	0.20	163	177	0.4458	0.4810	9	8
Co	845	0.25	177	190	0.8226	0.7640	7	-7
Co	287	0.35	192	202	1.4539	1.4214	5	-2

Prédiction de la durée de vie de structures mécanosoudées soumises à des chargements thermiques anisothermes : Application aux collecteurs d'échappement en tôle

Résumé : Traditionnellement, les collecteurs d'échappement sont fabriqués en fonte, d'un seul tenant. En raison de l'augmentation des performances des moteurs, des tôles d'acier mécano-soudées sont maintenant utilisées pour améliorer la tenue mécanique du collecteur à haute température. Cette technologie permet de réduire la masse du collecteur et de répondre ainsi favorablement aux normes de dépollution les plus sévères. L'objectif de la thèse est de proposer un modèle numérique de soudure et un critère de ruine associé permettant de prédire la durée de vie de ces structures mécano-soudées soumises à des chargements thermiques anisothermes. La procédure de dimensionnement consiste à simuler plusieurs cycles de chargements et à évaluer le critère de fatigue sur le dernier cycle simulé, considéré comme stabilisé.

Dans un premier temps, une étude théorique est menée sur la caractérisation des différents états asymptotiques (adaptation, accommodation et rochet). Elle permet, d'une part de vérifier que l'état stabilisé est effectivement atteint et éventuellement d'estimer le nombre de cycles nécessaires pour l'atteindre, d'autre part de déterminer la nature de l'état limite. Dans un second temps, des essais de durée de vie isothermes, réalisés sur des éprouvettes en tôle, en tôle soudée et en tôle soudée arasée (abrasion du cordon puis polissage de la zone utile) mettent en évidence l'influence de la géométrie et de la microstructure au niveau de la soudure sur la durée de vie de ces structures. Enfin, des essais de durée de vie anisothermes, inspirés de chargements effectivement observés sur le collecteur, ont été réalisés sur des éprouvettes en tôle et en tôle soudée.

La rigidité du cordon de soudure est modélisée à l'aide d'éléments coques dimensionnés de sorte à reproduire la déformée des éprouvettes en tôle soudée observée expérimentalement. Différents critères de ruine sont mis au point sur le matériau de base pour caractériser l'endommagement induit par des chargements anisothermes puis sont adaptés à la zone soudée. Enfin, la simulation d'un essai de choc thermique sur un collecteur d'échappement permet de valider le modèle de soudure proposé et de tester la pertinence des critères vis-à-vis de l'application industrielle.

Mots clés : Fatigue thermo-mécanique, structure soudée, chargement anisotherme

Lifetime of welded structures subjected to anisothermal loadings: Application to steel exhaust manifolds.

Abstract: Exhaust manifolds are classically designed in cast-iron. However, the engine performance increasing, the output gas reaches higher temperature, and other types of material like welded steel plates are considered to design exhaust manifolds. These components are subjected to complex thermomechanical loadings which must be taken into account in fatigue design. To limit the computational costs, only a few loading cycles are simulated and a fatigue criterion is used to estimate the lifetime of the structure. This study proposes a junction model combined with a fatigue criterion to assess the lifetime of a welded structure. The model is simple enough to be integrated into a computation on a complete structure and the fatigue criterion is available for anisothermal loadings.

The theoretical characterization of the asymptotic states (elastic or plastic shakedown, ratchetting) is studied and adapted to anisothermal loadings in order to check whether the structure reaches a stabilized behaviour and to find the trend line of the evolution of the structure. Then isothermal low cycle fatigue tests are completed up to specimen crack initiation on plate, butt-welded plate and butt-welded plate after smoothing out the weld bead. The geometry and the microstructure of the weld have significant influence on strain localization and on the fatigue lifetime of the specimens. Finally anisothermal tests were completed on welded specimens to reproduce the typical loading seen by welds on exhaust manifolds.

The stiffness of the weld is modelled thanks to additional shell elements calibrated to reproduce the deflected shapes of the welded specimens. Various fatigue criteria are developed on the base material to characterize anisothermal damage, and are then adapted to welded zones. The junction model is finally validated thanks to the simulation of a thermal shock on an exhaust manifold and the relevance of the criteria is estimated in relation to the industrial application.

Keywords: Thermal-mechanical fatigue, welded structure, anisothermal loading

MINES ParisTech

ParisTech
INSTITUT DES SCIENCES ET TECHNOLOGIES
PARIS INSTITUTE OF TECHNOLOGY